

DANILO BASSETO DO VALLE

**A INFLUÊNCIA DO CONTROLADOR GUPFC NO SISTEMA  
ELÉTRICO DE POTÊNCIA VISANDO A ESTABILIDADE A  
PEQUENAS PERTURBAÇÕES**



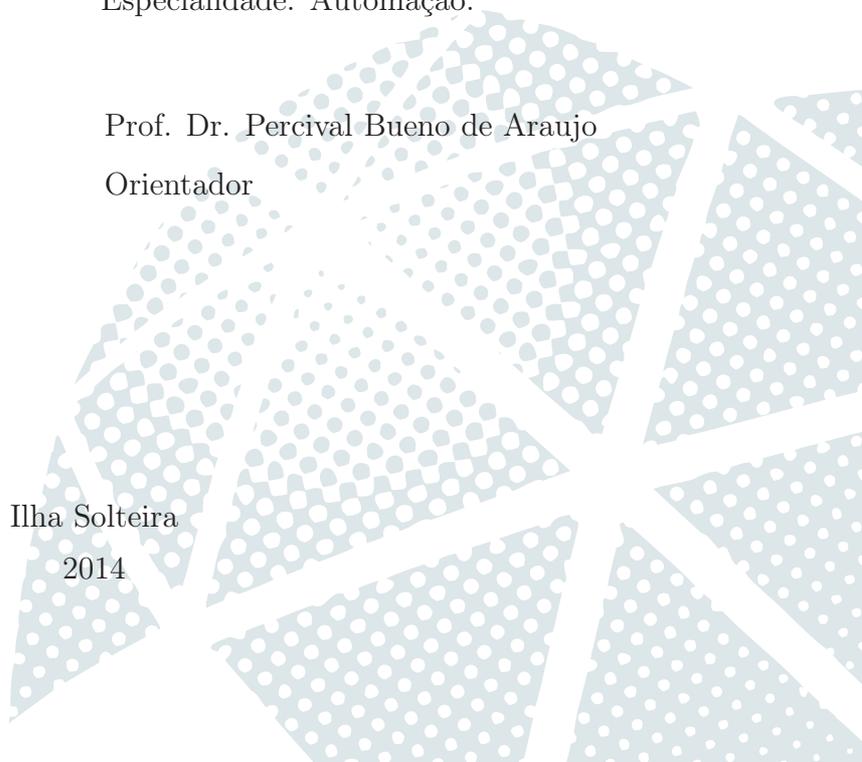
DANILO BASSETO DO VALLE

**A INFLUÊNCIA DO CONTROLADOR GUPFC NO SISTEMA  
ELÉTRICO DE POTÊNCIA VISANDO A ESTABILIDADE A  
PEQUENAS PERTURBAÇÕES**

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia  
do Campus de Ilha Solteira - UNESP como  
parte dos requisitos para obtenção do título  
de Doutor em Engenharia Elétrica.  
Especialidade: Automação.

Prof. Dr. Percival Bueno de Araujo  
Orientador

Ilha Solteira  
2014



## FICHA CATALOGRÁFICA

Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

V181i Valle, Danilo Basseto do.  
A influência do controlador gupfc no sistema elétrico de potência visando a estabilidade a pequenas perturbações / Danilo Basseto do Valle. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2014  
182 f.:il.

Tese (doutorado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Automação, 2014

Orientador: Percival Bueno de Araujo

Inclui bibliografia

1. Estabilidade a pequenas perturbações. 2. Estabilizadores suplementares. 3. FACTS. 4. Fluxo de potência. 5. GUPFC. 6. PSO.



**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA**  
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA  
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA

**CERTIFICADO DE APROVAÇÃO**

**TÍTULO:** A Influência do Controlador GUPFC no Sistema Elétrico de Potência Visando a Estabilidade a Pequenas Perturbações

**AUTOR:** DANILO BASSETO DO VALLE

**ORIENTADOR:** Prof. Dr. PERCIVAL BUENO DE ARAUJO

Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de DOUTOR EM ENGENHARIA ELÉTRICA, Área: AUTOMAÇÃO, pela Comissão Examinadora:

Prof. Dr. PERCIVAL BUENO DE ARAUJO  
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. DILSON AMANCIO ALVES  
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. LAURENCE DUARTE COLVARA  
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. UIGOR KOPCAK  
Escola de Engenharia Elétrica e de Computação - Eeec / Universidade Federal de Goiás

Prof. Dr. CARLOS ROBERTO MENDONÇA DA ROCHA  
Centro de Engenharias e Ciências Exatas / Universidade Estadual do Oeste do Paraná

Data da realização: 04 de abril de 2014.



*À minha família, em especial aos meus pais Júlio e Luiza, ao meu irmão Dagoberto e a minha noiva Cintya, por todo amor, apoio, confiança e incentivo em todos os momentos.*



# Agradecimentos

É com extrema satisfação que expresso aqui o mais profundo agradecimento a todos aqueles que tornaram a realização desse trabalho possível. Em especial, dedico meus agradecimentos:

- A Deus, por me conceder as graças necessárias para chegar até aqui;
- À Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira manifesto apreço pela possibilidade de realização do presente trabalho e por todos os meios colocados à disposição;
- Ao meu grande amigo Dr. Percival Bueno de Araujo, cuja didática impecável dentro da sala de aula e a seriedade com que trata a pesquisa servirá de modelo para minha vida. Agradeço-lhe também pela grande amizade adquirida e por todos os ensinamentos fora do ambiente acadêmico, pois foram tão valiosos quanto aqueles que fizeram o sonho de concluir esse doutorado possível;
- À minha família, meu referencial, minha base e minha fortaleza. Agradeço aos meus pais Julio e Luiza e a meu irmão Dagoberto, pelo amor e apoio incondicional para que esse trabalho fosse realizado;
- À minha noiva Cintya, por sua companhia, compreensão, carinho e dedicação. Agradeço a Deus por ter colocado você em minha vida, pois ao seu lado sou uma pessoa melhor!;
- Aos professores da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, em especial, aos professores Dilson Amâncio Alves, Laurence Duarte Colvara e Anna Diva Plasencia Lotufo, cujos ensinamentos prestados foram essenciais para a realização desse trabalho. Agradeço-lhes também pelas amizades adquiridas, pois essas jamais serão esquecidas;

- Aos amigos do Departamento de Engenharia Elétrica (FEIS - UNESP), por suas amizades e apoio, em especial aos amigos Maxwell Menezes, Luis Fabiano Barone, Raphael Martins, Renan Capellette, Mauro Tonelli, Naryanne Peraro, Aline Pina, Ricardo Frangiosi e Marcos Furini;
- À CAPES, pelo apoio financeiro prestados a mim em forma de bolsa de estudo, em especial ao período no exterior, que me proporcionaram grandes e inesquecíveis experiências.

*“Se vi ao longe é porque estava nos ombros dos gigantes.”*

*Aristóteles (384 a.C. - 322 a.C)*



# Resumo

NESTE trabalho é proposto um modelo de injeção de potência para o controlador *Generalized Unified Power Flow Controller* (GUPFC) que permite representá-lo em programas de fluxo de potência e fluxo de potência ótimo. Também é proposto um modelo para a estrutura do sistema de controle do GUPFC que permite representar sua dinâmica em sistemas elétricos de potência. Todas as análises dinâmicas realizadas neste trabalho visam a estabilidade a pequenas perturbações, porém, o modelo de injeção de potência do GUPFC e o modelo de sua estrutura de controle permitem representá-lo também em um ambiente não linear. A partir das equações algébricas fornecidas pelo modelo de injeção de potência do GUPFC e das equações dinâmicas obtidas a partir da sua estrutura do sistema de controle, é possível analisar a influência que o controlador GUPFC causa no sistema, realizando-se inicialmente uma abordagem estática (em regime permanente), que foi realizada utilizando-se a ferramenta de fluxo de potência expandido. A ferramenta de fluxo de potência expandido trata as variáveis diferenciais como algébricas, para um dado ponto de equilíbrio, ficando o problema restrito a encontrar os zeros de um conjunto de funções não-lineares, cuja solução pode ser obtida através do método de Newton-Raphson, como em um fluxo de potência convencional. Com a solução desse fluxo de potência, pode-se incluir diretamente as correspondentes submatrizes do GUPFC no Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP), já que este foi o modelo escolhido para representação de todos os componentes dinâmicos do sistema. Com todos os componentes modelados no MSP, foi realizada uma análise dinâmica do sistema, visando a estabilidade a pequenas perturbações. Para melhorar o desempenho dinâmico do sistema, foi essencial que controladores ESPs e POD fossem inclusos às malhas de controle dos Reguladores Automáticos de Tensão (RATs) e do GUPFC, respectivamente. Para fornecer amortecimento adicional aos modos instáveis ou pouco amortecidos do sistema e assim aumentar os limites de estabilidade, uma técnica baseada em Otimização por Enxame de Partículas (PSO) foi utilizada para fornecer os parâmetros dos controladores suplementares de amortecimento. Duas funções objetivo foram propostas para guiar a solução do problema para bons resultados, sendo esses comparados com os resultados de técnicas clássicas já conhecidas na literatura.

**Palavras-chave:** Estabilidade a pequenas perturbações. Estabilizadores suplementares. FACTS. Fluxo de potência. GUPFC. PSO.

# Abstract

**T**HIS thesis proposes a power injection model for the GUPFC (Generalized Power Flow Controller) which is suited for the GUPFC representation in both power flows and optimal power flows analyses. It is also proposed a model for the control system GUPFC that represents its dynamics in electric power systems. This work main aim is the small signal stability analysis. However, the power injection model of the GUPFC and the structure control model could be used in nonlinear environment. The algebraic equations provided by the power injection model of the GUPFC and the dynamical equations obtained from the control model, are used to analyze the influence of the GUPFC on the system, initially executing a static approach (in steady state) using the expanded power flow tools. The expanded power flow considers the differential variables as algebraic, at a given equilibrium point, and the problem is to find the zeros of a nonlinear function set, whose solution can be obtained by a Newton Raphson method as in a conventional power flow. From the solution of the power flow, it is possible to include directly the corresponding sub matrices of the GUPFC in to the Power Sensitive Model (PSM), which is the chosen model to represent all the dynamic components of the system. Once, every component is modeled in the PSM, a small signal stability is performed. The ESP and POD controllers are included in to the control loop of the Automatic Voltage Regulators (AVR) and the GUPFC respectively, to improve the dynamical performance of the system. To provide additional damping to the unstable or little damped modes and increase the stability limits, a Particle Swarm Optimization (PSO) technique is used to provide the parameters of the supplementary damping controller. Two objective functions are proposed to lead the problem solution to good results and then compared to well known classical techniques.

**Keywords:** Small-signal stability. Supplementary stabilizers. FACTS. Power Flow. GUPFC. PSO.



# Lista de Figuras

1	Classificação dos tipos de estabilidade de um sistema de potência. . . . .	38
2	Formas de instabilidade angular: (a) Instabilidade monotônica e (b) instabilidade oscilatória. . . . .	40
3	Oscilações locais. . . . .	40
4	Oscilações interárea. . . . .	41
5	Oscilações intraplanta. . . . .	41
6	Instabilidade transitória. . . . .	42
7	Diagrama esquemático do CSC. . . . .	50
8	Diagrama esquemático do GUPFC. . . . .	55
9	Circuito equivalente do GUPFC. . . . .	56
10	Contribuição série e <i>shunt</i> nas barras do GUPFC. . . . .	60
11	Diagrama fasorial das tensões série injetadas ( $n = j, k$ ). . . . .	62
12	Modelo completo de injeção de potência do GUPFC. . . . .	64
13	Estrutura do sistema de controle do GUPFC. . . . .	65
14	Sistema de controle para componente em quadratura do segundo conversor. . . . .	66
15	Sistema de controle para componente em fase do segundo conversor. . . . .	66
16	Sistema de controle para componente em quadratura do conversor VCS3. . . . .	66
17	Sistema de controle para componente em fase do terceiro conversor. . . . .	67
18	Sistema de controle para a corrente em quadratura do conversor VSC1. . . . .	67

19	Controle dos fluxos de potência pelo GUPFC. . . . .	69
20	Gerador síncrono de polos salientes conectado a um SEP. . . . .	76
21	Representação de uma determinada linha do sistema de transmissão. . . . .	77
22	Sistema multibarras. . . . .	79
23	Regulador Automático de Tensão. . . . .	82
24	Estrutura do controlador ESP. . . . .	88
25	Divisão do bloco <i>washout</i> . . . . .	88
26	Divisão do bloco de avanço/atraso de fase. . . . .	89
27	Divisão do segundo bloco de avanço/atraso de fase. . . . .	89
28	Estrutura do controlador POD. . . . .	96
29	Modelo dinâmico do GUPFC equipado com POD. . . . .	97
30	Função de transferência do SEP com controlador. . . . .	109
31	Deslocamento do modo de oscilação pelo método dos resíduos. . . . .	111
32	Deslocamento da posição de uma partícula. . . . .	116
33	Região do espaço desejada para os modos oscilatórios ( $F0_1$ ). . . . .	121
34	Região do espaço desejada para os autovalores de interesse ( $F0_2$ ). . . . .	122
35	Sistema Teste Sul Brasileiro Reduzido. . . . .	125
36	Fatores de participação sobre os modos críticos do sistema. . . . .	129
37	Variações das velocidades angulares das máquinas do sistema. . . . .	132
38	Diagrama unifilar do Sistema Simétrico de Duas Áreas. . . . .	133
39	Fatores de participação do sistema simétrico de duas áreas. . . . .	141
40	Variações da potência ativa na linha de transmissão que alimentou o controlador POD. . . . .	143
41	Diagrama unifilar do sistema New England. . . . .	144
42	Magnitudes das tensões das barras deficientes do sistema (Caso 1). . . . .	146
43	Magnitudes das tensões das barras deficientes do sistema (Caso 2). . . . .	147
44	Fluxos de potência ativa sem e com o GUPFC (fluxos em MW). . . . .	148

45	Posicionamento dos autovalores após inclusão dos controladores ESPs e POD (PSO - $F_{01}$ ). . . . .	152
46	Posicionamento dos autovalores após inclusão dos controladores ESPs e POD (PSO - $F_{02}$ ). . . . .	152
47	Variação angular de G2, considerando G1 como referência angular do SEP. . . .	154



# Lista de Tabelas

1	Autovalores dominantes, frequências e coeficientes de amortecimento (caso base). . . . .	126
2	Fatores de participação dos geradores sobre os modos instáveis do sistema.	126
3	Parâmetros obtidos pelo método dos resíduos e PSO (5 ESPs). . . . .	127
4	Valores iniciais das variáveis do algoritmo PSO. . . . .	127
5	Autovalores dominantes e coeficientes de amortecimento após instalação de 5 ESPs nos geradores do sistema de potência. . . . .	128
6	Parâmetros obtidos pelo método dos resíduos e PSO (7 ESPs). . . . .	129
7	Autovalores dominantes e coeficientes de amortecimento após instalação de 7 ESPs nos geradores do sistema de potência. . . . .	130
8	Parâmetros obtidos pelo método dos resíduos e PSO (10 ESPs). . . . .	131
9	Autovalores dominantes e coeficientes de amortecimento após instalação de ESPs em todos os geradores do sistema. . . . .	131
10	Valores das variáveis da estrutura de controle do GUPFC para o caso base.	133
11	Autovalores dominantes, frequências naturais e coeficientes de amortecimento do caso base - sistema simétrico de duas áreas. . . . .	134
12	Ganhos e constantes de tempo dos controladores PI do GUPFC. . . . .	135
13	Magnitudes e ângulos das tensões para os três casos analisados. . . . .	136
14	Fluxos de potências ativa e reativa controlados pelo GUPFC. . . . .	137

15	Geração de potências ativa e reativa do sistema, antes e após a instalação do GUPFC. . . . .	137
16	Autovalores dominantes e coeficientes de amortecimento dos casos analisados.	138
17	Ganhos e constantes de tempo do controlador POD (Sistema simétrico de duas áreas). . . . .	139
18	Valores iniciais das variáveis do algoritmo PSO (Sistema de duas áreas) . .	139
19	Autovalores dominantes, frequências e coeficientes de amortecimento após instalação do conjunto GUPFC/POD. . . . .	139
20	Ganhos e constantes de tempo dos controladores ESPs e POD (Sistema de duas áreas). . . . .	141
21	Autovalores dominantes, frequências e coeficientes de amortecimento após instalação dos ESPs e do conjunto GUPFC/POD. . . . .	142
22	Autovalores dominantes, frequências naturais e coeficientes de amortecimento do caso base - sistema New England . . . . .	144
23	Fluxos de potências ativa e reativa controlados pelo GUPFC (Sistema New England). . . . .	147
24	Geração de potências ativa e reativa do sistema, antes e após a instalação do GUPFC (Sistema New England). . . . .	149
25	Fatores de participação dos geradores sobre os modos instáveis do sistema (sistema New England). . . . .	149
26	Ganhos e constantes de tempo dos controladores ESPs e POD (Sistema New England). . . . .	150
27	Valores iniciais das variáveis do algoritmo PSO (Sistema New England). . .	150
28	Autovalores dominantes, frequências e coeficientes de amortecimento após instalação dos ESPs e do conjunto GUPFC/POD. . . . .	151
29	Ganhos e constantes de tempo dos controladores ESPs e POD (Sistema de duas áreas). . . . .	153
30	Dados dos geradores síncronos (Sul-Brasileiro Reduzido). . . . .	173
31	Dados dos reguladores automáticos de tensão (Sul-Brasileiro Reduzido). . .	173
32	Dados das linhas de transmissão (Sul-Brasileiro Reduzido). . . . .	174

33	Dados das barras e carregamento (Sul-Brasileiro Reduzido - fluxo convergido).	176
34	Dados dos geradores síncronos (New England).	177
35	Dados dos reguladores automáticos de tensão (New England).	177
36	Dados das linhas de transmissão (New England).	177
37	Dados das barras e carregamento (New England - fluxo convergido).	179
38	Dados dos geradores síncronos (Sistema de Duas Áreas).	180
39	Dados dos reguladores automáticos de tensão (Sistema de Duas Áreas).	180
40	Dados das linhas de transmissão (Sistema de Duas Áreas).	180
41	Dados das barras e carregamento (Sistema de Duas Áreas - fluxo convergido).	180



# Lista de Abreviações e Siglas

AGs	Algoritmos Genéticos
CA	Corrente Alternada
CC	Corrente Contínua
CSC	Convertible Static Compensator
DMC	Decentralized Modal Control
ESPs	Estabilizadores de Sistemas de Potência
FACTS	Flexible AC Transmission System
FTMA	Função de Transferência em Malha Aberta
GTOs	Tiristores de Desligamento por Porta
GIPFC	Generalized Interline Power Flow Controller
GUPFC	Generalized Unified Power Flow Controller
IPFC	Interline Power Flow Controller
MHP	Modelo de Heffron-Phillips
MSP	Modelo de Sensibilidade de Potência
OLTCs	Transformadores com Tape Variável sobre Carga
PI	Proporcional Integral
PODs	Power Oscillation Dampers
PSO	Otimização por Enxame de Partículas
RATs	Reguladores Automáticos de Tensão
RNA	Rede Neural Artificial
SCR	Retificador Controlado de Silício
SEPs	Sistemas Elétrico de Potência
SISO	Single-Input, Single-Output
STATCOM	Static Synchronous Compensator
SSSC	Static Synchronous Series Compensator
SVC	Static Var Compensators
TCPS	Thyristor Control Phase Shifters
TCSC	Thyristor Control Series Compensators
UPFC	Unified Power Flow Controller
VSCs	Conversores Fonte de Tensão



# Sumário

<b>1</b>	<b>Introdução</b>	<b>29</b>
1.1	Contribuições da Tese . . . . .	33
1.2	Organização do Trabalho . . . . .	34
<b>2</b>	<b>Estabilidade do Sistema Elétrico de Potência</b>	<b>37</b>
2.1	Introdução . . . . .	37
2.2	Definição de Estabilidade de Sistemas Elétricos de Potência . . . . .	37
2.3	Estabilidade de Ângulo . . . . .	38
2.3.1	Estabilidade de Ângulo a Pequenas e Grandes Perturbações . . . . .	39
2.4	Estabilidade de Tensão . . . . .	42
2.5	Estabilidade de Frequência . . . . .	44
2.6	Modelagem de um Sistema Elétrico de Potência . . . . .	45
2.6.1	Análise Modal . . . . .	45
2.7	Conclusões do Capítulo . . . . .	48
<b>3</b>	<b>O Dispositivo Generalized Unified Power Flow Controller (GUPFC)</b>	<b>49</b>
3.1	Introdução . . . . .	49
3.2	Os Dispositivos FACTS de Segunda Geração . . . . .	49
3.2.1	O Dispositivo FACTS SSSC . . . . .	51
3.2.2	O Dispositivo FACTS STATCOM . . . . .	52
3.2.3	O Dispositivo FACTS UPFC . . . . .	52

3.2.4	O Dispositivo FACTS IPFC . . . . .	53
3.3	O Dispositivo FACTS GUPFC . . . . .	53
3.4	O Modelo Matemático do GUPFC . . . . .	55
3.4.1	Desconsideração Momentânea da Fonte de Corrente . . . . .	57
3.4.2	Contribuições das Fontes de Tensão Série Controláveis . . . . .	59
3.4.3	Contribuição da Fonte de Corrente (Conversor <i>Shunt</i> ) . . . . .	59
3.5	Estrutura do Sistema de Controle do GUPFC . . . . .	64
3.6	Os Controles dos Fluxos e da Tensão Realizado pelo GUPFC . . . . .	68
3.7	Inclusão do GUPFC no Fluxo de Potência . . . . .	70
3.8	Conclusões do Capítulo . . . . .	72
<b>4</b>	<b>Modelagem do Sistema Elétrico de Potência</b>	<b>75</b>
4.1	Introdução . . . . .	75
4.2	Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP) . . . . .	75
4.3	Equações Gerais do MSP . . . . .	76
4.3.1	Potências Geradas . . . . .	76
4.3.2	Fluxos nas Linhas de Transmissão . . . . .	77
4.4	Linearização das Equações . . . . .	78
4.4.1	Linearização das Potências Geradas . . . . .	78
4.4.2	Linearização dos Fluxos de Potência nas Linhas de Transmissão . . . . .	78
4.5	O Conceito Fundamental do MSP . . . . .	79
4.5.1	Equação de Oscilação do Rotor (Equação <i>Swing</i> ) . . . . .	80
4.5.2	Equação da Tensão Interna da Máquina Síncrona . . . . .	81
4.5.3	Equação da Excitatriz Estática . . . . .	81
4.6	MSP na Forma de Espaço de Estados . . . . .	82
4.7	Inclusão do GUPFC no MSP . . . . .	84
4.8	Controladores Suplementares de Amortecimento . . . . .	86
4.8.1	Estabilizadores de Sistemas de Potência (ESPs) . . . . .	86
4.8.2	Inclusão do ESP no MSP . . . . .	88

4.8.3	<i>Power Oscillation Damper (POD)</i> . . . . .	95
4.8.4	Inclusão do POD no MSP . . . . .	97
4.9	Conclusões do Capítulo . . . . .	104
<b>5</b>	<b>Técnicas Clássicas e Otimizada para o Ajuste de Parâmetros dos Controladores Suplementares de Amortecimento</b>	<b>107</b>
5.1	Introdução . . . . .	107
5.2	Método dos Resíduos . . . . .	109
5.3	Método <i>Decentralized Modal Control (DMC)</i> . . . . .	112
5.4	Otimização por Enxame de Partículas (PSO) . . . . .	114
5.4.1	Formulação Matemática do PSO . . . . .	115
5.5	Utilização do PSO no Ajuste de Parâmetros dos Controladores Suplementares	120
5.6	Conclusões do Capítulo . . . . .	122
<b>6</b>	<b>Simulações e Resultados</b>	<b>123</b>
6.1	Introdução . . . . .	123
6.2	Sistema Teste Sul Brasileiro Reduzido . . . . .	125
6.3	Sistema Simétrico de Duas Áreas . . . . .	132
6.4	Sistema New England . . . . .	143
6.5	Conclusões do Capítulo . . . . .	154
<b>7</b>	<b>Conclusões Finais e Trabalhos Futuros</b>	<b>157</b>
7.1	Sugestões para Trabalhos Futuros . . . . .	159
	<b>Referências</b>	<b>161</b>
	<b>Anexo A – Coeficientes de Sensibilidade</b>	<b>171</b>
A.1	Potências Geradas . . . . .	171
A.1.1	Coeficientes de Sensibilidade de Potência Ativa . . . . .	171
A.1.2	Coeficientes de Sensibilidade de Potência Reativa . . . . .	171
A.2	Linhas de Transmissão . . . . .	172

A.2.1	Coeficientes de Sensibilidade de Potência Ativa . . . . .	172
A.2.2	Coeficientes de Sensibilidade de Potência Reativa . . . . .	172
<b>Anexo B – Dados dos Sistemas Testes</b>		<b>173</b>
<b>Apêndice A – Artigos Publicados e Submetidos</b>		<b>181</b>

# Capítulo 1

## Introdução

UM sistema elétrico de potência consiste de muitos elementos individuais, com características dinâmicas bastante diferentes, que são conectados de modo a formar um grande e complexo sistema, capaz de gerar, transmitir e distribuir energia elétrica sobre uma grande área geográfica. Uma das principais preocupações na correta e segura operação de um sistema elétrico de potência é avaliar sua habilidade em permanecer estável mesmo após a ocorrência de uma perturbação, tal como um súbito aumento ou diminuição na demanda de carga, ou até mesmo em uma grande falha na rede elétrica. A maioria dos problemas de estabilidade estão preocupados com o estudo do comportamento das máquinas síncronas após serem submetidas a tais perturbações (VENIKOV; ADKINS; RUTENBERG, 1964; YU, 1983; SAUER; PAI, 1998; KUNDUR, 1994).

Se um desequilíbrio entre oferta e demanda é criado por uma mudança no carregamento, na geração ou na topologia da rede, um novo ponto de operação do sistema é atingido. O intervalo necessário para se ajustar à nova condição de operação é caracterizado como sendo o desempenho transitório do sistema, que é uma das preocupações na definição dos problemas de estabilidade. O principal critério para avaliar se o sistema é estável (ou não) é verificar se todas as máquinas síncronas conseguiram manter o sincronismo após o término do período transitório. Deste modo, o sistema torna-se estável apenas se a resposta oscilatória durante o período transitório apresentar característica amortecida, levando o sistema a se estabelecer em um novo ponto seguro de operação (KUNDUR, 1994; ROGERS, 2000).

Por muitos anos, os engenheiros de sistemas elétricos de potência categorizaram os distúrbios ocorridos como pequenas e grandes perturbações. Ocasionalmente, pequenas perturbações na carga do sistema ocorrem com muita frequência e uma avaliação da capacidade do sistema em retornar espontaneamente ao seu estado inicial de operação está definida dentro do estudo de *estabilidade a pequenas perturbações*, ou também conhecida como *estabilidade a pequenos sinais* (KUNDUR et al., 2004). Por outro lado, curto-

circuitos nas redes de transmissão de alta tensão, perda de um parque de geração, ou até mesmo uma brusca mudança no carregamento do sistema, são exemplos de grandes distúrbios. Quando ocorre qualquer uma dessas perturbações, um ou mais geradores síncronos podem perder o sincronismo, sendo necessário a atuação do sistema de proteção para retirá-lo(s) de operação. Esse problema é conhecido na literatura atual como *estabilidade transitória* (KUNDUR et al., 2004).

A fim de estudar o comportamento dinâmico do sistema de potência no tocante a estabilidade à pequenas perturbações, modelos matemáticos mais sofisticados e realísticos para a representação adequada do sistema elétrico necessitaram ser desenvolvidos<sup>1</sup>. Se uma dada perturbação for assumida suficientemente pequena, então o processo de linearização das equações não lineares que descrevem o comportamento dinâmico do sistema pode ser realizado. Uma vez que o sistema de equações é linearizado em torno de um ponto base de operação, as funções de transferência de cada componente do sistema são estabelecidas e, quando apropriadamente vinculadas, podem representar de forma adequada o sistema sob estudo (diagramas de blocos). A performance do sistema pode ser analisada extraindo as informações chaves contidas no modelo, recorrendo às conhecidas técnicas analíticas amplamente utilizadas na engenharia clássica, tal como lugar das raízes, resposta em frequência e resposta ao degrau, etc (OGATA, 2001; BAZANELLA; SILVA JR, 2005).

No entanto, essa abordagem permite ser utilizada somente em sistemas elétricos de pequeno porte. Para sistemas de médio e grande porte, o conjunto de equações diferenciais não lineares que descrevem o comportamento de todos os componentes presentes no sistema, na sua forma linearizada, é expresso na forma de espaço de estados, sendo possível determinar a característica da estabilidade do sistema examinando-se os autovalores e autovetores da matriz de estado (KUNDUR, 1994; SAUER; PAI, 1998). Nesse trabalho, para modelar todos os componentes do sistema foi utilizado o Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP) (DECKMANN; DA COSTA, 1994), que é uma ferramenta de análise linear do comportamento dinâmico do sistema, cujo conceito fundamental baseia-se na aplicação do balanço nodal de potências (ativa e reativa) em todas as barras do sistema sob estudo, em qualquer instante de tempo. Características importantes podem ser notadas neste modelo, tais como a decomposição entre subsistemas de potência (subsistema ativo e subsistema reativo), e também uma decomposição temporal entre as variáveis de estado de característica lenta e as variáveis algébricas de característica rápida. Devido ao grande potencial de representatividade dos dispositivos de características dinâmicas e devido a sua facilidade de extensão para sistemas multimáquinas, o MSP pode ser satisfatoriamente empregado na análise de estabilidade a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência (CASTRO et al., 2007b; AYRES et al., 2010; VALLE; KOPCAK; DA COSTA,

---

<sup>1</sup>Até o final da década de 50 o modelo utilizado no estudo de estabilidade baseava-se no modelo clássico (geradores representados por uma fonte de tensão de magnitude constante, conectado à rede de transmissão através de impedâncias constantes.)

2010a; FURINI; PEREIRA; ARAUJO, 2011).

Atualmente, o problema do fornecimento de energia elétrica aos centros de consumo com segurança e confiabilidade torna-se um dos grandes desafios para os pesquisadores e engenheiros dos Sistemas Elétricos de Potência (SEPs). Blecautes em várias partes do mundo têm realçado esta situação bastante preocupante, em especial, para os países em pleno desenvolvimento econômico. Fatores ambientais e socioeconômicos influenciam negativamente no ritmo de crescimento e expansão das usinas geradoras de energia elétrica e na capacidade de transmissão dos sistemas, em contraste com o grande aumento da demanda de energia elétrica, tornando esses sistemas cada vez mais sobrecarregados, de forma a operar próximos aos seus limites térmicos e de estabilidade (WATANABE et al., 1998).

Como uma potencial solução paliativa para os complexos problemas dos sistemas elétricos de potência, em especial para os problemas de transmissão de energia elétrica, uma nova geração de controladores emergiu-se. Esses controladores são denominados *Flexible AC Transmission System* (FACTS), e seus conceitos visam flexibilizar os sistemas de transmissão que até então eram *rígidos* no sentido da invariabilidade de seus parâmetros, tornando-se possível o aumento da capacidade de transferência de potência dos sistemas já existentes, o controle direto dos fluxos de potência (ativo e reativo) em rotas específicas dos sistemas de transmissão e a melhora generalizada (nas proximidades de sua instalação) dos problemas referentes aos níveis de tensão dos SEPs. Também é conhecido na literatura a potencialidade desses controladores no amortecimento das oscilações eletromecânicas dos SEPs, desde que, controladores *Power Oscillation Dampers* (POD) estejam acoplados às suas malhas de controle (HINGORANI; GYUGYI, 1999; SONG; JOHNS, 1999; MATHUR; VARMA, 2002; ACHA et al., 2004).

Os dispositivos FACTS conseguem atingir seus objetivos proporcionando um contínuo controle sobre um ou mais dos seguintes parâmetros dos sistemas de energia: magnitude de tensão, impedância da linha, ângulo de fase, fluxos de potências ativa e reativa. Devido a rápida velocidade de resposta (quando comparado com a dinâmica da máquina síncrona), os dispositivos FACTS desempenham um papel extremamente útil tanto durante as condições estacionárias como transitórias dos sistemas de potência (HINGORANI; GYUGYI, 1999; SONG; JOHNS, 1999). Para se avaliar a influência que esses controladores proporcionam aos sistemas elétricos, é de fundamental importância que seus modelos matemáticos consigam representá-los com a maior fidelidade possível, tanto em uma abordagem estática, como dinâmica. Na grande maioria dos trabalhos encontrados na literatura, são utilizados modelos matemáticos distintos para realizar a abordagem estática e dinâmica de um determinado dispositivo FACTS. Ou seja, um modelo é utilizado para incluí-lo em programas de fluxo de potência e outro modelo é utilizado para analisar sua dinâmica no SEP (LUBIS; HADI; TUMIRAN, 2011, 2012).

Este trabalho visa apresentar um modelo matemático para representar o dispositivo FACTS GUPFC no sistema elétrico, que proporciona a possibilidade de realizar tanto uma abordagem estática, como dinâmica de seu desempenho no sistema. O modelo de injeção de potência fornecido para o GUPFC permite modelá-lo em programas de fluxo de potência e fluxo de potência ótimo, além de possibilitar sua representação em programas de análises dinâmica e transitória do sistema elétrico. Para ser possível representar a dinâmica desse controlador no sistema, é apresentado no trabalho um modelo para a estrutura do sistema de controle do dispositivo FACTS GUPFC, que permite analisar sua influência na estabilidade a pequenas perturbações do sistema, como é o objetivo do presente trabalho. Entretanto, esse mesmo modelo poderia ser utilizado em um ambiente não-linear, possibilitando assim analisar o comportamento do GUPFC no sistema elétrico quando este é submetido a grandes perturbações.

O modelo de injeção de potência fornecido para o GUPFC, assim como o modelo de sua estrutura de controle foram obtidos a partir de um GUPFC com apenas três conversores fonte de tensão, ou seja, a partir da configuração mais básica desse controlador (LUBIS; HADI; TUMIRAN, 2011). Essa configuração de três conversores permite gerenciar quatro fluxos de potências ativa e reativa nas duas linhas em que está instalado, além da tensão do barramento comum de sua instalação (EL-SADEK; AHMED; MOHAMMED, 2009). Portanto, pode-se verificar que esse controlador possui as principais características dos dispositivos FACTS de última geração, ou seja, a potencialidade de gerenciamento e controle dos fluxos de potências ativa e reativa nas linhas de transmissão adquirido do *Interline Power Flow Controller* (IPFC) (ZHANG; YOKOYAMA; IDE, 2008; VALLE; ARAUJO, 2013a) e a característica inerente de controle da tensão do barramento comum de sua instalação, obtido do controlador *Unified Power Flow Controller* (UPFC) (NOROOZIAN et al., 1997; VALLE; ARAUJO, 2012). A união dessas principais características, fazem do controlador GUPFC o mais completo dispositivo FACTS da atualidade, permitindo assim solucionar vários dos problemas que afetam diretamente a integridade de operação dos sistemas elétricos de potência.

Conforme será abordado com mais detalhes no decorrer do trabalho, para aumentar o nível de estabilidade de tensão do sistema, esse controlador modula a potência reativa que é fornecida ou absorvida da barra comum de sua instalação, através de seu conversor em derivação. Para esse mesmo fim, o GUPFC pode agir sobre as linhas de transmissão do sistema, realizando uma compensação série reativa nas linhas controladas através da atuação de seus conversores fonte de tensão que encontram-se em série com as linhas compensadas. Já o aumento do nível de estabilidade a pequenas perturbações do sistema é conseguido através do fornecimento adicional de amortecimento ao sistema, que é obtido através da instalação de um POD à sua malha de controle. Para o fornecimento adequado de amortecimento é essencial que os parâmetros do controlador POD sejam devidamente

calculados e, para isso, é utilizada a técnica de Otimização por Enxame de Partículas (PSO) (KENNEDY; EBERHART, 1995; SHAYEGHI et al., 2009), na qual duas funções objetivo foram propostas para guiar a solução do problema para bons resultados. Os resultados obtidos por essa técnica de otimização são comparados com os resultados obtidos por técnicas baseadas na teoria do controle clássico, conhecidas na literatura como método dos resíduos (YANG; LIU; MCCLELLY, 1998) e *Decentralized Modal Control* (DMC) (CHEN; HSU, 1987; ARAUJO; ZANETA, 2001).

A partir das simulações realizadas e dos resultados apresentados, pretende-se avaliar a eficiência do modelo de injeção de potência proposto para o GUPFC, assim como o modelo apresentado para a sua estrutura do sistema de controle. A utilização da ferramenta de fluxo de potência expandido possibilitará realizar uma abordagem estática do GUPFC no sistema elétrico de potência, enquanto que a modelagem de todos os componentes com características dinâmicas no MSP possibilitará a verificação da performance do conjunto GUPFC/POD no aumento da margem de estabilidade a pequenas perturbações do sistema, já que este é o foco principal do trabalho. Como o aumento da margem de estabilidade do sistema está condicionado aos parâmetros fornecidos pelas técnicas de ajuste dos controladores suplementares de amortecimento, as funções objetivo propostas também serão avaliadas no trabalho, de forma a se conseguir uma abordagem completa no que tange aos principais problemas encontrados no sistema elétrico.

## 1.1 Contribuições da Tese

As principais contribuições do trabalho estão em:

1. apresentar um modelo de injeção de potência para o dispositivo GUPFC que possa representá-lo em programas de fluxo de potência e fluxo de potência ótimo, de forma que o mesmo modelo possa ser útil tanto para uma análise estática, como dinâmica do sistema elétrico de potência;
2. apresentar uma estrutura para o sistema de controle do GUPFC que permita representá-lo em programas de análise de estabilidade a pequenas e grandes perturbações;
3. apresentar a implementação computacional do MSP para sistemas multimáquinas, bem como sua modificação para a consideração da atuação dos controladores ESPs e do conjunto GUPFC/POD, visando a análise da estabilidade a pequenas perturbações do SEP;
4. apresentar a inclusão do controlador GUPFC no fluxo de potência, baseando-se na

ferramenta de fluxo de potência expandido, de forma a permitir uma análise estática do sistema com a atuação do FACTS GUPFC;

5. Utilizar a técnica PSO para o projeto dos parâmetros dos controladores ESPs e POD do sistema, de modo a comparar seus resultados com as técnicas clássicas já conhecidas na literatura. Para o método de otimização PSO, foi proposta a utilização de duas funções objetivo que permitem guiar o problema para boas soluções.

## 1.2 Organização do Trabalho

Quanto à organização do texto, este se apresenta da forma a seguir.

No Capítulo 2 são apresentados os principais problemas de estabilidade de sistemas elétricos de potência, dando destaque especial para a estabilidade de ângulo e a estabilidade de tensão frente a pequenas perturbações. Também são apresentadas as principais metodologias de análise que têm sido mais utilizadas para abordá-los.

O Capítulo 3 é iniciado com uma breve discussão sobre os dispositivos FACTS de segunda geração, apresentando-se o multicontrolador *Convertible Static Compensator* (CSC) e suas possíveis configurações operativas. Baseando-se no CSC, é apresentado a mais nova configuração operativa dos dispositivos FACTS, conhecida como GUPFC, ou ainda, como *Generalized Interline Power Flow Controller* (GIPFC). Seu modelamento matemático é então apresentado, iniciando-se primeiramente com o seu modelo de injeção de potência, o qual foi proposto para a sua representação em programas de fluxo de potência e fluxo de potência ótimo e, logo após, é apresentada a estrutura do seu sistema de controle. A partir dessa estrutura são obtidas as equações diferenciais que permitem modelar esse dispositivo em programas de análise de estabilidade a pequenas e grandes perturbações. Por fim, é apresentada sua inclusão em um programa de fluxo de potência, o qual utiliza-se como conceito fundamental a ferramenta de fluxo de potência expandido.

No Capítulo 4 é desenvolvido o Modelo de Sensibilidade de Potência para o sistema multimáquinas, evidenciando suas principais características. O modelo dinâmico do GUPFC apresentado no Capítulo 3 foi diretamente incluso no MSP, já que as submatrizes do fluxo de potência expandido, continham todas as informações do GUPFC. Os modelos matemáticos dos controladores ESPs e POD são apresentados, assim como suas inclusões no MSP. Para cada novo controlador considerado no MSP, é apresentada a representação no domínio do tempo do sistema, o que possibilita a análise de cada controlador atuante no sistema separadamente.

No Capítulo 5 são apresentadas as técnicas clássicas e otimizada de ajuste dos

parâmetros dos controladores suplementares de amortecimento. Atenção especial é dada à técnica de otimização PSO e as duas funções objetivo propostas.

No Capítulo 6, são apresentadas as simulações e as discussões sobre os resultados obtidos para três sistemas teste. O primeiro sistema é conhecido como *Sul Brasileiro Reduzido* e envolve somente o problema dos modos locais de oscilação. O segundo sistema é chamado de *Sistema Simétrico de Duas Áreas* e envolve os problemas de afundamento de tensão e das oscilações eletromecânicas de baixa frequência de modo interárea. Por fim, o terceiro e último é conhecido na literatura como *Sistema New England*, que também apresenta os mesmos problemas do Sistema Simétrico de Duas Áreas (afundamento de tensão e modo interárea de oscilação problemático), acrescido de modos locais de oscilação instáveis e pouco amortecidos. As modelagens matemáticas, simulações e resultados foram obtidos através do ambiente MATLAB<sup>®</sup>.

Por fim, no Capítulo 7 são destacadas as principais conclusões deste trabalho e algumas sugestões para trabalhos futuros. Seguem as Referências Bibliográficas e os Anexos, para uma melhor compreensão do trabalho.



## Capítulo 2

# Estabilidade do Sistema Elétrico de Potência

### 2.1 Introdução

ESTE capítulo apresenta as definições dos diferentes tipos de problemas de estabilidade que podem ocorrer no sistema elétrico de potência quando este é submetido à pequenas ou grandes perturbações. Atenção especial é dada ao problema de estabilidade de ângulo e de estabilidade de tensão sob condições de pequenas perturbações, já que esses são os focos principais do trabalho. Também são apresentadas as principais metodologias que serão utilizadas para solucionar tais problemas.

### 2.2 Definição de Estabilidade de Sistemas Elétricos de Potência

De forma a prover um enunciado formal do termo *estabilidade dos sistemas elétricos de potência* que fornecesse uma definição física aceitável e que estivesse em conformidade com as teorias aplicadas aos sistemas elétricos, Kundur et al. (2004) propuseram:

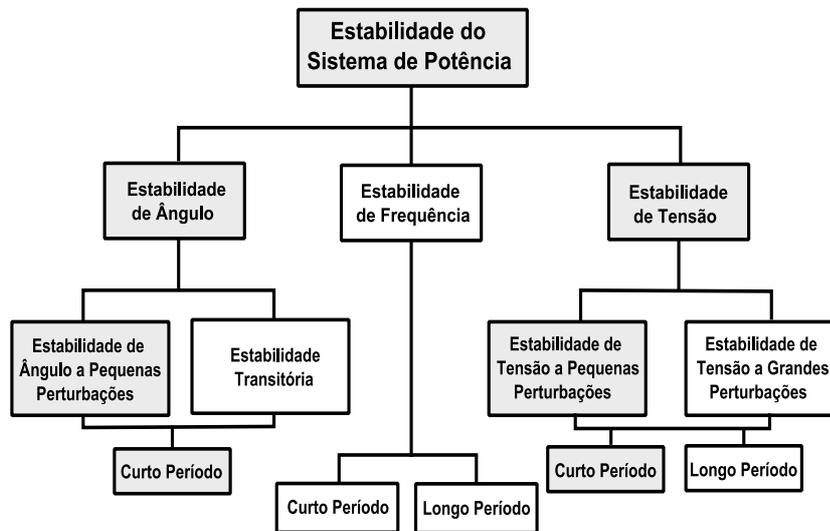
Power system stability is the ability of an electric power system, for a given initial operating condition, to regain a state of operating equilibrium after being subjected to a physical disturbance, with most system variables bounded so that practically the entire system remains intact.

Baseando-se na definição apresentada, pode-se dizer que o sistema de potência permanece *intacto* quando praticamente todo o restante do sistema elétrico não sofre qualquer tipo de desligamento de geradores ou cargas, com exceção daqueles desconectados através do isolamento dos elementos do sistema sob falta, ou intencionalmente desconectados para

preservar a continuidade da operação do restante do SEP e a integridade de todos seus componentes.

Na Figura 1 são apresentadas as categorias e subcategorias dos problemas de estabilidade que podem ocorrer nos sistemas elétricos de potência (KUNDUR et al., 2004). A parte sombreada da figura refere-se aos tipos de estabilidade que serão descritos com maior ênfase no capítulo, já que o cerne do trabalho baseia-se na solução desses dois tipos de problemas, os quais podem trazer consequências desastrosas à operação do sistema.

Figura 1: Classificação dos tipos de estabilidade de um sistema de potência.



Fonte: Adaptado de Kundur et al. (2004)

Na Figura 1 os tipos de estabilidade do SEP estão divididos em três categorias: estabilidade de ângulo; estabilidade de tensão; e estabilidade de frequência. As duas primeiras categorias apresentam ainda duas subcategorias: pequenas e grandes perturbações. Embora esteja em desuso, a estabilidade de ângulo a pequenas perturbações também é conhecida na literatura como estabilidade dinâmica. Quando se tratam de grandes perturbações, essa recebe o nome de estabilidade transitória. A seguir são apresentadas as definições dos diferentes tipos de estabilidade do sistema elétrico de potência.

## 2.3 Estabilidade de Ângulo

A estabilidade angular refere-se à capacidade que os ângulos dos rotores das máquinas síncronas de um sistema interconectado possuem de continuar ou não em sincronismo (mesma velocidade) após a ocorrência de uma perturbação. Para que o sistema fique estável, cada máquina síncrona do SEP deve manter ou restaurar o balanço entre os torques eletromagnético e mecânico após ser perturbado. Se houver um desbalanço entre esses torques, a instabilidade ocorrerá na forma de crescentes variações nos ângulos

dos rotores de alguns geradores, culminando assim, na perda de sincronismo com os outros geradores do sistema. O estudo da estabilidade de ângulo trata das oscilações eletromecânicas inerentes do sistema elétrico de potência. Em regime permanente, há um equilíbrio entre o torque eletromagnético e o torque mecânico aplicado aos eixos dos geradores do sistema, mantendo a velocidade de rotação constante. Se um distúrbio ocorrer no sistema, este causará um desequilíbrio entre os torques e o rotor irá acelerar ou desacelerar. Se um gerador assumir uma velocidade de rotação superior à de outro gerador do sistema, a posição angular do seu rotor em relação ao rotor do gerador mais lento avançará. Essa diferença angular resultante transfere parte da carga do gerador mais lento para o mais rápido, por meio da relação potência-ângulo, tendendo a reduzir a diferença de velocidade entre os geradores, bem como sua separação angular. Porém, como a relação potência-ângulo é fortemente não-linear, se um certo limite for atingido, um aumento na separação angular resultará em uma diminuição da potência transferida, de modo que a separação angular aumentará ainda mais e o sistema alcançará a instabilidade (KUNDUR et al., 2004; FERREIRA, 2013).

### 2.3.1 Estabilidade de Ângulo a Pequenas e Grandes Perturbações

Conforme observado na Figura 1, classifica-se a estabilidade de ângulo em duas subcategorias, conforme apresentado a seguir:

1. A *estabilidade de ângulo a pequenas perturbações* refere-se à capacidade do sistema em permanecer em sincronismo mesmo após a ocorrência de uma perturbação de pequena magnitude no SEP. Uma perturbação é considerada pequena se as equações que descrevem o comportamento do sistema podem ser linearizadas em torno de um ponto de equilíbrio estável, possibilitando, desta forma, fazer-se uso das técnicas de análise linear (KUNDUR et al., 2004; FURINI; ARAUJO, 2008).

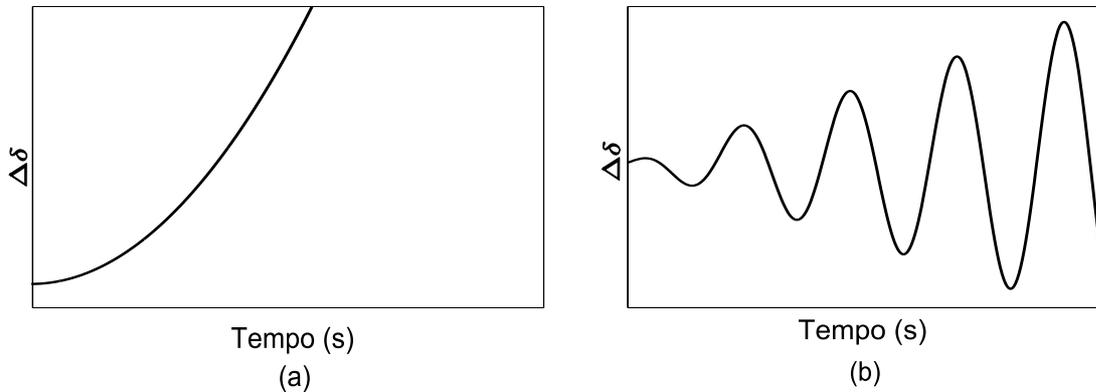
A instabilidade angular pode aparecer de duas formas:

- i) como um incremento no ângulo do rotor do gerador síncrono (instabilidade monotônica - Figura 2 (a)) caracterizado por um modo aperiódico devido a falta de torque sincronizante, que em geral é solucionada com uso de Regulares Automáticos de Tensão (RATs) de ação contínua no controle da tensão de excitação do gerador síncrono;
- ii) como oscilações do ângulo do rotor do gerador síncrono (instabilidade oscilatória - Figura 2 (b)) traduzidas por amplitudes crescentes devido a falta de torque de amortecimento, que em geral são solucionadas com uso de Estabilizadores de Sistemas de Potência (ESPs)<sup>2</sup>.

---

<sup>2</sup>Quando o problema envolve modos interárea, os ESPs podem não ser eficientes, necessitando assim, a

Figura 2: Formas de instabilidade angular: (a) Instabilidade monotônica e (b) instabilidade oscilatória.

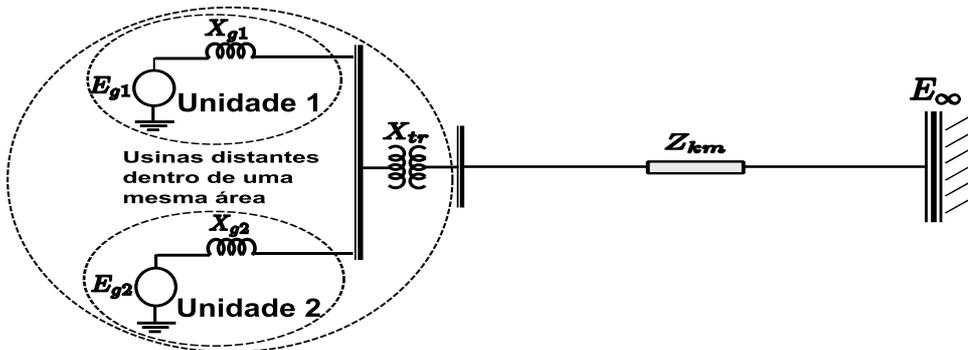


Fonte: Elaborada pelo autor

Os problemas de estabilidade de pequenos sinais que possuem vínculo explícito com as oscilações angulares dos rotores dos geradores síncronos podem ser de diferentes tipos, a saber:

- a) **Modos Locais:** Os problemas locais envolvem uma pequena parte do SEP, e são frequentemente associados com as oscilações de ângulo do rotor de uma unidade geradora (Unidade 1, por exemplo) contra o restante do sistema (barramento infinito), conforme ilustrado na Figura 3. Também é caracterizado como modo local, as oscilações de uma unidade geradora (Unidade 1) contra outra unidade geradora (Unidade 2), dentro de uma mesma área do sistema. Sua frequência de oscilação é da ordem de 0,7 a 1,2 Hz. As oscilações de modo local tendem a ocorrer quando os geradores (ou grupos de geradores) são conectados ao sistema por linhas de transmissão com altas reatâncias. Isso geralmente ocorre quando grandes usinas geradoras, situadas em regiões distantes dos centros consumidores são conectadas através de longas linhas de transmissão (essencialmente radiais) em alta e extra-alta tensão (KUNDUR et al., 2004).

Figura 3: Oscilações locais.

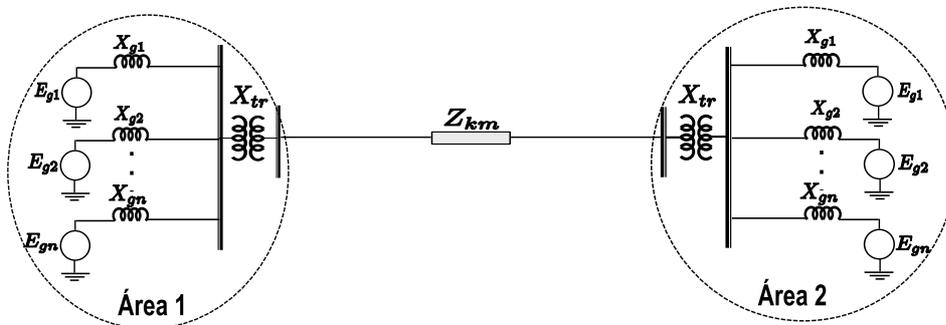


Fonte: Adaptado de Quingatuna (2009)

utilização de um controlador POD acoplado à malha de controle de um dispositivo FACTS para fornecer o amortecimento necessário ao SEP.

- b) **Modos Interárea:** Este fenômeno é observado em uma grande parte da rede do SEP. Conforme ilustrado na Figura 4, ele envolve um grupo de geradores pertencentes a uma área do sistema (Área 1), oscilando coerentemente contra outro grupo de geradores de uma área diferente (Área 2). Sua frequência típica de oscilação ocorre na faixa de 0,1 a 0,7 Hz (KLEIN; ROGERS; KUNDUR, 1991). A característica do amortecimento do modo interárea está relacionada com diversos fatores, sendo eles: a capacidade de transferência da linha de transmissão da interconexão dos sistemas; a natureza das cargas e do fluxo de potência através da interligação; e a interação das cargas com a dinâmica dos geradores e seus controles associados (PAL; CHAUDHURI, 2005).

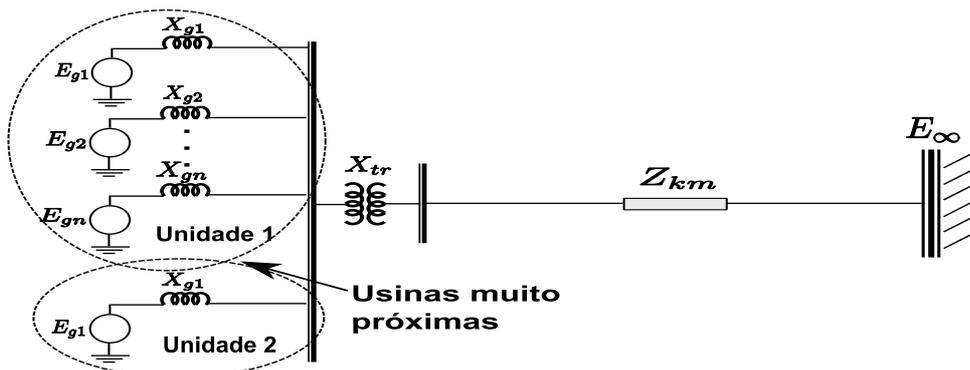
Figura 4: Oscilações interárea.



Fonte: Adaptado de Quingatuna (2009)

- c) **Modos Intraplanta:** Esses modos ocorrem quando as unidades geradoras de uma determinada usina geradora (Unidade 1) oscilam umas contra as outras ( $E_{g1}$  contra  $E_{g2}$ , por exemplo). Sua faixa de frequência está entre 1,5 e 3 Hz. Estas oscilações são uma consequência das interações de controle das unidades e não propriamente dos limites de estabilidade da transferência de potência. Geralmente essas oscilações apresentam características bem amortecidas (BORGES, 2009). Nessa mesma classificação também incluem-se as oscilações entre usinas geradoras que estão bastante próximas (Unidade 1 contra Unidade 2), como ilustrado na Figura 5.

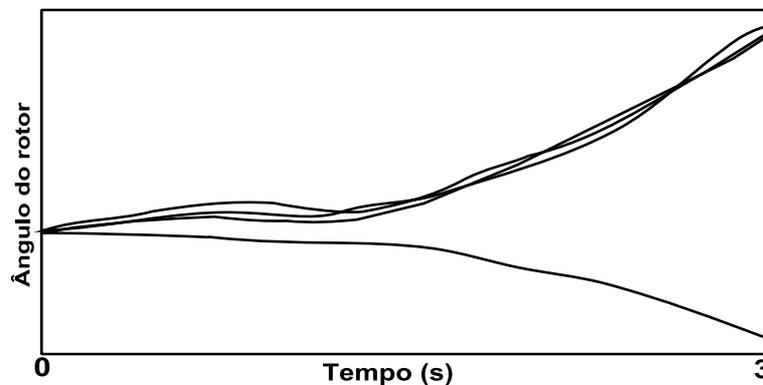
Figura 5: Oscilações intraplanta.



Fonte: Adaptado de Quingatuna (2009)

2. A *estabilidade de ângulo a grandes perturbações*, ou mais especificamente, *estabilidade transitória* está relacionada com a capacidade do SEP em manter o sincronismo quando submetido a uma perturbação severa, tais como um curto-circuito na rede de transmissão, perda de uma grande unidade geradora ou até mesmo uma súbita entrada e/ou saída de uma grande carga ao sistema. A instabilidade é caracterizada por uma aceleração contínua dos rotores dos geradores síncronos, devido a ausência de torque sincronizante. A estabilidade transitória é frequentemente referida como estabilidade de primeira oscilação (*first-swing*), pois a instabilidade geralmente ocorre na primeira oscilação, como ilustrado na Figura 6.

Figura 6: Instabilidade transitória.



Fonte: Elaborada pelo autor

A estabilidade transitória depende fortemente do ponto de operação inicial (pré-falta), do ponto de operação final (pós-falta) e da severidade da falta. Geralmente, o tempo de análise de interesse é de aproximadamente 3 segundos após a ocorrência da contingência, conforme ilustrado na Figura 6. Em grandes sistemas, em decorrência de uma possível superposição de modos, a instabilidade transitória pode ocorrer em oscilações subsequentes. Devido a característica altamente não linear do sistema, principalmente quando sujeito a grandes perturbações, não é possível linearizar o conjunto de equações algébricas e diferenciais que descrevem seu comportamento, já que essas condições se traduzem por grandes excursões nas variáveis. A avaliação da estabilidade transitória deve ser realizada então através da obtenção da solução ponto a ponto desse sistema algébrico-diferencial utilizando-se métodos numéricos de integração (KUNDUR et al., 2004; COLVARA, 2009).

## 2.4 Estabilidade de Tensão

Do ponto de vista da tensão, um sistema elétrico de potência é estável, se o mesmo conseguir manter as tensões de todos os seus barramentos dentro de uma faixa aceitável de operação em condições normais de funcionamento e após ter sido submetido a uma

determinada perturbação. A estabilidade de tensão está usualmente relacionada ao fluxo de potência reativa na rede, além do comportamento das cargas em face as variações de tensão, à ação dos dispositivos automáticos de controle de tensão e às limitações sobre os sistemas de excitação dos geradores síncronos do sistema.

O sistema perde a estabilidade (torna-se instável do ponto de vista de tensão), quando uma progressiva elevação ou declínio nas magnitudes das tensões leva o sistema de proteção a atuar e, assim, retirar cargas de uma determinada área do sistema, linhas de transmissão e outros equipamentos, podendo ocorrer falhas em cascata e conduzir o sistema a operação em baixos níveis de tensão ou até mesmo a blecautes em uma significativa região do sistema. Esse fenômeno é conhecido por colapso de tensão e está relacionado com a incapacidade do sistema em atender à demanda de potência reativa de forma precisa (TAYLOR, 1994).

Conforme apresentado na Figura 1, a estabilidade de tensão é dividida em duas subcategorias, ou seja, pequenas e grandes perturbações. A estabilidade de tensão a grandes perturbações está relacionada com a capacidade do SEP manter as tensões de regime após a ocorrência de um grande distúrbio e esta capacidade é determinada pelas características do sistema e da carga, e também pelas interações dos diversos controles e proteções do sistema. A análise da estabilidade de tensão a uma grande perturbação normalmente requer o exame do comportamento dinâmico do sistema em um período de tempo suficiente para a captura das interações e ações de dispositivos como motores, Transformadores com Tape Variável sobre Carga (OLTCs) e limitadores de corrente de campo dos geradores. Isto requer uma análise não-linear do sistema em um período de tempo de interesse para o estudo, que pode variar de uns poucos segundos a minutos, e a realização de simulações no domínio do tempo (KUNDUR et al., 2004).

Já a estabilidade de tensão a pequenas perturbações se refere à capacidade do sistema em manter tensões de regime após uma pequena perturbação. Esta forma de estabilidade é usualmente influenciada pelas características da carga, controles contínuos e discretos. Mediante este tipo de análise é possível determinar, em qualquer instante de tempo, como a tensão irá responder a uma pequena mudança no sistema como, por exemplo, a transição entre períodos de carga. Para pequenos distúrbios, as equações do sistema podem ser linearizadas e permitem obter valiosas informações de sensibilidade na identificação de fatores que influenciam a estabilidade de tensão (KUNDUR et al., 2004).

A estabilidade de tensão e a estabilidade angular estão inter-relacionadas. A estabilidade de tensão transitória está geralmente associada com a estabilidade angular transitória e formas mais lentas de estabilidade de tensão estão relacionadas com a estabilidade devido a pequenas perturbações. Há portanto, certas dificuldades em separar os mecanismos que regem tais fenômenos. Entretanto, existem casos onde uma forma de instabilidade

predomina. Em Taylor (1994) é apresentado duas situações extremas:

1. Um gerador síncrono conectado a um grande sistema por uma linha de transmissão: estabilidade puramente angular (problema máquina - barra infinita).
2. Um gerador síncrono ou um grande sistema conectado por uma linha de transmissão a uma carga assíncrona: estabilidade puramente de tensão.

Enquanto a estabilidade de tensão preocupa-se com as áreas de carga e características da carga, a estabilidade angular frequentemente tem interesse na interligação de usinas geradoras remotas com grandes sistemas. Por isso, enquanto na estabilidade angular o objetivo é manter os geradores em sincronismo, a estabilidade de tensão diz respeito às áreas de carga, sendo por isso muitas vezes designada como estabilidade das cargas (WEEDY, 1979; TAYLOR, 1994).

As duas formas de estabilidade podem ou não estar presentes em um mesmo distúrbio. É possível detectar colapso de tensão em uma área de um grande sistema interconectado sem perda de sincronismo de qualquer gerador do sistema. Pode-se dizer que se a tensão entra em colapso em um ponto do sistema longe de cargas, existe um problema de estabilidade angular. Entretanto, se o colapso ocorre em uma área de carga, existe provavelmente um problema de estabilidade de tensão (TAYLOR, 1994; FILHO, 2006).

## 2.5 Estabilidade de Frequência

A estabilidade de frequência se refere a capacidade de um sistema elétrico de potência em manter a frequência constante após ser submetido a uma severa perturbação, que resulta em um desequilíbrio significativo entre a geração e a carga. Quando o sistema está sujeito a severas perturbações pode aparecer uma instabilidade em forma de oscilações de frequência, provocando o disparo de unidades de geração e/ou cargas. Em sistemas interconectados de grande porte, os problemas de estabilidade de frequência se associam com respostas inadequadas dos equipamentos do sistema, coordenação deficiente dos controles dos equipamentos de proteção, ou uma reserva de geração insuficiente (QUINGATUNA, 2009). A instabilidade resultante pode ocorrer sob forma de oscilações de frequência sustentadas, contínuas, conduzindo ao desligamento de cargas e/ou unidades geradoras (KUNDUR et al., 2004).

## 2.6 Modelagem de um Sistema Elétrico de Potência

O comportamento dinâmico de um sistema elétrico de potência pode ser representado por um conjunto de equações algébricas e diferenciais, definido de acordo com o conjunto de equações (1), onde as funções  $f$ ,  $g$  e  $h$ , são definidas na sequência (MILANO, 2010).

$$\begin{aligned} \dot{x} &= f(x, y, u) \\ 0 &= g(x, y, u) \\ z &= h(x, y, u) \end{aligned} \tag{1}$$

- $f$  é o conjunto de equações diferenciais que representam as dinâmicas do sistema;
- $g$  é o conjunto de equações algébricas, referente ao balanço de potência ativa e reativa em cada barra do SEP;
- $h$  é o conjunto de equações das variáveis de saída, como as variações dos fluxos de potência nas linhas, as variações angulares dos rotores dos geradores síncronos, as variações das velocidades dos rotores das máquinas geradoras, entre outras grandezas do sistema.

Já as variáveis  $x$ ,  $y$  e  $u$  definidas no conjunto de equações (1), são dadas por:

- $x$  é o vetor das variáveis de estado do sistema, que representa o estado dinâmico dos geradores, RATs, ESPs, POD, dispositivos FACTS entre outros controladores do sistema;
- $y$  é o vetor das variáveis algébricas do sistema, que representa o estado estático do mesmo, como tensões e ângulos de fase nos barramentos da rede do sistema;
- $u$  é o vetor de variáveis de entrada do sistema.

### 2.6.1 Análise Modal

Para análise da estabilidade a pequenas perturbações de um sistema elétrico de potência, a perturbação envolvida deve ser pequena o suficiente para permitir a linearização de suas equações em torno de um ponto de equilíbrio e, assim, fazer-se uso das técnicas lineares de análise. Considerando pequenas variações em torno de um ponto de operação  $(x_0, y_0$  e  $u_0)$ , a forma linearizada do conjunto de equações (1) é escrito na forma matricial

(2), sendo que  $\Delta$  denota uma pequena excursão nas variáveis do sistema.

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x} \\ 0 \\ \Delta z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1 & J_2 & B_1 \\ J_3 & J_4 & B_2 \\ J_5 & J_6 & B_3 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta y \\ \Delta u \end{bmatrix} \quad (2)$$

Na equação matricial (2),  $J$  são as *Jacobianas* no ponto de equilíbrio  $(x_0, y_0)$ , conforme escritas no conjunto de equações (3).

$$\begin{aligned} J_1 &= \frac{\partial f}{\partial x}, & J_2 &= \frac{\partial f}{\partial y}, & B_1 &= \frac{\partial f}{\partial u}, \\ J_3 &= \frac{\partial g}{\partial x}, & J_4 &= \frac{\partial g}{\partial y}, & B_2 &= \frac{\partial g}{\partial u}, \\ J_5 &= \frac{\partial h}{\partial x}, & J_6 &= \frac{\partial h}{\partial y}, & B_3 &= \frac{\partial h}{\partial u}. \end{aligned} \quad (3)$$

Considerando que  $J_4$  seja não singular, o que é uma condição para que o conjunto de equações (1) represente o sistema de forma apropriada na análise da estabilidade, o vetor de variáveis algébricas  $\Delta y$  em (2) pode ser eliminado e a representação desse mesmo conjunto, na forma de espaço de estados, passa ser escrito de acordo com a equação (4).

$$\begin{aligned} \Delta \dot{x} &= \mathcal{A}\Delta x + \mathcal{B}\Delta u \\ \Delta z &= \mathcal{C}\Delta x + \mathcal{D}\Delta u \end{aligned} \quad (4)$$

As matrizes  $\mathcal{A}$ ,  $\mathcal{B}$ ,  $\mathcal{C}$  e  $\mathcal{D}$  da equação (4) são mostradas em (5), sendo  $\mathcal{A}$  a matriz de estados do sistema,  $\mathcal{B}$  a matriz de entrada,  $\mathcal{C}$  a matriz de saída e  $\mathcal{D}$  a matriz de alimentação direta, que geralmente é nula.

$$\begin{aligned} \mathcal{A} &= (J_1 - J_2 J_4^{-1} J_3), & \mathcal{B} &= (B_1 - J_2 J_4^{-1} B_2), \\ \mathcal{C} &= (J_5 - J_6 J_4^{-1} J_3), & \mathcal{D} &= (B_3 - J_6 J_4^{-1} B_2). \end{aligned} \quad (5)$$

Com a aplicação da Transformada de Laplace, pode-se obter uma função de transferência que definirá o comportamento do sistema elétrico de potência, conforme apresentado pela equação (6).

$$G(s) = \frac{\Delta z(s)}{\Delta u(s)} = \mathcal{C} \frac{\text{adj}(sI - \mathcal{A})}{\det(sI - \mathcal{A})} \mathcal{B} + \mathcal{D} \quad (6)$$

Para a equação (6), todos os valores da variável  $s$  que satisfazem a equação  $\det(sI -$

$A) = 0$ , conhecida como equação característica da matriz  $\mathcal{A}$ , são conhecidos como os autovalores ( $\lambda_i$ ) da matriz de estados do sistema.

### Autovalores e a Estabilidade

Os autovalores podem ocorrer em valores reais ou em pares complexos conjugados, definindo assim a estabilidade do sistema. De acordo com o primeiro Método de Lyapunov (PAI, 1981) se estabelece que:

- um autovalor real corresponde à um modo não-oscilatório. Um autovalor real negativo corresponde a um modo estável e um autovalor real positivo caracteriza instabilidade monotônica;
- autovalores complexos ocorrem em pares conjugados, e cada par corresponde a um modo oscilatório. A parte real desses autovalores fornece o amortecimento, enquanto que a parte imaginária fornece a frequência de oscilação. Se a parte real for negativa, as oscilações são amortecidas, em caso contrário (parte real positiva), as oscilações tem amplitude crescente caracterizando uma instabilidade oscilatória;
- se a parte real de qualquer autovalor for nula nada se pode afirmar sobre a estabilidade do sistema.

Para cada modo oscilatório associado a um par complexo conjugado ( $\lambda_i = \sigma_i \pm j\omega_d$ ), pode-se definir seu coeficiente de amortecimento, o qual determina a taxa de amortecimento das oscilações, de acordo com a equação (7) (MILANO, 2010).

$$\xi_i = -\frac{\sigma_i}{\sqrt{\sigma_i^2 + \omega_d^2}} \quad (7)$$

Já a frequência desse modo oscilatório, em Hertz, é dada pela equação (8).

$$f = \frac{\Im_m(\lambda_i)}{2\pi} = \frac{\omega_d}{2\pi} \quad (8)$$

### Autovetores e os Fatores de Participação

Após a obtenção dos autovalores da matriz  $\mathcal{A}$  do sistema, pode-se definir os autovetores à direita ( $\varphi_i$ ) e à esquerda ( $\psi_i$ ) que satisfazem as equações (9) e (10), respectivamente.

$$\mathcal{A}\varphi_i = \lambda_i\varphi_i \quad (9)$$

$$\psi_i\mathcal{A} = \lambda_i\psi_i \quad (10)$$

O autovetor à direita indica em quais variáveis do sistema o modo oscilatório pode ser observado, enquanto que o autovetor à esquerda fornece informações a respeito de uma variável em um determinado modo oscilatório.

A partir da combinação dos autovetores direitos e esquerdos, é possível determinar fatores de participação das variáveis de estado nos modos críticos do sistema. Esses fatores são importantes para a identificação das possíveis causas de problemas relacionados com modos fracamente amortecidos ou instáveis. O fator de participação é definido como um produto, elemento por elemento, dos autovetores direito e esquerdo da matriz  $\mathcal{A}$ . Se  $\lambda_i$  é o  $i$ -ésimo autovalor da matriz de estados  $\mathcal{A}$ ,  $\varphi_i$  e  $\psi_i$  são, respectivamente, os autovetores direito e esquerdo associados a  $\lambda_i$ , o fator de participação ( $P_{ki}$ ) da variável de estado  $k$  no modo  $i$  é definido pela equação (11).

$$P_{ki} = \varphi_i \psi_i \quad (11)$$

Os fatores de participação são quantidades adimensionais que revelam quais geradores estão associados a cada modo eletromecânico de um sistema de potência. Eles indicam, portanto, onde devem ser tomadas medidas de reforço, tais como a instalação de ESPs ou de conjuntos FACTS/POD, para que o adequado amortecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência seja providenciado (MILANO, 2010).

## 2.7 Conclusões do Capítulo

Nesse capítulo foi apresentado as definições dos diferentes tipos de problemas de estabilidade que podem ocorrer no sistema elétrico de potência quando este é submetido à pequenas ou grandes perturbações. Destaque especial foi dado ao problema de estabilidade de ângulo e estabilidade de tensão frente a pequenas perturbações, já que esses serão tratados com maior ênfase no trabalho. Também foram apresentadas as principais metodologias que serão aplicadas na análise de tais problemas.

## Capítulo 3

# O Dispositivo Generalized Unified Power Flow Controller (GUPFC)

### 3.1 Introdução

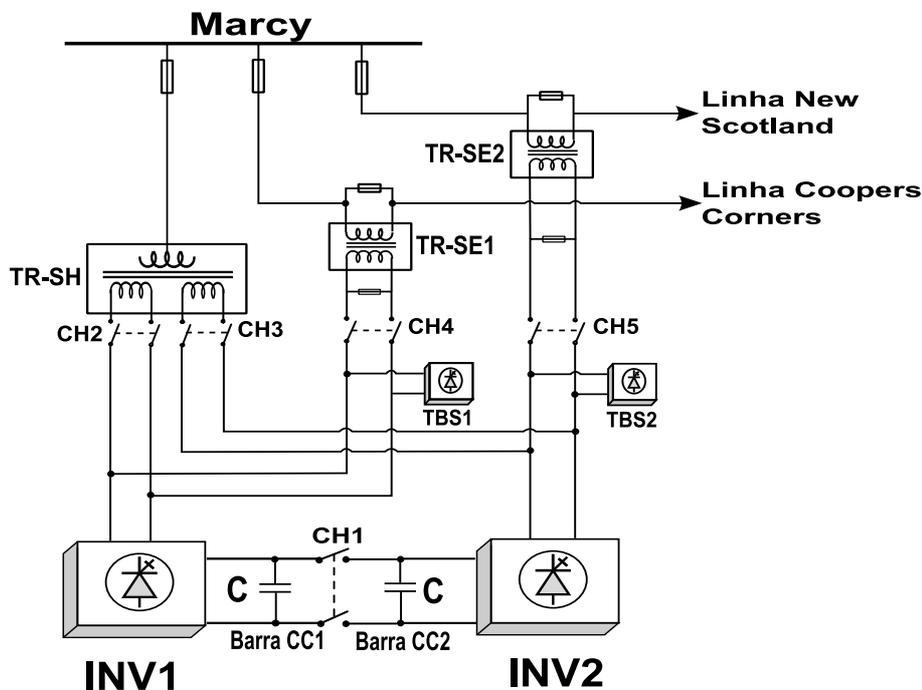
**E**STE capítulo é inicializado com uma breve discussão sobre o multicontrolador CSC. Logo após, cada configuração obtida para este dispositivo é apresentada. Realizada a revisão sobre os dispositivos FACTS de segunda geração, é então abordado o dispositivo GUPFC. Atenção especial é dada ao seu modelamento matemático, mais especificamente, ao seu modelo de injeção de potência e a estrutura do seu sistema de controle. Após obtido o modelo de injeção de potência do GUPFC e as equações diferenciais que representam seu comportamento dinâmico, é apresentada sua inclusão no algoritmo de Newton-Raphson, utilizando a ferramenta de fluxo de potência expandido. Por fim, são realizadas as considerações finais do capítulo.

### 3.2 Os Dispositivos FACTS de Segunda Geração

Com o progresso da eletrônica de potência e com a necessidade de obter um sistema de transmissão de Corrente Alternada (CA) com alto nível de flexibilidade, Hingorani (1988) chefiando um grupo de trabalho que pesquisava o uso da eletrônica de potência em sistemas de energia elétrica, introduziu em 1988 o conceito da tecnologia FACTS (HINGORANI; GYUGYI, 1999; SONG; JOHNS, 1999; MATHUR; VARMA, 2002; ACHA et al., 2004). Atualmente com a instalação do mais versátil dispositivo FACTS, o CSC (UZUNOVIC et al., 2001; ARABI; HAMADANIZADEH; FARDANESH, 2002; SUN et al., 2004; SHPERLING; SUN; BHATTACHARYA, 2005), os controladores FACTS de segunda geração, como o *Static Synchronous Series Compensator* (SSSC), o *Static*

*Synchronous Compensator* (STATCOM), o *Unified Power Flow Controller* (UPFC), o *Interline Power Flow Controller* (IPFC) e o GUPFC, tomaram uma perspectiva mais realista, servindo de motivação para pesquisadores e engenheiros de sistemas elétricos de potência. O CSC instalado na subestação de Marcy, em Nova York, fornece várias funções de regulação de tensão no barramento de instalação e controle dos fluxos de potência do sistema elétrico americano. Esse dispositivo é constituído por dois inversores (INV1 e INV2), dois transformadores de acoplamento série (TR-SE1 e TR-SE2) e um transformador *shunt* com dois enrolamentos secundários idênticos (TR-SH). Com o auxílio das chaves seccionadoras (CH1 a CH5) se permite a utilização dos dois inversores em várias configurações série e *shunt*, como é ilustrado na Figura 7.

Figura 7: Diagrama esquemático do CSC.



Fonte: Adaptada de Sun et al. (2004)

Dessa forma, o multicontrolador CSC apresentado na Figura 7 pode operar assumindo quatro configurações de dispositivos FACTS. Com as chaves CH1 a CH4 abertas e a chave CH5 fechada, por exemplo, o CSC assume a configuração de um independente SSSC, exercendo o controle sobre a linha de transmissão *New Scotland*. Com as chaves CH1, CH2, CH3 e CH5 abertas e com CH4 fechada, o dispositivo CSC assume a configuração de um SSSC, exercendo um controle independente sobre a linha de transmissão *Coopers Corners*. Com as chaves CH2 e CH3 abertas e com as chaves CH1, CH4 e CH5 fechadas, o multicontrolador CSC assume a configuração de um IPFC, atuando de forma simultânea sobre as duas linhas de transmissão que o dispositivo pode gerenciar. Com as chaves CH1, CH3, CH4 e CH5 abertas e CH2 fechada, o CSC atua como se fosse um STATCOM, exercendo o controle sobre a tensão do barramento da subestação. Essa

mesma configuração é possível, porém com o dobro da potência, se as chaves CH1, CH2 e CH3 estiverem fechadas e as chaves CH4 e CH5 estiverem abertas. A atuação como UPFC pode ser obtida fechando-se as chaves CH1, CH2 e CH5 e abrindo as chaves CH3 e CH4. Nessa configuração, o UPFC exerce controle sobre a tensão do barramento comum de instalação do dispositivo e sobre os fluxos de potência ativa e reativa na linha *New Scotland*. Há ainda a possibilidade do CSC atuar como UPFC e controlar simultaneamente a tensão do barramento e os fluxos de potência ativa e reativa na linha de transmissão *Coopers Corners*. Há também a possibilidade de as chaves CH1, CH3 e CH4 estarem abertas e as chaves CH2 e CH5 estarem fechadas. Nesse caso, diz-se que o CSC está operando na configuração STATCOM & SSSC. A diferença dessa configuração para um UPFC, está no fato de não haver transferência de potência ativa entre os dois conversores e o sistema elétrico de potência. Considerando as quatro configurações de dispositivos FACTS e os diferentes níveis de potência que o CSC pode assumir, esse multicontrolador têm a possibilidade de operar em dez configurações diferentes, conforme apresentado em (ARABI; HAMADANIZADEH; FARDANESH, 2002). Para entender como cada dispositivo FACTS atua no sistema elétrico de potência, é apresentado a seguir uma breve revisão sobre os dispositivos de segunda geração.

Os dispositivos de segunda geração são baseados em Tiristores de Desligamento por Porta (GTOs) e Conversores Fonte de Tensão (VSCs). O GTO é semelhante a um Retificador Controlado de Silício (SCR) convencional, porém, além de ser ativado pela aplicação de um sinal positivo na porta e pela passagem da corrente por zero, o GTO pode ter a corrente interrompida quando um pulso de desligamento for aplicado na porta no sentido reverso. Uma segunda vantagem desse componente é sua qualidade melhorada de chaveamento, já que o tempo de ligação é similar ao do SCR, mas o de desligamento é muito menor, o que permite a utilização desses dispositivos em aplicação de alta velocidade. Já o VSC é um conversor que, a partir de uma fonte de Corrente Contínua (CC) e de um inversor, produz idealmente tensões trifásicas senoidais na frequência fundamental, com a amplitude e ângulo de fase controláveis (WATANABE et al., 1998; HINGORANI; GYUGYI, 1999).

### 3.2.1 O Dispositivo FACTS SSSC

O SSSC é um dos mais recentes dispositivos FACTS para a compensação série do sistema de transmissão de energia elétrica. Sua atuação consiste na inserção (por meio de um transformador de acoplamento) de uma fonte de tensão síncrona quase senoidal de amplitude e ângulo de fase controlável, em série com a linha de transmissão. A tensão injetada está praticamente em quadratura com a corrente da linha de transmissão. A pequena parcela que está em fase com a corrente da linha, corresponde as perdas no

inversor. Como a maior parte da tensão injetada está em quadratura com a corrente da linha, esta proporciona o efeito de inserir uma reatância indutiva ou capacitiva em série com a linha de transmissão em que o dispositivo está conectado. Essa reatância influencia no fluxo de potência da linha de transmissão. A teoria de operação do SSSC e seus fundamentos de controle são apresentados extensivamente em (HAQUE, 2006; CASTRO et al., 2007a; PUPIN, 2009).

### 3.2.2 O Dispositivo FACTS STATCOM

O STATCOM é um dispositivo conectado em derivação com a rede de transmissão de CA através de um transformador de acoplamento. Esse controlador gera ou absorve potência reativa através de um conversor fonte de tensão (VSC). No caso do STATCOM tem-se um capacitor atuando como uma fonte de CC e um conversor VSC, que gera tensões trifásicas de CA com a mesma frequência da rede. Através da variação da amplitude da tensão de saída, controla-se a troca de potência reativa entre o conversor e o sistema. Se a tensão gerada for maior que a tensão da rede, o conversor fornece potência reativa. Se a tensão gerada for menor que a tensão da rede, então potência reativa flui do sistema para o conversor. É importante observar que as fases das tensões geradas são controladas de modo a ter a mesma fase das tensões da rede, assegurando que apenas potência reativa seja trocada. Pode-se assim dizer que as principais atribuições do STATCOM são a de compensação de reativos e controle dinâmico da tensão do sistema elétrico de potência (NASSIF, 2004; HAQUE, 2006; PINA; ARAUJO, 2010).

### 3.2.3 O Dispositivo FACTS UPFC

O dispositivo UPFC envolve o conceito dos FACTS apresentados anteriormente, isto é, do SSSC e do STATCOM. Esse controlador possui dois conversores VSC ligados ao sistema de CA por meio de transformadores de acoplamento. Um desses conversores encontra-se em série com a linha de transmissão e realiza a função principal do UPFC, que é inserir uma tensão controlável em magnitude e ângulo de fase em série com a linha de transmissão que o dispositivo irá gerenciar. Dessa forma, de acordo com a diferença angular entre a tensão inserida e a corrente na linha de transmissão, esse controlador pode transferir potência ativa e também absorver ou injetar potência reativa no sistema de transmissão. Por outro lado, o conversor em derivação deve disponibilizar a potência ativa necessária para o conversor série injetar no sistema de transmissão. Isso é realizado através do link de corrente contínua que liga os dois conversores do dispositivo. Desconsiderando as perdas, toda a potência ativa fornecida pelo conversor *shunt* deve ser absorvida pelo conversor série e entregue a rede por meio do transformador de acoplamento. A potência reativa que é inserida no sistema é obtida pelo banco armazenador de energia instalado entre

os dois conversores do UPFC. Embora seja um controlador extremamente poderoso, este dispositivo possui somente três graus de controle livre, podendo, assim, controlar a tensão do barramento em que está instalado e os fluxos de potência ativa e reativa de apenas uma linha do sistema de transmissão. Pode-se dizer então que as principais atribuições de um UPFC são o controle da tensão e dos fluxos de potência ativa e reativa, além do suporte de potência reativa na região onde encontra-se instalado (GYUGYI et al., 1995; HUANG et al., 2000; AYRES, 2005; VALLE; ARAUJO, 2012).

### 3.2.4 O Dispositivo FACTS IPFC

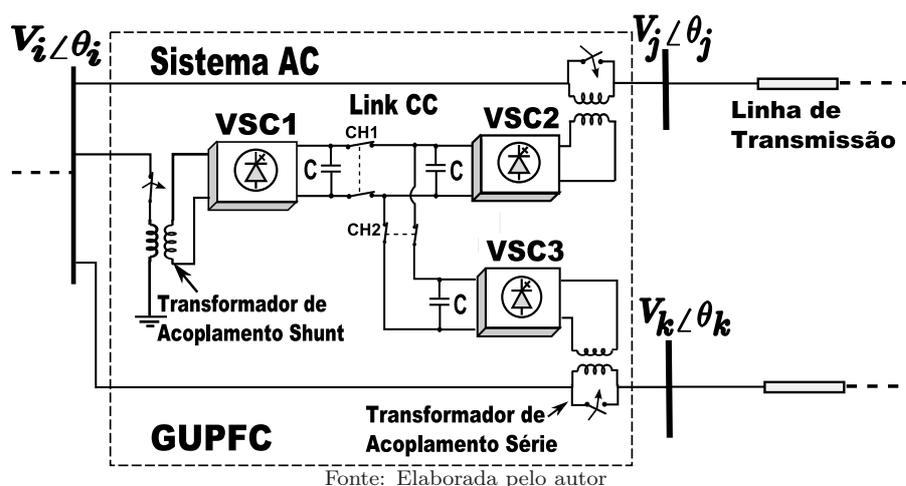
O controlador IPFC pode ser visto como a combinação de dois ou mais independentes SSSCs que são acoplados via um elo de CC para possibilitar o fluxo bidirecional de potência ativa entre os seus terminais. Cada conversor do IPFC gera uma tensão síncrona controlável em magnitude e ângulo de fase que é conectada às linhas gerenciadas por meio de transformadores de acoplamento. Esse dispositivo é extremamente poderoso no que se refere ao controle e gerenciamento de fluxos de potência nas linhas de transmissão de uma dada subestação ou até mesmo de uma sub-rede do sistema. Um IPFC com  $n$  conversores VSCs, pode controlar  $2n - 1$  fluxos de potência ativa e reativa em  $n$  linhas de transmissão do SEP. O IPFC não tem a capacidade de fornecer potência ativa ao sistema (restrição de invariância de potência ativa do controlador), porém pode gerenciá-las, desviando esses fluxos de uma linha a outra por intermédio do link de CC. Por outro lado, o IPFC pode realizar uma compensação série reativa nas linhas em que gerencia, melhorando assim o suporte de potência reativa do sistema. Para isso, entre os seus conversores é instalado um banco armazenador de energia que fornece a potência reativa necessária ao sistema (dentro dos limites operacionais do equipamento). No caso de um IPFC com dois conversores, como é o caso do CSC, ele pode controlar dois fluxos de potência ativa e um fluxo de potência reativa, ou ainda, dois fluxos de potência reativa e um fluxo de potência ativa nas duas linhas de transmissão em que encontra-se instalado. Mais informações sobre a teoria de operação do IPFC e seus fundamentos de controle são apresentados em (GYUGYI; SEN; SCHAUDER, 1999; ZHANG; YOKOYAMA; IDE, 2008; VALLE, 2010; VALLE; ARAUJO, 2013a).

## 3.3 O Dispositivo FACTS GUPFC

O controlador GUPFC pode ser visto como a combinação de um IPFC com um STATCOM, por isso, embora menos usual, alguns autores o intitulam como GIPFC (VASQUEZ-ARNEZ; ZANETTA, 2005). Apesar de não existir nenhum dispositivo GUPFC em operação, o número de trabalhos encontrado na literatura vêm aumentando

consideravelmente nos últimos anos. As primeiras pesquisas sobre este controlador foram realizadas por Fardanesh et al. (2000). Nesse trabalho os autores apresentaram o novo conceito de multiconversores (três ou mais conversores atuando conjuntamente) e avaliaram seu desempenho no sistema de potência utilizando o programa EMTP. No ano seguinte, Zhang, Handschin e Yao (2001) realizaram o modelamento matemático do GUPFC em coordenadas polares e avaliaram sua performance utilizando um algoritmo não-linear de pontos interiores aplicado ao problema de fluxo de potência ótimo. Utilizando um modelo similar para representação do GUPFC, o mesmo autor faz a inclusão desse controlador no algoritmo de Newton-Raphson considerando um fluxo de potência convencional (ZHANG, 2003). Em (LEE; CHU, 2004), os autores realizaram o modelamento matemático do GUPFC considerando a decomposição no sistema de referência dos eixos d-q. Esse modelo também é incluso em um programa de fluxo de potência convencional. Visando o mesmo objetivo dos dois trabalhos anteriores, El-Sadek, Ahmed e Mohammed (2009) apresentaram um modelo matemático baseado em coordenadas retangulares para representação do GUPFC. Esse modelo é baseado em injeções de potência ativa e reativa nas barras onde o dispositivo encontra-se instalado. Embora o modelo apresentado tenha um pequeno desacerto, serviu de motivação para outros trabalhos que utilizaram da mesma ideia. O modelo de injeção de potência do GUPFC apresentado em (LUBIS; HADI; TUMIRAN, 2011) apresenta melhorias no modelo proposto em (EL-SADEK; AHMED; MOHAMMED, 2009) e os autores utilizam este modelo para representar o dispositivo em um fluxo de potência ótimo. No tocante ao desempenho dinâmico e transitório do controlador GUPFC no sistema elétrico de potência, há uma carência de publicações relacionadas ao tema. Em (AZBE; MIHALIC, 2009), os autores avaliam a estabilidade transitória do sistema através de uma função energia que considera a ação do controlador GUPFC. As análises foram conduzidas em um sistema multimáquinas de pequeno porte e os resultados obtidos mostraram um desempenho satisfatório do controlador no amortecimento das oscilações eletromecânicas de baixa frequência do sistema. Resultados também positivos foram obtidos em (LUBIS; HADI; TUMIRAN, 2012), onde os autores analisaram a influência do dispositivo GUPFC equipado com um controlador POD em dois sistemas teste de pequeno porte. Para verificar o desempenho dinâmico do conjunto GUPFC/POD os autores utilizaram o modelo linear de Heffron e Phillips e a partir das análises realizadas comprovou-se a capacidade do controlador GUPFC equipado com POD em fornecer amortecimento adicional ao sistema. Entretanto, segundo os autores, dependendo do sistema e da condição operacional do mesmo, pode haver uma interação negativa entre o dispositivo GUPFC (sem controlador suplementar) e os controladores ESP atuantes no sistema. Apesar de encontrar na literatura modelos que representam o comportamento dinâmico e transitório do GUPFC no SEP, e também modelos de representação desse dispositivo em programas de fluxo de potência e fluxo de potência ótimo, nenhum dos trabalhos

Figura 8: Diagrama esquemático do GUPFC.



fornece uma maneira de representação do GUPFC que possa ser utilizado *ao mesmo tempo* para análises dinâmicas e de regime permanente do sistema de potência. Neste trabalho é proposto um modelo de injeção de potência para o dispositivo GUPFC que utilizado conjuntamente com uma estrutura de controle, torna possível a representação desse controlador tanto em programas de fluxo de potência como em programas de análises dinâmicas e transitórias do SEP.

O modelo que será apresentado é desenvolvido para a configuração mais básica de um controlador GUPFC, ou seja, para um GUPFC com apenas três conversores VSCs. A Figura 8 ilustra o diagrama esquemático do dispositivo estudado, sendo que o conversor VSC1 está conectado ao barramento comum de instalação (barra  $i$ ), através de um transformador de acoplamento *shunt*. Já os conversores VSC2 e VSC3 são conectados em série com as linhas de transmissão gerenciadas pelo controlador, através dos transformadores de acoplamento série.

Como se pode observar na Figura 8, os três conversores desse dispositivo são conectados por um link comum de CC. A soma do fluxo de potência ativa entre esses conversores deve ser zero, ou seja, toda a potência ativa fornecida ao sistema de CA pelos conversores VSC2 e VSC3, deve ser fornecida pelo conversor *shunt* do GUPFC. Por esse motivo, o grau de controle livre de um GUPFC com apenas três conversores é cinco, sendo possível controlar a tensão do barramento comum de instalação e mais quatro fluxos de potência ativa e reativa nas duas linhas de transmissão em que o controlador está conectado.

### 3.4 O Modelo Matemático do GUPFC

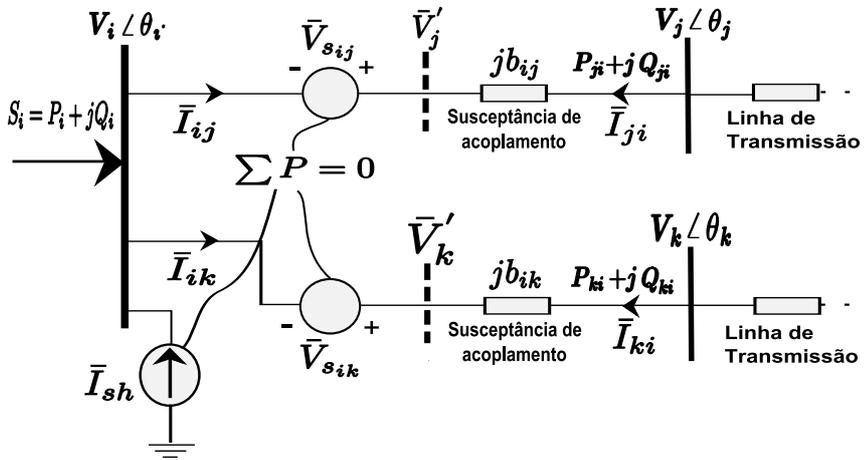
O modelo matemático do GUPFC pode ser melhor entendido através do circuito equivalente apresentado na Figura 9, que mostra as três barras  $i$ ,  $j$  e  $k$  do sistema representadas por suas respectivas tensões complexas  $\bar{V}_i$ ,  $\bar{V}_j$  e  $\bar{V}_k$ , que foram escolhidas

como barras de instalação do dispositivo. Nesta figura, o GUPFC foi representado por um circuito equivalente composto por uma fonte ideal de corrente ( $\bar{I}_{sh}$ ) conectada em derivação com a barra comum  $i$  de instalação e por duas fontes de tensão série que injetam no sistema tensões síncronas de magnitude e ângulo controlável ( $\bar{V}_{sin}$ , com  $n = j, k$ ). Cada uma dessas fontes encontra-se em série com uma susceptância ( $b_{in}$ ) que representa os transformadores de acoplamento, responsáveis pela conexão dos conversores ao sistema elétrico de potência. De forma similar as referências (HUANG et al., 2000) e (ZHANG; YOKOYAMA; IDE, 2008), o controle dos fluxos de potência nas linhas de transmissão realizado pelo GUPFC é alcançado através do controle da magnitude e do ângulo de fase da tensão série injetada  $\bar{V}_{sin}$ , que é escrita pela equação (12), com  $n = j, k$ .

$$\bar{V}_{sin} = r_n e^{j\gamma_n} \bar{V}_i \quad (12)$$

Na equação (12),  $r_n$  e  $\gamma_n$  são os parâmetros das tensões série injetadas, sendo  $r_n = \bar{V}_{sin}/\bar{V}_i$  e  $\gamma_n$  o ângulo relativo de  $\bar{V}_{sin}$  com a respectiva tensão da barra  $\bar{V}_i$ . A faixa controlável da magnitude relativa ( $r_n$ ) e do ângulo ( $\gamma_n$ ) de  $\bar{V}_{sin}$  é  $0 < r_n < r_{nmax}$  e  $0 < \gamma_n < 2\pi$ , respectivamente, (ZHANG; YOKOYAMA; IDE, 2008).

Figura 9: Circuito equivalente do GUPFC.



Fonte: Elaborada pelo autor

No circuito equivalente apresentado na Figura 9,  $\bar{S}_i$  é a injeção de potência complexa na barra  $i$  do sistema;  $P_{ji}$  e  $Q_{ji}$  são os fluxos de potência ativa e reativa no ramo  $i - j$ , saindo da barra  $j$ ;  $P_{ki}$  e  $Q_{ki}$  são os fluxos de potência ativa e reativa no ramo  $i - k$ , saindo da barra  $k$ ;  $\bar{I}_{ij}$  e  $\bar{I}_{ik}$ , são as correntes nos ramos  $i - j$  e  $i - k$ , saindo da barra  $i$  e, por fim,  $\bar{I}_{ji}$  e  $\bar{I}_{ki}$ , são as correntes nos ramos  $i - j$  e  $i - k$ , saindo das barras  $j$  e  $k$ , respectivamente.

As tensões  $\bar{V}'_n$  (com  $n = j, k$ ) representadas na Figura 9, são as tensões de duas barras fictícias que se encontram entre as susceptâncias de acoplamento (que representam os

transformadores) e as fontes de tensão série e são dadas pela equação (13).

$$\bar{V}'_n = \bar{V}_i + \bar{V}_{s_{in}} \quad (13)$$

Substituindo a equação (12) na equação (13), chega-se na equação (14), com  $n = j, k$ .

$$\bar{V}'_n = V_i \angle \theta_i + r_n e^{j\gamma_n} V_i \angle \theta_i \quad (14)$$

### 3.4.1 Desconsideração Momentânea da Fonte de Corrente

Neste momento, a fonte ideal de corrente conectada em derivação com a barra comum  $i$  de instalação é momentaneamente desconsiderada ( $\bar{I}_{sh} = 0$ ). Assim, desprezando-se as resistências dos transformadores de acoplamento e considerando-se somente as duas fontes de tensão série, a injeção de corrente na barra  $i$  do GUPFC pode ser escrita de acordo com a equação (15).

$$\bar{I}_i = \bar{I}_{ij} + \bar{I}_{ik} = \left( \bar{V}'_j - V_j \angle \theta_j \right) j b_{ij} + \left( \bar{V}'_k - V_k \angle \theta_k \right) j b_{ik} \quad (15)$$

Substituindo a equação (14) na equação (15), chega-se na equação (16), que descreve a injeção de corrente na barra  $i$  do dispositivo GUPFC.

$$\bar{I}_i = \left( V_i \angle \theta_i + r_j e^{j\gamma_j} V_i \angle \theta_i - V_j \angle \theta_j \right) j b_{ij} + \left( V_i \angle \theta_i + r_k e^{j\gamma_k} V_i \angle \theta_i - V_k \angle \theta_k \right) j b_{ik} \quad (16)$$

Sabe-se que a injeção de potência complexa na barra comum  $i$  do dispositivo FACTS GUPFC pode ser escrita como na equação (17).

$$\bar{S}_i = \bar{V}_i \bar{I}_i^* \quad (17)$$

Substituindo a equação (16) em (17) e separando a parte real e a parte imaginária dessa equação, chega-se na injeção de potência ativa (equação (18)) e na injeção de potência reativa (equação (19)) na barra  $i$  do dispositivo GUPFC.

$$P_i = -V_i \underbrace{\sum_{n=j,k} V_n b_{in} \text{sen}(\theta_i - \theta_n)}_{\text{Injeção convencional}} - V_i^2 \underbrace{\sum_{n=j,k} b_{in} r_n \text{sen}(\gamma_n)}_{\text{Contribuição do GUPFC}} \quad (18)$$

$$Q_i = -V_i^2 \underbrace{\sum_{n=j,k} b_{in}}_{\text{Injeção convencional}} + V_i \underbrace{\sum_{n=j,k} V_n b_{in} \cos(\theta_i - \theta_n)}_{\text{Injeção convencional}} - V_i^2 \underbrace{\sum_{n=j,k} b_{in} r_n \cos(\gamma_n)}_{\text{Contribuição do GUPFC}} \quad (19)$$

Ainda pelo circuito equivalente da Figura 9, pode-se escrever a corrente do ramo  $j - i$

de acordo com a equação (20).

$$\bar{I}_{ji} = \left( V_j \angle \theta_j - \bar{V}_j' \right) j b_{ij} = \left( V_j \angle \theta_j - V_i \angle \theta_i - r_j e^{j\gamma_j} V_i \angle \theta_i \right) j b_{ij} \quad (20)$$

O fluxo de potência complexa no ramo  $j - i$  do GUPFC é dado pela equação (21).

$$\bar{S}_{ji} = \bar{V}_j \bar{I}_{ji}^* \quad (21)$$

Substituindo a equação (20) em (21) e realizando-se algumas manipulações matemáticas, os fluxos de potência ativa e reativa são expressos pelas equações (22) e (23), respectivamente.

$$P_{ji} = \underbrace{V_i V_j b_{ij} \sin(\theta_i - \theta_j)}_{\text{Fluxo convencional}} + \underbrace{b_{ij} r_j V_i V_j \sin(\theta_i - \theta_j + \gamma_j)}_{\text{Contribuição do GUPFC}} \quad (22)$$

$$Q_{ji} = - \underbrace{V_j^2 b_{ij} + V_i V_j b_{ij} \cos(\theta_i - \theta_j)}_{\text{Fluxo convencional}} + \underbrace{b_{ij} r_j V_i V_j \cos(\theta_i - \theta_j + \gamma_j)}_{\text{Contribuição do GUPFC}} \quad (23)$$

Análises semelhantes são realizadas para o ramo  $k - i$ , de forma que os fluxos de potência ativa e reativa são escritos de acordo com as equações (24) e (25), respectivamente.

$$P_{ki} = \underbrace{V_i V_k b_{ik} \sin(\theta_i - \theta_k)}_{\text{Fluxo convencional}} + \underbrace{b_{ik} r_k V_i V_k \sin(\theta_i - \theta_k + \gamma_k)}_{\text{Contribuição do GUPFC}} \quad (24)$$

$$Q_{ki} = - \underbrace{V_k^2 b_{ik} + V_i V_k b_{ik} \cos(\theta_i - \theta_k)}_{\text{Fluxo convencional}} + \underbrace{b_{ik} r_k V_i V_k \cos(\theta_i - \theta_k + \gamma_k)}_{\text{Contribuição do GUPFC}} \quad (25)$$

Colocando as equações dos fluxos de potência ativa e reativa (equações de 22 a 25) na forma genérica, os fluxos dos ramos  $j - i$  e  $k - i$  do dispositivo GUPFC são escritos como nas equações (26) e (27), com  $n = j, k$  e  $\theta_{in} = (\theta_i - \theta_n)$ .

$$P_{ni} = \underbrace{V_i V_n b_{in} \sin(\theta_{in})}_{\text{Fluxo convencional}} + \underbrace{b_{in} r_n V_i V_n \sin(\theta_{in} + \gamma_n)}_{\text{Contribuição do GUPFC}} \quad (26)$$

$$Q_{ni} = - \underbrace{V_n^2 b_{in} + V_i V_n b_{in} \cos(\theta_{in})}_{\text{Fluxo convencional}} + \underbrace{b_{in} r_n V_i V_n \cos(\theta_{in} + \gamma_n)}_{\text{Contribuição do GUPFC}} \quad (27)$$

### 3.4.2 Contribuições das Fontes de Tensão Série Controláveis

Deduzidas as equações matemáticas das injeções de potência ativa e reativa na barra  $i$  do GUPFC e dos fluxos de potência ativa e reativa nos ramos  $j - i$  e  $k - i$ , o próximo passo consiste em apresentar as contribuições das fontes de tensão série do dispositivo FACTS estudado.

Note que, desconsiderando a parte resistiva da linha de transmissão, as primeiras partes das equações (18), (19), (26) e (27), são idênticas às equações convencionais de fluxo de potência nas linhas de transmissão  $i - j$  e  $i - k$ . As partes restantes dessas equações podem ser consideradas como as contribuições das fontes de tensão série controláveis, que mais adiante, irão conduzir ao modelo de injeção de potência do GUPFC.

Dessa forma, as equações que descrevem as contribuições das fontes de tensão série controláveis (com  $\bar{I}_{sh} = 0$ ) nas barras onde o controlador está instalado, são dadas pelas equações (28) a (31), com  $n = j, k$ .

$$P_{se,i} = -V_i^2 \sum_{n=j,k} b_{in} r_n \text{sen}(\gamma_n) \quad (28)$$

$$Q_{se,i} = -V_i^2 \sum_{n=j,k} b_{in} r_n \text{cos}(\gamma_n) \quad (29)$$

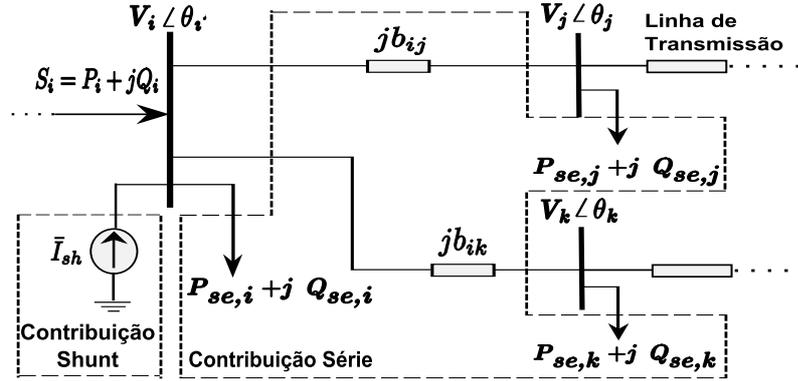
$$P_{se,n} = b_{in} r_n V_i V_n \text{sen}(\theta_{in} + \gamma_n) \quad (30)$$

$$Q_{se,n} = b_{in} r_n V_i V_n \text{cos}(\theta_{in} + \gamma_n) \quad (31)$$

Como  $b_{in} = -1/X_{in}$ , com  $n = j, k$ , as contribuições do GUPFC quando a fonte ideal de corrente *shunt* é desprezada, são idênticas ao modelo de injeção de potência de um IPFC com dois conversores, conforme apresentado em (ZHANG; YOKOYAMA; IDE, 2008) e (VALLE; KOPCAK; DA COSTA, 2010b).

### 3.4.3 Contribuição da Fonte de Corrente (Conversor *Shunt*)

Para dar continuidade no desenvolvimento do modelo matemático do GUPFC é necessário, neste momento, levar em consideração a fonte de corrente que se encontra em derivação com a barra comum  $i$  de instalação. A Figura 10 ilustra as contribuições das fontes de tensão série representadas no sistema como injeções de potências ativa e reativa nas barras de instalação do GUPFC e a contribuição do conversor *shunt* representado agora pela fonte ideal de corrente (com  $\bar{I}_{sh} \neq 0$ ) conectada na barra de instalação do dispositivo.

Figura 10: Contribuição série e *shunt* nas barras do GUPFC.

Fonte: Elaborada pelo autor

A fonte ideal de corrente que representa o conversor em derivação do GUPFC pode ser decomposta em duas componentes, sendo uma em fase ( $i_p$ ) e a outra em quadratura ( $i_q$ ) com a tensão comum de instalação ( $\bar{V}_i$ ), como descreve a equação (32).

$$\bar{I}_{sh} = (i_p - ji_q)e^{j\theta_i} \quad (32)$$

Para modular a tensão da barra comum de instalação do GUPFC, o conversor *shunt* do dispositivo deverá fornecer potência reativa ou, dependendo da situação, absorver potência reativa do sistema de CA. Essa troca de potência entre o dispositivo e o sistema é modelada por meio da equação (33).

$$Q_{sh} = \Im_m(\bar{S}_{sh}) = \Im_m[\bar{V}_i(-\bar{I}_{sh}^*)] = -V_i i_q \quad (33)$$

## Restrição Operacional do GUPFC

Como apresentado em (EL-SADEK; AHMED; MOHAMMED, 2009), uma restrição que deve ser satisfeita para a correta implementação do GUPFC no fluxo de potência refere-se à troca de potência ativa entre os seus conversores. Essa restrição estabelece que quando as perdas são desconsideradas, toda a potência ativa fornecida pelo conversor *shunt* VSC1, deve ser exatamente igual à potência entregue ao sistema CA pelos conversores série VSC2 e VSC3. Na forma matemática essa restrição é escrita como na equação (34), com  $m = i, j$  e  $k$ .

$$P_{sh} = - \sum_{m=i,j,k} P_{se,m} \quad (34)$$

Substituindo as equações (28) e (30) na equação (34), chega-se que a potência ativa

entregue pelo conversor *shunt* é dada pela equação (35), com  $n = j, k$ .

$$P_{sh} = V_i^2 \sum_{n=j,k} b_{in} r_n \text{sen}(\gamma_n) - V_i \sum_{n=j,k} b_{in} r_n V_n \text{sen}(\theta_{in} + \gamma_n) \quad (35)$$

Obedecendo essa restrição de invariância de potência ativa do GUPFC, têm-se que o modelo de injeção de potência do dispositivo se dá pela soma das contribuições série das fontes de tensão síncronas e pela contribuição *shunt* da fonte de corrente ideal, de acordo com as equações (36) e (37).

$$P_{inj,i} = P_{sh} + P_{se,i} \quad (36)$$

$$Q_{inj,i} = Q_{sh} + Q_{se,i} \quad (37)$$

Substituindo as equações (28) e (35) na equação (36), e as equações (29) e (33) na equação (37), obtêm-se as equações apresentadas em (38) e (39), com  $n = j, k$ .

$$P_{inj,i} = V_i^2 \sum_{n=j,k} b_{in} r_n \text{sen}(\gamma_n) - V_i \sum_{n=j,k} b_{in} r_n V_n \text{sen}(\theta_{in} + \gamma_n) - V_i^2 \sum_{n=j,k} b_{in} r_n \text{sen}(\gamma_n) \quad (38)$$

$$Q_{inj,i} = -V_i^2 \sum_{n=j,k} b_{in} r_n \cos(\gamma_n) - V_i i_q \quad (39)$$

Desconsiderando as partes simétricas de sinais opostos da equação (38), o modelo completo de injeção de potência do dispositivo FACTS GUPFC é obtido através das equações (38) e (39) em conjunto com as equações (30) e (31), conforme apresentado a seguir:

$$P_{inj,i} = -V_i \sum_{n=j,k} b_{in} r_n V_n \text{sen}(\theta_{in} + \gamma_n) \quad (40)$$

$$Q_{inj,i} = -V_i^2 \sum_{n=j,k} b_{in} r_n \cos(\gamma_n) - V_i i_q \quad (41)$$

$$P_{inj,n} = P_{se,n} = b_{in} r_n V_i V_n \text{sen}(\theta_{in} + \gamma_n) \quad (42)$$

$$Q_{inj,n} = Q_{se,n} = b_{in} r_n V_i V_n \cos(\theta_{in} + \gamma_n), \quad (43)$$

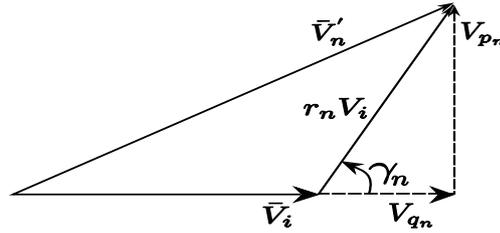
com  $n = (j, k)$  e  $\theta_{in} = (\theta_i - \theta_n)$ .

O conjunto de equações (40) a (43) fornece o modelo completo de injeção de potência do GUPFC e está de acordo com (LUBIS; HADI; TUMIRAN, 2011). Esse modelo pode ser utilizado para representar o dispositivo em programas de fluxo de potência e fluxo de potência ótimo, assim como foi realizado por (LUBIS; HADI; TUMIRAN, 2011).

Porém, como o objetivo principal do trabalho é obter um modelo que possa representar o dispositivo GUPFC, tanto para análise estática, quanto para análise dinâmica, deve-se dar continuidade ao desenvolvimento das equações apresentadas para conseguir tal objetivo.

Baseando-se no diagrama fasorial do UPFC desenvolvido em (HUANG et al., 2000), e reproduzido na Figura 11, pode-se decompor a fonte de tensão controlável  $\bar{V}_{sin}$  do GUPFC em componentes de fase ( $V_{qn}$ ) e componentes de quadratura ( $V_{pn}$ ), com a respectiva tensão  $\bar{V}_i$ <sup>3</sup> da barra comum de instalação do dispositivo.

Figura 11: Diagrama fasorial das tensões série injetadas ( $n = j, k$ ).



Fonte: Elaborada pelo autor

Do diagrama fasorial apresentado na Figura 11, as componentes em fase ( $V_{qn}$ ) e as componentes em quadratura ( $V_{pn}$ ), podem ser expressas de acordo com as equações (44) e (45).

$$V_{pn} = r_n V_i \text{sen}(\gamma_n) \quad (44)$$

$$V_{qn} = r_n V_i \text{cos}(\gamma_n) \quad (45)$$

A equação (40) do modelo de injeção de potência do GUPFC pode ser escrita alternativamente como na equação (46).

$$\begin{aligned} P_{inj,i} &= - \sum_{n=j,k} V_n b_{in} r_n V_i [\text{cos}(\gamma_n) \text{sen}(\theta_{in}) + \text{sen}(\gamma_n) \text{cos}(\theta_{in})] \\ &= - \sum_{n=j,k} V_n b_{in} \left[ \underbrace{r_n V_i \text{cos}(\gamma_n)}_{V_{qn}} \text{sen}(\theta_{in}) + \underbrace{r_n V_i \text{sen}(\gamma_n)}_{V_{pn}} \text{cos}(\theta_{in}) \right] \rightarrow \\ P_{inj,i} &= - \sum_{n=j,k} V_n b_{in} [V_{qn} \text{sen}(\theta_{in}) + V_{pn} \text{cos}(\theta_{in})] \end{aligned} \quad (46)$$

Para a obtenção da equação (46), foi utilizado a identidade trigonométrica apresentada na equação (47).

$$\text{sen}(A + B) = \text{sen}(A) \text{cos}(B) + \text{cos}(A) \text{sen}(B). \quad (47)$$

<sup>3</sup>Em (HUANG et al., 2000) e (ZHANG; YOKOYAMA; IDE, 2008) denotam-se  $V_q$  como tensão de fase e  $V_p$  como tensão de quadratura, convenção esta que foi mantida neste trabalho.

De forma similar, a equação (41) do modelo de injeção de potência do GUPFC pode ser escrita alternativamente como na equação (48).

$$\begin{aligned}
 Q_{inj,i} &= -V_i \sum_{n=j,k} b_{in} \underbrace{r_n V_i \cos(\gamma_n)}_{V_{qn}} - V_i i_q \rightarrow \\
 Q_{inj,i} &= -V_i \sum_{n=j,k} b_{in} V_{qn} - V_i i_q \quad (48)
 \end{aligned}$$

Utilizando a relação trigonométrica apresentada na equação (47), a equação (42) pode ser escrita de acordo com a equação (49).

$$\begin{aligned}
 P_{inj,n} &= V_n b_{in} r_n V_i [\cos(\gamma_n) \text{sen}(\theta_{in}) + \text{sen}(\gamma_n) \cos(\theta_{in})] \\
 &= V_n b_{in} \left[ \underbrace{r_n V_i \cos(\gamma_n)}_{V_{qn}} \text{sen}(\theta_{in}) + \underbrace{r_n V_i \text{sen}(\gamma_n)}_{V_{pn}} \cos(\theta_{in}) \right] \rightarrow \\
 P_{inj,n} &= V_n b_{in} [V_{qn} \text{sen}(\theta_{in}) + V_{pn} \cos(\theta_{in})] \quad (49)
 \end{aligned}$$

Por fim, a equação (43) do modelo de injeção de potência do dispositivo estudado pode ser reescrita como na equação (50).

$$\begin{aligned}
 Q_{inj,n} &= V_n b_{in} r_n V_i [\cos(\gamma_n) \cos(\theta_{in}) - \text{sen}(\gamma_n) \text{sen}(\theta_{in})] \\
 &= V_n b_{in} \left[ \underbrace{r_n V_i \cos(\gamma_n)}_{V_{qn}} \cos(\theta_{in}) - \underbrace{r_n V_i \text{sen}(\gamma_n)}_{V_{pn}} \text{sen}(\theta_{in}) \right] \rightarrow \\
 Q_{inj,n} &= V_n b_{in} [V_{qn} \cos(\theta_{in}) - V_{pn} \text{sen}(\theta_{in})] \quad (50)
 \end{aligned}$$

Para a obtenção da equação (50), a identidade trigonométrica apresentada na equação (51) também foi utilizada.

$$\cos(A + B) = \cos(A) \cos(B) - \text{sen}(A) \text{sen}(B) \quad (51)$$

As equações (46) a (50) descrevem um modelo de injeção de potência alternativo para a representação do dispositivo FACTS GUPFC e podem ser reescritas pelas equações (52) a (55).

$$P_{inj,i} = - \sum_{n=j,k} V_n b_{in} [V_{pn} \cos(\theta_{in}) + V_{qn} \text{sen}(\theta_{in})] \quad (52)$$

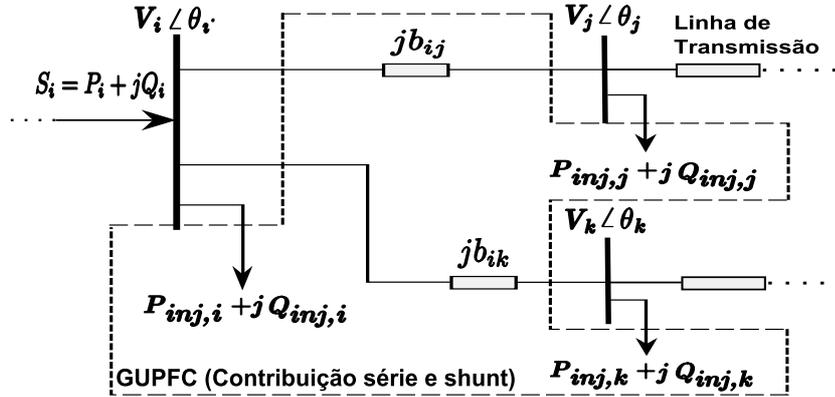
$$Q_{inj,i} = -V_i \sum_{n=j,k} b_{in} V_{qn} - V_i i_q \quad (53)$$

$$P_{inj,n} = V_n b_{in} [V_{pn} \cos(\theta_{in}) + V_{qn} \text{sen}(\theta_{in})] \quad (54)$$

$$Q_{inj,n} = V_n b_{in} [V_{qn} \cos(\theta_{in}) - V_{pn} \text{sen}(\theta_{in})] \quad (55)$$

As equações equações (52) a (55) definem o modelo de injeção de potência para o GUPFC, que embora seja baseado no modelo apresentado em (LUBIS; HADI; TUMIRAN, 2011) oferece uma elevada vantagem por ficar independente dos parâmetros  $r_n$  e  $\gamma_n$ , eliminando, desta forma, a necessidade prévia de seus cálculos. Na Figura 12 é apresentado como o dispositivo estudado pode ser representado em um programa de fluxo de potência convencional.

Figura 12: Modelo completo de injeção de potência do GUPFC.



Fonte: Elaborada pelo autor

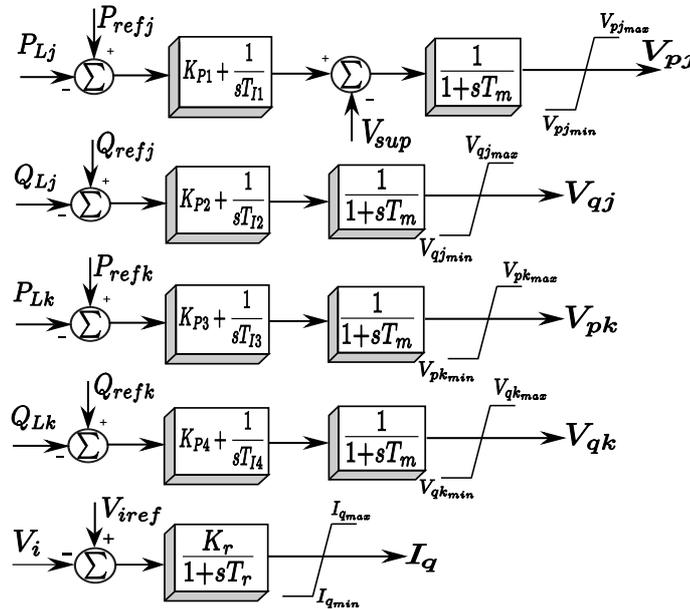
Note que a modelagem apresentada facilita a inclusão do GUPFC em programas de fluxo de potência e fluxo de potência ótimo, por manter as equações de fluxo de potência inalteradas e considerar a contribuição do dispositivo como se fossem injeções nas barras às quais o controlador está conectado. Além disso, esse modelo pode ser utilizado para representá-lo em estudos de estabilidade de sistemas elétricos de potência tanto para pequenas, quanto para grandes perturbações. Para isso, na próxima seção é apresentado o modelo da estrutura do sistema de controle do dispositivo GUPFC que será utilizado no estudo da estabilidade a pequenos sinais do SEP.

### 3.5 Estrutura do Sistema de Controle do GUPFC

Apresentado o modelo de injeção de potência do GUPFC, o próximo passo consiste em oferecer uma estrutura para representar o sistema de controle do dispositivo, a qual é uma das contribuições do presente trabalho. Fundamentando-se que as componentes em quadratura das fontes de tensão série produzem fortes impactos nos fluxos de potência

ativa e que as componentes em fase tem efeitos significativos nos fluxos de potência reativa, controladores Proporcional Integral (PI) foram utilizados na estrutura do sistema de controle do GUPFC para controlar de forma eficaz às componentes  $V_{p_j}$  e  $V_{q_j}$  das fontes de tensão síncronas do dispositivo e, assim, modular de forma adequada (sem erros entre os valores de referência e os valores medidos nas linhas de transmissão) os fluxos de potência ativa e reativa que o GUPFC pode gerenciar. A Figura 13 ilustra a estrutura de controle utilizada para representar a dinâmica do GUPFC, sendo que cada controlador PI está relacionado com uma variável das fontes de tensão que representam os conversores série do dispositivo.

Figura 13: Estrutura do sistema de controle do GUPFC.

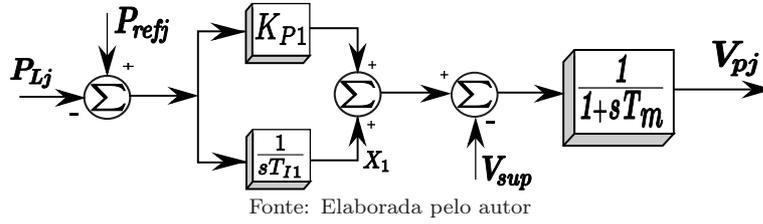


Na Figura 13, os controladores PI são representados pelos ganhos  $K_{P1}$  a  $K_{P4}$  e pelas constantes de tempo  $T_{I1}$  a  $T_{I4}$ . Ainda nessa estrutura, observa-se que o ganho proporcional  $K_r$ , assim como a constante de tempo  $T_r$  estão relacionados com a regulação da tensão do barramento comum de instalação do GUPFC e que a constante de tempo  $T_m$  está relacionada com o tempo de processamento do sistema de controle do dispositivo, estando esta na faixa de 1 ms a 10 ms (HINGORANI; GYUGYI, 1999). Pode-se verificar também na Figura 13, que um sinal oriundo do controlador POD ( $V_{sup}$ ) está modulando a componente em quadratura ( $V_{p_j}$ ) do conversor secundário (VSC2) do dispositivo, porém, este mesmo sinal pode ser utilizado para modular qualquer uma das componentes das fontes de tensão série e também a componente  $i_q$  que representa a componente em quadratura da fonte de corrente ideal do conversor primário (VSC1).

Para obter as equações dinâmicas que representam o controlador GUPFC, é realizado o modelamento matemático de cada controle individualmente. Para isso, considere a Figura 14 que representa o controle do fluxo de potência ativo na linha de transmissão

conectada à barra  $j$  do dispositivo.

Figura 14: Sistema de controle para componente em quadratura do segundo conversor.



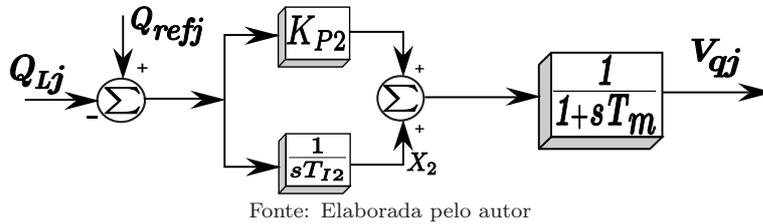
Por inspeção da Figura 14 chega-se nas equações (56) e (57), que correspondem à componente em quadratura da fonte de tensão do conversor VSC2 (segundo conversor).

$$\dot{V}_{pj} = \frac{K_{P1}}{T_m}(P_{refj} - P_{Lj}) + \frac{1}{T_m}X_1 - \frac{1}{T_m}V_{sup} - \frac{1}{T_m}V_{pj} \quad (56)$$

$$\dot{X}_1 = \frac{1}{T_{I1}}(P_{refj} - P_{Lj}) \quad (57)$$

De forma similar, o controle do fluxo de potência reativa na linha de transmissão conectada à barra  $j$  do dispositivo é mostrado na Figura 15.

Figura 15: Sistema de controle para componente em fase do segundo conversor.



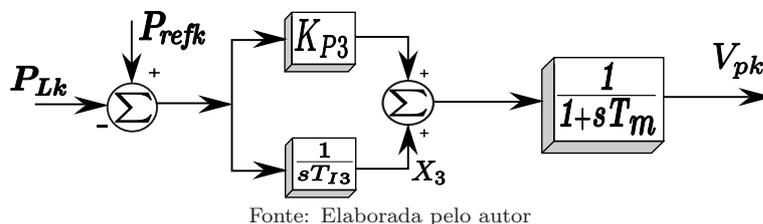
As equações para a componente em fase da fonte de tensão do conversor VSC2 são dadas pelas equações (58) e (59).

$$\dot{V}_{qj} = \frac{K_{P2}}{T_m}(Q_{refj} - Q_{Lj}) + \frac{1}{T_m}X_2 - \frac{1}{T_m}V_{qj} \quad (58)$$

$$\dot{X}_2 = \frac{1}{T_{I2}}(Q_{refj} - Q_{Lj}) \quad (59)$$

O mesmo procedimento é realizado para o controle do fluxo de potência ativa na linha de transmissão conectada à barra  $k$  do dispositivo, conforme apresentado na Figura 16.

Figura 16: Sistema de controle para componente em quadratura do conversor VCS3.



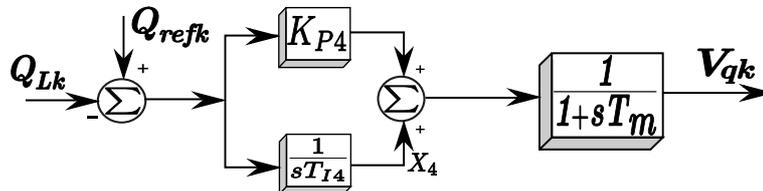
As equações para a componente em quadratura da fonte de tensão do terceiro conversor são obtidas a partir da Figura 16 e são expressas pelas equações (60) e (61).

$$\dot{V}_{pk} = \frac{K_{P3}}{T_m}(P_{refk} - P_{Lk}) + \frac{1}{T_m}X_3 - \frac{1}{T_m}V_{pk} \quad (60)$$

$$\dot{X}_3 = \frac{1}{T_{P3}}(P_{refk} - P_{Lk}) \quad (61)$$

O controle do fluxo de potência reativa na linha de transmissão conectada à barra  $k$  do dispositivo é mostrado na Figura 17.

Figura 17: Sistema de controle para componente em fase do terceiro conversor.



Fonte: Elaborada pelo autor

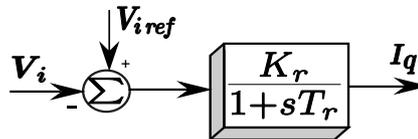
As equações para a componente em fase da fonte de tensão do conversor VSC3 são obtidas a partir da Figura 17 e são expressas pelas equações (62) e (63).

$$\dot{V}_{qk} = \frac{K_{P4}}{T_m}(Q_{refk} - Q_{Lk}) + \frac{1}{T_m}X_4 - \frac{1}{T_m}V_{qk} \quad (62)$$

$$\dot{X}_4 = \frac{1}{T_{I4}}(Q_{refk} - Q_{Lk}) \quad (63)$$

Já o controle da tensão no barramento comum de instalação do dispositivo FACTS GUPFC é apresentado no diagrama da Figura 18.

Figura 18: Sistema de controle para a corrente em quadratura do conversor VSC1.



Fonte: Elaborada pelo autor

Finalmente, a equação da corrente em quadratura do conversor VSC1 (conversor primário) é obtida a partir da análise da Figura 18, e pode ser expressa de acordo com a equação (64).

$$\dot{I}_q = \frac{K_r}{T_r}(V_{iref} - V_i) - \frac{1}{T_r}I_q \quad (64)$$

As equações (56) a (64) definem o comportamento dinâmico do dispositivo GUPFC

e são reescritas novamente pelo conjunto de equações (65).

$$\begin{aligned}
\dot{V}_{pj} &= \frac{K_{P1}}{T_m}(P_{refj} - P_{Lj}) - \frac{1}{T_m}V_{sup} + \frac{1}{T_m}X_1 - \frac{1}{T_m}V_{pj} \\
\dot{X}_1 &= \frac{1}{T_{I1}}(P_{refj} - P_{Lj}) \\
\dot{V}_{qj} &= \frac{K_{P2}}{T_m}(Q_{refj} - Q_{Lj}) + \frac{1}{T_m}X_2 - \frac{1}{T_m}V_{qj} \\
\dot{X}_2 &= \frac{1}{T_{I2}}(Q_{refj} - Q_{Lj}) \\
\dot{V}_{pk} &= \frac{K_{P3}}{T_m}(P_{refk} - P_{Lk}) + \frac{1}{T_m}X_3 - \frac{1}{T_m}V_{pk} \\
\dot{X}_3 &= \frac{1}{T_{I3}}(P_{refk} - P_{Lk}) \\
\dot{V}_{qk} &= \frac{K_{P4}}{T_m}(Q_{refk} - Q_{Lk}) + \frac{1}{T_m}X_4 - \frac{1}{T_m}V_{qk} \\
\dot{X}_4 &= \frac{1}{T_{I4}}(Q_{refk} - Q_{Lk}) \\
\dot{I}_q &= \frac{1}{T_r}[K_r(V_{iref} - V_i) - I_q]
\end{aligned} \tag{65}$$

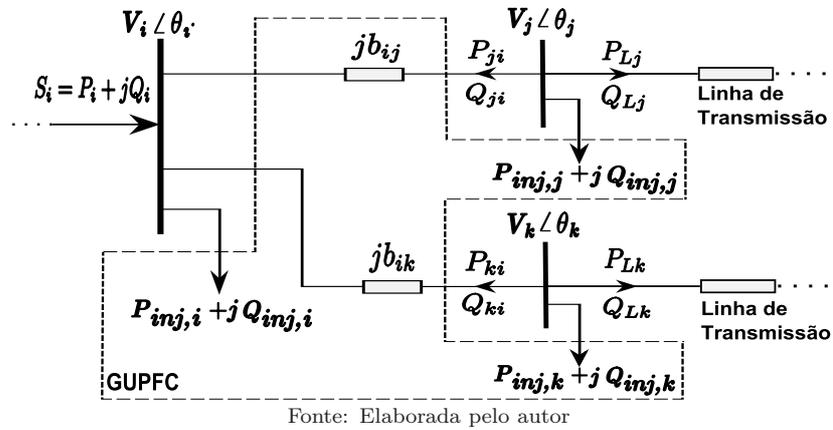
No conjunto de equações (65),  $P_{refj}$  e  $Q_{refj}$  são os valores dos fluxos de potência ativa e potência reativa especificados pelo controlador do sistema para a linha de transmissão conectada à barra  $j$  de instalação do dispositivo.  $P_{refk}$  e  $Q_{refk}$  são os valores dos fluxos de potência ativa e potência reativa especificados pelo controlador do sistema na linha conectada à barra  $k$ .  $V_{iref}$  é a tensão de referência na barra comum de instalação do dispositivo.  $P_{Lj}$ ,  $Q_{Lj}$ ,  $P_{Lk}$  e  $Q_{Lk}$  são os fluxos reais de potência ativa e potência reativa controlados nas linhas de transmissão e que serão apresentados com mais detalhes na próxima seção.  $V_i$  é a tensão na barra comum de instalação do dispositivo que é controlada pelo GUPFC através da modulação da corrente em quadratura  $I_q$  do conversor primário VSC1.

### 3.6 Os Controles dos Fluxos e da Tensão Realizado pelo GUPFC

Sabe-se que os compensadores série são poderosas ferramentas de controle de fluxos de potências em linhas de transmissão. Em um GUPFC com três conversores, como o ilustrado nas Figuras 8 e 9, há seis variáveis controláveis, a saber:  $V_{pj}$ ,  $V_{qj}$ ,  $V_{pk}$ ,  $V_{qk}$ ,  $I_p$  e  $I_q$ . Entretanto, devido à invariância de potência ativa, os graus de controles livres

de um GUPFC com três conversores são somente cinco. Assim, com cinco variáveis livres, é possível controlar os quatro fluxos de potências ativa e reativa nas duas linhas de transmissão onde o GUPFC encontra-se instalado e também a tensão na barra comum  $i$  de instalação do dispositivo. Em outras palavras, um GUPFC com  $n$  conversores pode controlar  $2n - 1$  quantidades do sistema elétrico de potência. A variável que não está relacionada a nenhum controle ( $I_p$ ), destina-se a fechar o balanço de potência ativa entre os três conversores do dispositivo estudado. Na Figura 19 é apresentado o dispositivo FACTS GUPFC representado por seu modelo de injeção de potência e os fluxos de potência ativa e potência reativa reais controlados ( $P_{Lj}$ ,  $Q_{Lj}$ ,  $P_{Lk}$  e  $Q_{Lk}$ ) nas duas linhas de transmissão que o dispositivo gerencia.

Figura 19: Controle dos fluxos de potência pelo GUPFC.



Para obter as expressões dos fluxos controlados pelo dispositivo, deve-se realizar o balanço de potência ativa e potência reativa nas barras  $n$  (com  $n = j, k$ ). Essas equações são dadas por (66) e (67).

$$P_{Ln} = -P_{ni} - P_{inj,n} \quad (66)$$

$$Q_{Ln} = -Q_{ni} - Q_{inj,n} \quad (67)$$

Na Figura 19 os fluxos convencionais de potência ativa e reativa ( $P_{ni}$  e  $Q_{ni}$ ) são facilmente encontrados e estão de acordo com as equações (68) e (69), com  $n = j, k$ .

$$P_{ni} = V_i V_n b_{in} \sin(\theta_i - \theta_n) \quad (68)$$

$$Q_{ni} = -V_n^2 b_{in} + V_i V_n b_{in} \cos(\theta_i - \theta_n) \quad (69)$$

Substituindo as equações (54), (55), (68) e (69) nas equações (66) e (67), obtêm-se:

$$P_{Ln} = -V_i V_n b_{in} \sin(\theta_{in}) - V_n b_{in} [V_{qn} \sin(\theta_{in}) + V_{pn} \cos(\theta_{in})] \quad (70)$$

$$Q_{Ln} = V_n^2 b_{in} - V_i V_n b_{in} \cos(\theta_{in}) - V_n b_{in} [V_{qn} \cos(\theta_{in}) - V_{pn} \sin(\theta_{in})], \quad (71)$$

sendo  $n = j, k$  e  $\theta_{in} = \theta_i - \theta_n$ . As equações (70) e (71) definem os fluxos de potência ativa e potência reativa controlados pelo GUPFC e são as entradas do sistema de controle do dispositivo, como pode ser observado na Figura 13. Substituindo as equações (70) e (71) no conjunto de equações (65), obtém-se o conjunto de equações que será utilizado para representar o dispositivo FACTS GUPFC no programa de fluxo de potência, utilizando para isso, o conceito de fluxo de potência expandido, o qual será apresentado com mais detalhes na próxima seção.

### 3.7 Inclusão do GUPFC no Fluxo de Potência

Nas seções anteriores foram deduzidas as equações do modelo de injeção de potência do GUPFC, assim como as equações diferenciais que descrevem seu comportamento dinâmico. A partir dessas equações, pode-se incluir o dispositivo FACTS em estudo no fluxo de potência a fim de analisar sua influência no sistema elétrico de potência. Para isso, consideram-se primeiramente que as variáveis diferenciais que representam a dinâmica do dispositivo GUPFC tornam-se constantes em relação ao tempo e, desta forma, as derivadas temporais tornam-se nulas e estas equações são consideradas como equações algébricas para um dado ponto de equilíbrio. Isso representa uma grande vantagem, pois o problema fica restrito a encontrar os zeros de um conjunto de funções algébricas não-lineares, cuja solução pode ser obtida através do método de Newton-Raphson, como em um fluxo de potência convencional (KOPCAK; DA COSTA; SILVA, 2007). Como no método convencional de Newton-Raphson o cerne do problema é fazer com que todos os *mismatches* referentes às potências ativa e reativa da rede sejam satisfeitos, nas barras onde o controlador GUPFC está instalado, os *mismatches* de potência devem ser assegurados pelas equações (72) e (73), com  $m = i, j, k$ .

$$0 = P_{gm} - P_{inj,m} - P_{cm} - P_{calc,m} \quad (72)$$

$$0 = Q_{gm} - Q_{inj,m} - Q_{cm} - Q_{calc,m} \quad (73)$$

Nas equações (72) e (73),  $P_{gm}$  e  $Q_{gm}$  são as gerações de potências ativa e reativa entrando na barra  $m$ .  $P_{cm}$  e  $Q_{cm}$  são eventuais cargas ativa e reativa saindo da barra  $m$ .  $P_{calc,m}$  e  $Q_{calc,m}$  são as potências ativa e reativa convencionais transmitidas através das linhas de transmissão deixando a barra  $m$  e, por fim,  $P_{inj,m}$  e  $Q_{inj,m}$  são as potências ativa e reativa referentes às injeções de potência devido as fontes de tensão controláveis que representam os conversores do GUPFC. Salienta-se que nas outras barras do sistema, os *mismatches* de potências ativa e reativa não diferem do fluxo de potência convencional (VALLE; ARAUJO, 2013b).

A estratégia de considerar que equações diferenciais se tornem equações algébricas,

para um dado ponto de equilíbrio, é embasada na ferramenta de *fluxo de potência expandido* ou também conhecida como *fluxo de carga expandido*. Essa ferramenta, como o próprio nome sugere, fundamenta-se na expansão das equações de fluxo de potência pela inclusão de equações que melhor representam os dispositivos dinâmicos conectados à rede, para o cálculo de pontos de equilíbrio supostamente mais realistas (FENG; AJJARAPU; LONG, 2000). Neste trabalho, o dispositivo conectado à rede é o GUPFC, e suas equações diferenciais foram dadas pelo conjunto de equações (65). A ferramenta de *fluxo de potência expandido* considera que o sistema está operando em regime permanente, e que as equações diferenciais podem ser igualadas a zero e tratadas como equações algébricas. Desta forma, o fluxo de potência convencional, baseado no método de Newton-Raphson pode ser utilizado, e as equações dinâmicas do GUPFC inseridas juntamente com o conjunto de equações algébricas que representam o sistema. Trabalhos relacionados a esse método de resolução podem ser encontrados em (KOPCAK, 2007; KOPCAK; DA COSTA; SILVA, 2007; ANZAI, 2008; FENG; AJJARAPU; LONG, 2000; ZHU; ZHOU; ZHANG, 2000; VALLE; ARAUJO, 2013b).

Baseado nessa ferramenta, as equações do fluxo de potência com a expansão das variáveis dinâmicas de um GUPFC com três conversores, podem ser escritas de forma compacta (para as três barras de instalação do dispositivo) de acordo com a equação matricial (74).

$$\begin{array}{c}
 \begin{array}{c} \mathbf{J1_G} \\ \left[ \begin{array}{cccccccc} \frac{\partial V_{pj}}{\partial V_{pj}} & \frac{\partial V_{pj}}{\partial X_1} & \frac{\partial V_{pj}}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial X_1}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial X_1}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial V_{qj}}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial V_{qj}}{\partial V_{qj}} & \frac{\partial V_{qj}}{\partial X_2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial X_2}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial X_2}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial V_{pk}}{\partial V_{pk}} & \frac{\partial V_{pk}}{\partial X_3} & \frac{\partial V_{pk}}{\partial V_{qk}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial X_3}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial X_3}{\partial V_{qk}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial V_{qk}}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial V_{qk}}{\partial V_{qk}} & \frac{\partial V_{qk}}{\partial X_4} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial X_4}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial X_4}{\partial V_{qk}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial I_q}{\partial I_q} \end{array} \right] \\ \mathbf{J3_G} \end{array} \\
 \begin{array}{c} \mathbf{J2_G} \\ \left[ \begin{array}{cccccccc} \frac{\partial V_{pj}}{\partial \theta_i} & \frac{\partial V_{pj}}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial V_{pj}}{\partial V_i} & \frac{\partial V_{pj}}{\partial V_j} & 0 & & \\ \frac{\partial X_1}{\partial \theta_i} & \frac{\partial X_1}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial X_1}{\partial V_i} & \frac{\partial X_1}{\partial V_j} & 0 & & \\ \frac{\partial V_{qj}}{\partial \theta_i} & \frac{\partial V_{qj}}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial V_{qj}}{\partial V_i} & \frac{\partial V_{qj}}{\partial V_j} & 0 & & \\ \frac{\partial X_2}{\partial \theta_i} & \frac{\partial X_2}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial X_2}{\partial V_i} & \frac{\partial X_2}{\partial V_j} & 0 & & \\ \frac{\partial V_{pk}}{\partial \theta_i} & 0 & \frac{\partial V_{pk}}{\partial \theta_k} & \frac{\partial V_{pk}}{\partial V_i} & 0 & \frac{\partial V_{pk}}{\partial V_k} & & \\ \frac{\partial X_3}{\partial \theta_i} & 0 & \frac{\partial X_3}{\partial \theta_k} & \frac{\partial X_3}{\partial V_i} & 0 & \frac{\partial X_3}{\partial V_k} & & \\ \frac{\partial V_{qk}}{\partial \theta_i} & 0 & \frac{\partial V_{qk}}{\partial \theta_k} & \frac{\partial V_{qk}}{\partial V_i} & 0 & \frac{\partial V_{qk}}{\partial V_k} & & \\ \frac{\partial X_4}{\partial \theta_i} & 0 & \frac{\partial X_4}{\partial \theta_k} & \frac{\partial X_4}{\partial V_i} & 0 & \frac{\partial X_4}{\partial V_k} & & \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\partial I_q}{\partial V_i} & 0 & 0 & & \end{array} \right] \\ \mathbf{J4_G} \end{array} \\
 \left[ \begin{array}{cccccccc} \frac{\partial P_{inji}}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial P_{inji}}{\partial V_{qj}} & 0 & \frac{\partial P_{inji}}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial P_{inji}}{\partial V_{qk}} & 0 \\ \frac{\partial P_{injj}}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial P_{injj}}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial P_{injk}}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial P_{injk}}{\partial V_{qk}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial Q_{inji}}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial Q_{inji}}{\partial V_{qk}} & \frac{\partial Q_{inji}}{\partial I_q} \\ \frac{\partial Q_{injj}}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial Q_{injj}}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial Q_{injk}}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial Q_{injk}}{\partial V_{qk}} & 0 \end{array} \right]
 \end{array}$$

$$\times \begin{bmatrix} \Delta V_{pj} \\ \Delta X_1 \\ \Delta V_{qj} \\ \Delta X_2 \\ \Delta V_{pk} \\ \Delta X_3 \\ \Delta V_{qk} \\ \Delta X_4 \\ \Delta I_q \\ \Delta \theta_i \\ \Delta \theta_j \\ \Delta \theta_k \\ \Delta V_i \\ \Delta V_j \\ \Delta V_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \dot{V}_{pj} \\ \Delta \dot{X}_1 \\ \Delta \dot{V}_{qj} \\ \Delta \dot{X}_2 \\ \Delta \dot{V}_{pk} \\ \Delta \dot{X}_3 \\ \Delta \dot{V}_{qk} \\ \Delta \dot{X}_4 \\ \Delta \dot{I}_q \\ \Delta P_i \\ \Delta P_j \\ \Delta P_k \\ \Delta Q_i \\ \Delta Q_j \\ \Delta Q_k \end{bmatrix} \quad (74)$$

A matriz jacobiana apresentada em (74) é dividida em quatro blocos. O bloco  $J_{4G}$  tem estrutura muito similar à jacobiana do fluxo de potência convencional. Todavia, a diferença fundamental está nos elementos marcados com o sinal (\*), pois nestes elementos são somadas as parcelas referentes às derivadas que relacionam as injeções de potências ativa e reativa do GUPFC.

Após resolver o fluxo de potência, no qual as equações diferenciais do GUPFC (consideradas como algébricas) foram incluídas juntamente com as equações algébricas que representam o sistema elétrico, é obtido um panorama completo desse dispositivo, pois a nova matriz Jacobiana, além de possuir todas as informações a respeito das variáveis do sistema de CA (magnitudes e ângulos de fase das tensões), possui também informações da dinâmica do GUPFC. Desta forma, essa ferramenta possibilita que o mesmo modelo do GUPFC possa ser utilizado tanto em análises de regime permanente, como em análises de estabilidade a pequenas perturbações do sistema elétrico de potência, como é o objetivo do trabalho.

### 3.8 Conclusões do Capítulo

Neste capítulo foi apresentada a atuação do multicontrolador CSC e todas as possíveis configurações de dispositivos FACTS que este pode assumir. Logo após foi realizado um levantamento bibliográfico sobre o controlador GUPFC, apresentando as principais pesquisas que já foram realizadas sobre o tema. Também foi apresentado o diagrama esquemático de um GUPFC com apenas três conversores VSCs e seu modelo de injeção de potência foi obtido através dele. Uma estrutura para representar o sistema de controle do dispositivo GUPFC foi apresentada e, a partir dela, foram obtidas as equações diferenciais que podem representar o comportamento dinâmico e transitório do dispositivo

no sistema elétrico de potência. De posse das equações de injeção de potência e das equações dinâmicas obtidas a partir do sistema de controle do GUPFC, foi apresentado a inclusão desse controlador no algoritmo de Newton-Raphson, utilizando, para isso, a ferramenta de fluxo de potência expandido. Como foi apresentado no capítulo, essa ferramenta permite fazer a inclusão das variáveis diferenciais em um programa de fluxo de potência convencional, já que a ferramenta de fluxo de potência expandido considera que as equações dinâmicas podem ser representadas como equações algébricas para um dado ponto de equilíbrio do sistema. Como foi visto, a matriz *Jacobiana* obtida, possui tanto informações acerca das variáveis do sistema (magnitude e fase das tensões), como também informações sobre o controlador GUPFC. No próximo capítulo as submatrizes  $J1_G$ ,  $J2_G$ ,  $J3_G$  e  $J4_G$  do fluxo de potência apresentado, serão incluídas diretamente no MSP, pois as informações do GUPFC estão nelas contidas e isso possibilitará analisar a influência do GUPFC no SEP, visando a estabilidade a pequenas perturbações.



## Capítulo 4

# Modelagem do Sistema Elétrico de Potência

### 4.1 Introdução

ESTE capítulo visa apresentar o modelo escolhido para representar todos os componentes no SEP, intitulado por Deckmann e Da Costa (1994) como Modelo de Sensibilidade de Potência. Além disso, são apresentados os modelos matemáticos de cada um dos componentes considerados no sistema, isto é, geradores síncronos, linhas de transmissão, cargas (representadas por potências constantes), reguladores automáticos de tensão, estabilizadores de sistemas de potência e controladores *power oscillation damper*. O modelo dinâmico do GUPFC apresentado no capítulo anterior também é considerado e sua inclusão no MSP é realizada. Por fim, são apresentadas as conclusões parciais do presente capítulo.

### 4.2 Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP)

O Modelo de Sensibilidade de Potência foi proposto por Deckmann e Da Costa (1994) para o estudo das oscilações eletromecânicas de baixa frequência em SEPs. Este modelo foi apresentado inicialmente no domínio da frequência, ou seja, representado através de diagrama de blocos, porém sua representação na forma de espaço de estados é mais comumente utilizada devido a facilidade de representação de sistemas multimáquinas. Embora este modelo tenha sido desenvolvido visando os problemas de estabilidade de ângulo dos geradores síncronos do sistema, o seu princípio também mostrou-se aplicável em análises da estabilidade de tensão, conforme foi apresentado por Nassif (2004).

Os conceitos básicos do problema das oscilações eletromecânicas foram estabelecidos

através do Modelo de Heffron-Phillips (MHP) (DEMELLO; CONCORDIA, 1969), e que até hoje o modelo é extensivamente explorado em inúmeros trabalhos científicos e livros acadêmicos (KUNDUR, 1994; SAUER; PAI, 1998; ANDERSON; FOUAD, 2003). Entretanto, o MHP apresenta limitações que podem dificultar a realização de alguns tipos de análises, além da sua expansão para sistemas multimáquinas. A principal limitação imposta pelo MHP é a dependência do barramento infinito como referência angular do sistema. Isso faz com que a rede externa ao gerador fique embutida na derivação dos coeficientes  $K_1$  a  $K_6$ , impondo dificuldades na expansão do modelo para sistemas de médio e grande porte. Apesar de Moussa e Yu (1974) desenvolverem um modelo multimáquinas baseado no MHP, tal modelo apresenta ainda a limitação quanto a representação da rede, retendo-se somente as barras de geração. Além disso, segundo Liu, Zhou e Feng (1987) o modelo apresentado por Moussa e Yu (1974) é menos preciso que o MHP, já que o mesmo não considera os efeitos da saliência transitória dos geradores síncronos do SEP (CASTRO, 2005).

Devido a essas restrições inerentes ao MHP, o modelo escolhido para representar o sistema elétrico de potência foi o MSP, já que o mesmo não impõe a necessidade de representação do barramento infinito e a rede é explicitamente representada, facilitando assim o estudo dos efeitos das cargas e de outros equipamentos, tais como dispositivos FACTS, ESPs e PODs, como é objetivo do trabalho.

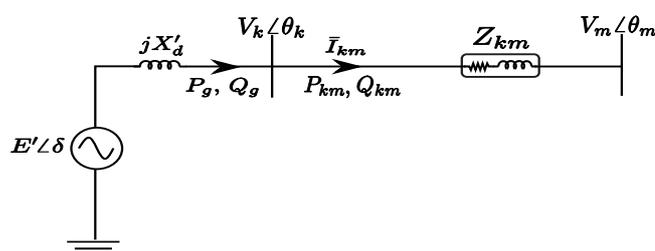
### 4.3 Equações Gerais do MSP

A seguir são apresentadas as equações gerais do MSP para sistemas multimáquinas, iniciando-se pelo equacionamento básico obtido através do modelo clássico do gerador síncrono (KUNDUR, 1994; ANDERSON; FOUAD, 2003), e posteriormente agregando-se as equações dinâmicas da tensão interna e circuito de campo da máquina.

#### 4.3.1 Potências Geradas

Considere na Figura 20 que um gerador síncrono de polos salientes esteja conectado a uma barra qualquer do SEP através de uma linha de transmissão com impedância  $Z_{km}$ .

Figura 20: Gerador síncrono de polos salientes conectado a um SEP.



Fonte: Elaborada pelo autor

Na Figura 20,  $\bar{E}'$  é a tensão interna do gerador síncrono e  $X'_d$  representa a reatância transitória de eixo direto desse mesmo gerador.  $\bar{V}_k$  e  $\bar{V}_m$  são as tensões complexas das barras terminais  $k$  e  $m$ , respectivamente.  $\bar{I}_{km}$  é a corrente na linha de transmissão de impedância  $Z_{km} = R_{km} + jX_{km}$ , que liga a barra  $k$  à barra  $m$  do sistema.  $P_g$  e  $Q_g$  são as potências ativa e reativa entregues à barra terminal  $k$  do gerador e  $P_{km}$  e  $Q_{km}$  são os fluxos de potências ativa e reativa, respectivamente, através da linha de transmissão  $k - m$ .

As potências ativa e reativa entregues à barra terminal do gerador síncrono são dadas pelo conjunto de equações (75), onde o par de variáveis internas ( $E'_{qk}$ ,  $\delta_k$ ), e o par de variáveis terminais ( $V_m$ ,  $\theta_m$ ), possuem uma dependência implícita no tempo e podem ser interpretados em função da rede apresentada na Figura 20 (DA COSTA, 1992).

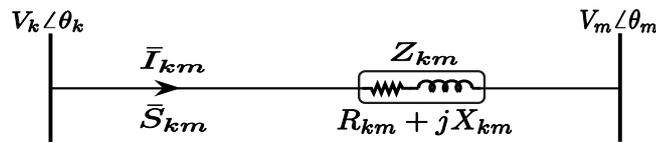
$$P_{gk} = \frac{E'_{qk} V_k}{X'_{dk}} \sin(\delta_k - \theta_k) + \frac{V_k^2}{2} \left[ \frac{1}{X_{qk}} - \frac{1}{X'_{dk}} \right] \sin 2(\delta_k - \theta_k)$$

$$Q_{gk} = \frac{E'_{qk} V_k}{X'_{dk}} \cos(\delta_k - \theta_k) - \frac{V_k^2}{X'_{dk}} - \frac{V_k^2}{2} \left[ \frac{1}{X_{qk}} - \frac{1}{X'_{dk}} \right] [1 - \cos 2(\delta_k - \theta_k)]$$
(75)

### 4.3.2 Fluxos nas Linhas de Transmissão

A partir do diagrama unifilar da Figura 21, se pode calcular os fluxos de potências ativa e potência reativa nas linhas de transmissão de um sistema multimáquinas.

Figura 21: Representação de uma determinada linha do sistema de transmissão.



Fonte: Elaborada pelo autor

No diagrama apresentado na Figura 21,  $\bar{V}_k$  e  $\bar{V}_m$  são as tensões complexas das barras  $k$  e  $m$ , respectivamente.  $I_{km}$  é a corrente na linha de transmissão que liga as barras  $k$  e  $m$ , cuja impedância é  $Z_{km} = R_{km} + jX_{km}$ . O fluxo de potência complexa através da linha de transmissão pode ser escrito como na equação (76), sendo (\*) o conjugado da corrente através da linha.

$$\bar{S}_{km} = V_k \angle \theta_k \left( \frac{V_k \angle \theta_k - V_m \angle \theta_m}{Z_{km}} \right)^*$$
(76)

Separando a parte real e a parte imaginária da potência complexa dada pela equação (76), chega-se nos fluxos de potência ativa e potência reativa da linha de transmissão,

conforme apresentado no conjunto de equações (77).

$$\begin{aligned} P_{km} &= V_k^2 g_{km} - V_k V_m g_{km} \cos(\theta_{km}) - V_k V_m b_{km} \text{sen}(\theta_{km}) \\ Q_{km} &= -V_k^2 b_{km} + V_k V_m b_{km} \cos(\theta_{km}) - V_k V_m g_{km} \text{sen}(\theta_{km}) \end{aligned} \quad (77)$$

No conjunto de equações (77),  $\theta_{km} = (\theta_k - \theta_m)$ ,  $g_{km}$  é a condutância e  $b_{km}$  a susceptância da linha de transmissão que liga as barras  $k$  e  $m$  do sistema (MONTICELLI, 1983).

## 4.4 Linearização das Equações

Para o estudos da estabilidade a pequenas perturbações, todas as equações algébricas e diferenciais que envolvem os componentes do SEP devem ser linearizadas em torno de um ponto de operação, definido como estado básico. Assim, as equações das potências geradas e dos fluxos na linha de transmissão da seção anterior podem ser expandidas em série de Taylor, restando-se somente os termos das derivadas parciais de primeira ordem.

### 4.4.1 Linearização das Potências Geradas

De acordo com o apresentado, o conjunto de equações que representa as injeções de potência ativa e potência reativa na barra de geração (equações (75)), é expresso na forma linearizada como no conjunto de equações (78), onde os coeficientes  $[A1_{g_k}, A2_{g_k}, A3_{g_k}]$  e  $[R1_{g_k}, R2_{g_k}, R3_{g_k}]$  são dados no Apêndice A e são chamados de “coeficientes de sensibilidade de potências ativa e reativa dos geradores”, respectivamente, e se referem aos desvios de potências ativa e reativa entregue à barra terminal  $k$  do gerador (DA COSTA, 1992).

$$\begin{aligned} \Delta P_{g_k} &= A1_{g_k} \Delta(\delta_k - \theta_k) + A2_{g_k} \Delta E'_{q_k} + A3_{g_k} \Delta V_k \\ \Delta Q_{g_k} &= R1_{g_k} \Delta(\delta_k - \theta_k) + R2_{g_k} \Delta E'_{q_k} + R3_{g_k} \Delta V_k \end{aligned} \quad (78)$$

### 4.4.2 Linearização dos Fluxos de Potência nas Linhas de Transmissão

De forma similar, os termos das derivadas de primeira ordem das equações dos fluxos de potência ativa e potência reativa nas linhas de transmissão (equações (77)) são dados no conjunto de equações (79), sendo que os coeficientes  $[A1_{km}, A2_{km}, A3_{km}]$  e  $[R1_{km}, R2_{km}, R3_{km}]$  são dados no Apêndice A e são chamados de “coeficientes de sensibilidade de potências ativa e reativa das linhas de transmissão”, sendo referentes aos desvios dos

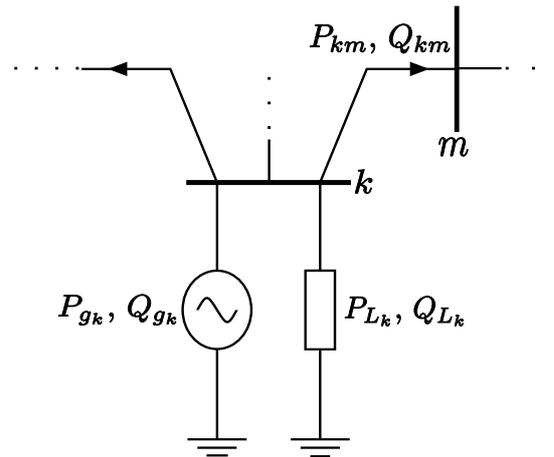
fluxos potências de ativa e reativa entre as barras  $k$  e  $m$  (DA COSTA, 1992).

$$\begin{aligned}\Delta P_{km} &= A1_{km}\Delta(\theta_k - \theta_m) + A2_{km}\Delta V_k + A3_{km}\Delta V_m \\ \Delta Q_{km} &= R1_{km}\Delta(\theta_k - \theta_m) + R2_{km}\Delta V_k + R3_{km}\Delta V_m\end{aligned}\quad (79)$$

## 4.5 O Conceito Fundamental do MSP

O conceito fundamental do MSP baseia-se no balanço incremental de potência, resultante do princípio da conservação de energia aplicado a cada nó do sistema durante um processo dinâmico. Em outras palavras, o modelo deriva-se do balanço nodal de potência ativa e potência reativa que deve ser satisfeito a todo instante e em cada barra do sistema elétrico. Para isso, considere uma barra genérica  $k$ , conectada a outras barras do sistema, conforme ilustra a Figura 22.

Figura 22: Sistema multibarras.



Fonte: Elaborada pelo autor

O balanço de potência incremental na barra  $k$  pode ser expresso pelas equações (80), sendo que  $\Delta P_{gk}$  e  $\Delta Q_{gk}$  são as variações das potências ativa e reativa geradas no nó  $k$ ;  $\Delta P_{km}$  e  $\Delta Q_{km}$  são as variações dos fluxos de potências ativa e reativa no ramo  $k - m$ ;  $\Delta P_{Lk}$  e  $\Delta Q_{Lk}$  são as variações das potências ativa e reativa de uma possível carga ligada à barra  $k$  e, por fim,  $\Omega_k$  é o conjunto de barras ligadas ao nó  $k$  genérico do sistema (CASTRO et al., 2007b; FURINI, 2008).

$$\begin{aligned}\Delta P_{gk} - \Delta P_{Lk} - \sum_{m \in \Omega_k} \Delta P_{km} &= 0 \\ \Delta Q_{gk} - \Delta Q_{Lk} - \sum_{m \in \Omega_k} \Delta Q_{km} &= 0\end{aligned}\quad (80)$$

Substituindo os pares de equações (78) e (79) no conjunto de equações (80), obtêm-se

o balanço nodal de potências ativa e reativa (na forma linearizada) na barra genérica  $k$  do sistema, conforme apresenta o conjunto de equações (81).

$$\begin{aligned}
& A1_{gk} \Delta(\delta_k - \theta_k) + A2_{gk} \Delta E'_{qk} + A3_{gk} \Delta V_k + \\
& - \sum_{m \in \Omega_k} A1_{km} \Delta(\theta_k - \theta_m) + A2_{km} \Delta V_k + A3_{km} \Delta V_m - \Delta P_{L_k} = 0
\end{aligned} \tag{81}$$

$$\begin{aligned}
& R1_{gk} \Delta(\delta_k - \theta_k) + R2_{gk} \Delta E'_{qk} + R3_{gk} \Delta V_k + \\
& - \sum_{m \in \Omega_k} R1_{km} \Delta(\theta_k - \theta_m) + R2_{km} \Delta V_k + R3_{km} \Delta V_m - \Delta Q_{L_k} = 0
\end{aligned}$$

A partir do conjunto de equações (81) é possível representar os *mismatches* de potência ativa ( $\Delta P_k$ ) e de potência reativa ( $\Delta Q_k$ ), incluindo os efeitos da variação de carga que devem ser satisfeitos em qualquer instante ao longo de todo processo dinâmico. Essas equações mostram a interação entre as variáveis dinâmicas e algébricas, conforme é apresentado pelo conjunto de equações (82).

$$\begin{aligned}
\Delta P_k &= A1_{gk} \Delta(\delta_k - \theta_k) + A2_{gk} \Delta E'_{qk} + A3_{gk} \Delta V_k + \\
& - \sum_{m \in \Omega_k} A1_{km} \Delta(\theta_k - \theta_m) + A2_{km} \Delta V_k + A3_{km} \Delta V_m - \Delta P_{L_k}
\end{aligned} \tag{82}$$

$$\begin{aligned}
\Delta Q_k &= R1_{gk} \Delta(\delta_k - \theta_k) + R2_{gk} \Delta E'_{qk} + R3_{gk} \Delta V_k + \\
& - \sum_{m \in \Omega_k} R1_{km} \Delta(\theta_k - \theta_m) + R2_{km} \Delta V_k + R3_{km} \Delta V_m - \Delta Q_{L_k}
\end{aligned}$$

#### 4.5.1 Equação de Oscilação do Rotor (Equação *Swing*)

As equações que relacionam as grandezas mecânicas de uma máquina síncrona (velocidade angular do rotor ( $\omega_k$ ) e ângulo interno ( $\delta_k$ )), com as grandezas elétricas, são obtidas a partir da equação de oscilação do gerador, ou também conhecida como equação *swing*. Essa equação diferencial é de grau dois, porém pode ser decomposta em duas equações diferenciais de primeira ordem (KUNDUR, 1994; ANDERSON; FOUAD, 2003). As variações do ângulo interno ( $\Delta\delta$ ) e as variações da velocidade angular do rotor ( $\Delta\omega$ ), linearizadas em torno de um ponto de equilíbrio, são dadas por:

$$\Delta \dot{\delta}_k = \omega_0 \Delta \omega_k \tag{83}$$

$$\Delta \dot{\omega}_k = \frac{1}{M_k} (\Delta P_{m_k} - \Delta P_{g_k} - D_k \Delta \omega_k), \tag{84}$$

sendo,  $\Delta P_m$  a variação da potência mecânica,  $\omega_0$  a velocidade síncrona (neste trabalho  $\omega_0 = 377$  rad/s),  $M = 2H$  a constante de inércia da máquina síncrona e  $D$  o coeficiente de amortecimento inerente do sistema (este termo é normalmente designado por coeficiente de torque de amortecimento, e expressa as componentes de torques contrários às oscilações do rotor, relativas às inércias das cargas e sistemas de transmissão e distribuição e atritos não considerados) (KUNDUR, 1994; ANDERSON; FOUAD, 2003; FURINI, 2011).

### 4.5.2 Equação da Tensão Interna da Máquina Síncrona

Incluindo o circuito de campo do gerador síncrono, as variações da tensão interna, na sua forma linearizada, são dadas pela equação (85), sendo  $X_{d_k}$  a reatância síncrona de eixo direto,  $E_{fd_k}$  a tensão de campo do gerador síncrono e  $T'_{d0_k}$  a constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto.

$$\Delta \dot{E}'_{q_k} = \frac{1}{T'_{d0_k}} \left[ \Delta E_{fd_k} - \left( \frac{X_{d_k}}{X'_{d_k}} \right) \Delta E'_{q_k} + K_{V_k} \Delta V_k + K_{A_k} \Delta(\delta_k - \theta_k) \right] \quad (85)$$

Na equação (85), os coeficientes  $K_{V_k}$  e  $K_{A_k}$  (equações (86) e (87)) são denominados de “coeficientes de reação de armadura do gerador síncrono” e são inerentes do Modelo de Sensibilidade de Potência. Uma extensiva abordagem sobre esses coeficientes é realizada em (FURINI, 2008).

$$K_{V_k} = \frac{X_{d_k} - X'_{d_k}}{X'_{d_k}} \cos(\delta_k - \theta_k) \quad (86)$$

$$K_{A_k} = \frac{X_{d_k} - X'_{d_k}}{X'_{d_k}} V_k \text{sen}(\delta_k - \theta_k) \quad (87)$$

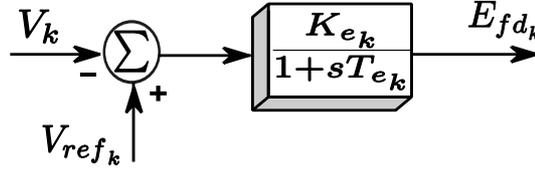
Nota-se pelas equações (85) a (87) que no MSP a reação de armadura é determinada pelas variações do ângulo interno do gerador síncrono ( $\Delta\delta_k$ ), assim como pelas variações da magnitude ( $\Delta V_k$ ) e ângulo de fase ( $\Delta\theta_k$ ) da tensão terminal, o que fornece uma melhor representação da reação de armadura do gerador síncrono, em contraste com o MHP, onde a reação de armadura é associada somente às variações de  $\delta_k$ , ponderada pelo termo  $K_4$ .

### 4.5.3 Equação da Excitatriz Estática

Conforme apresentado em (ANDERSON; FOUAD, 2003), vários modelos de Reguladores Automáticos de Tensão (RATs) podem ser utilizados para considerar os efeitos do enrolamento de campo do gerador síncrono. Neste trabalho, utilizou-se para representar a variação da tensão de excitação da máquina síncrona um RAT de primeira ordem, o qual

é representado por um ganho  $K_{e_k}$  e por uma constante de tempo  $T_{e_k}$ , conforme ilustrado na Figura 23.

Figura 23: Regulador Automático de Tensão.



Fonte: Elaborada pelo autor

Como se observa pela Figura 23, a função do RAT é regular a tensão de excitação da máquina síncrona ( $E_{fd}$ ), de acordo com as variações da tensão terminal ( $V_k$ ) e a tensão de referência especificada ( $V_{ref}$ ). Por inspeção do diagrama da Figura 23, se pode escrever a expressão da tensão de campo  $E_{fd}$  no domínio da frequência (equação (88)) e no domínio do tempo (equação (89)).

$$E_{fd_k} = \frac{K_{e_k}}{1 + sT_{e_k}} (V_{ref_k} - V_k) \quad (88)$$

$$T_{e_k} \dot{E}_{fd_k} = K_{e_k} (V_{ref_k} - V_k) - E_{fd_k} \quad (89)$$

Admitindo-se pequenos desvios em torno de um ponto de operação, a forma linearizada da equação (89) é dada pela equação (90).

$$\Delta \dot{E}_{fd_k} = \frac{K_{e_k}}{T_{e_k}} \Delta V_{ref_k} - \frac{K_{e_k}}{T_{e_k}} \Delta V_k - \frac{1}{T_{e_k}} \Delta E_{fd_k} + \frac{K_{e_k}}{T_{e_k}} \Delta V_{sup_k} \quad (90)$$

Na equação (90),  $V_{sup_k}$  assume o valor zero se nenhum sinal suplementar for adicionado à malha de controle do RAT.

## 4.6 MSP na Forma de Espaço de Estados

A representação geral do MSP na forma de espaço de estados é obtida arranjando-se de forma adequada as equações algébricas e diferenciais que representam o sistema (equações (82), (83), (84), (85) e (90)). De acordo com o Capítulo 2, e considerando que um sistema seja constituído por  $ng$  geradores e  $nb$  barras, e que todos os geradores são representados por um modelo de 3ª ordem, equipados com reguladores automáticos de tensão de tensão de 1ª ordem, os vetores de variáveis de estado ( $\Delta x$ ), de entrada ( $\Delta u$ ) e de variáveis algébricas ( $\Delta y$ ) são dados de acordo com o conjunto de equações (91) e

definem a representação do MSP no domínio do tempo.

$$\begin{aligned}\Delta x &= [[\Delta\delta_1 \ \Delta\omega_1 \ \Delta E'_{q1} \ \Delta E_{fd1}] \ \dots \ [\Delta\delta_k \ \Delta\omega_k \ \Delta E'_{qk} \ \Delta E_{fdk}]]^t \\ \Delta y &= [[\Delta\theta_1 \ \dots \ \Delta\theta_n] [\Delta V_1 \ \dots \ \Delta V_n]]^t \\ \Delta u &= [[\Delta P_{m_1} \ \dots \ \Delta P_{m_k}] [\Delta V_{ref_1} \ \dots \ \Delta V_{ref_k}]]^t\end{aligned}\quad (91)$$

A representação completa do MSP para sistemas multimáquinas no domínio do tempo é obtida através das equações matriciais (92) e (93), considerando  $k = 1, \dots, ng$  e  $n = 1, \dots, nb$ .

$$\begin{aligned}\underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta}_k \\ \Delta\dot{\omega}_k \\ \Delta\dot{E}'_{qk} \\ \Delta\dot{E}_{fdk} \end{bmatrix}}_{\Delta\dot{x}} &= \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & \omega_0 & 0 & 0 \\ -\frac{A1g_k}{M_k} & -\frac{D_k}{M_k} & -\frac{A2g_k}{M_k} & 0 \\ -\frac{K_{A_k}}{T'_{d0k}} & 0 & -\frac{X'_{d_k}}{T'_{d0k}} & \frac{1}{T'_{d0k}} \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_{e_k}} \end{bmatrix}}_{J_1} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\delta_k \\ \Delta\omega_k \\ \Delta E'_{qk} \\ \Delta E_{fdk} \end{bmatrix}}_{\Delta x} + \\ &+ \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{A1g_k}{M_k} & -\frac{A3g_k}{M_k} \\ \frac{K_{A_k}}{T'_{d0k}} & \frac{K_{V_k}}{T'_{d0k}} \\ 0 & -\frac{K_{e_k}}{T_{e_k}} \end{bmatrix}}_{J_2} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\theta_n \\ \Delta V_n \end{bmatrix}}_{\Delta y} + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{M_k} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_{e_k}}{T_{e_k}} & 0 & 0 \end{bmatrix}}_{B_1} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta P_{m_k} \\ \Delta V_{ref_k} \\ \Delta P_{L_k} \\ \Delta Q_{L_k} \end{bmatrix}}_{\Delta u}\end{aligned}\quad (92)$$

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} A1g_k & 0 & A2g_k & 0 \\ R1g_k & 0 & R2g_k & 0 \end{bmatrix}}_{J_3} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\delta_k \\ \Delta\omega_k \\ \Delta E'_{qk} \\ \Delta E_{fdk} \end{bmatrix} + [J_4] \cdot \begin{bmatrix} \Delta\theta_n \\ \Delta V_n \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 & diag(-1) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & diag(-1) \end{bmatrix}}_{B_2} \cdot \begin{bmatrix} \Delta P_{m_k} \\ \Delta V_{ref_k} \\ \Delta P_{L_k} \\ \Delta Q_{L_k} \end{bmatrix}\quad (93)$$

Na equação matricial (93),  $J_4$  é a matriz Jacobiana do fluxo de potência incluindo todas as barras do sistema. Vale destacar que qualquer equipamento que tenha característica dinâmica, como por exemplo, motores de indução, cargas dinâmicas, FACTS, ESPs, PODs, entre outros equipamentos, podem ser incluídos facilmente nas equações gerais do MSP, apresentadas pelas equações (92) e (93).

Essas equações podem ainda ser representadas de forma compacta, como é apresentado na equação (94).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1 & J_2 \\ J_3 & J_4 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta y \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} \cdot [\Delta u] \quad (94)$$

Conforme apresentado no Capítulo 2, a representação em forma de espaço de estados é obtida através da eliminação do vetor de variáveis algébricas ( $\Delta y$ ), resultando na equação (95).

$$\Delta \dot{x} = \underbrace{\left( J_1 - J_2 J_4^{-1} J_3 \right)}_{\mathcal{A}} \Delta x + \underbrace{\left( B_1 - J_2 J_4^{-1} B_2 \right)}_{\mathcal{B}} \Delta u \quad (95)$$

Na equação (95),  $\mathcal{A}$  é a matriz de estados (ou matriz de planta) do sistema, e  $\mathcal{B}$  é matriz de entradas, relacionada a controlabilidade do sistema multimáquinas.

## 4.7 Inclusão do GUPFC no MSP

Como a característica dinâmica do dispositivo FACTS GUPFC já foi considerada no programa de fluxo de potência, utilizando para isso a ferramenta de fluxo de potência expandido, as informações desse controlador já estão contidas nas submatrizes  $J1_G$ ,  $J2_G$ ,  $J3_G$  e  $J4_G$  e, portanto, essas submatrizes serão incluídas diretamente na formulação geral do MSP, conforme é apresentado nas equações matriciais (96) e (97).

$$\underbrace{\begin{bmatrix} \Delta \dot{\delta}_k \\ \Delta \dot{\omega}_k \\ \Delta \dot{E}'_{qk} \\ \Delta \dot{E}'_{fdk} \\ \Delta \dot{V}_{pj} \\ \Delta \dot{X}_1 \\ \Delta \dot{V}_{qj} \\ \Delta \dot{X}_2 \\ \Delta \dot{V}_{pk} \\ \Delta \dot{X}_3 \\ \Delta \dot{V}_{qk} \\ \Delta \dot{X}_4 \\ \Delta \dot{I}_q \end{bmatrix}}_{\Delta \dot{x}_{GU}} = \underbrace{\begin{bmatrix} [J_1] & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial V_{pj}}{\partial V_{pj}} & \frac{\partial V_{pj}}{\partial X_1} & \frac{\partial V_{pj}}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial X_1}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial X_1}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial V_{qj}}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial V_{qj}}{\partial V_{qj}} & \frac{\partial V_{qj}}{\partial X_2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial X_2}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial X_2}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial V_{pk}}{\partial V_{pk}} & \frac{\partial V_{pk}}{\partial X_3} & \frac{\partial V_{pk}}{\partial V_{qk}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial X_3}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial X_3}{\partial V_{qk}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial V_{qk}}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial V_{qk}}{\partial V_{qk}} & \frac{\partial V_{qk}}{\partial X_4} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial X_4}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial X_4}{\partial V_{qk}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial I_q}{\partial I_q} \end{bmatrix}}_{J1_{GU}} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta \delta_k \\ \Delta \omega_k \\ \Delta E'_{qk} \\ \Delta E'_{fdk} \\ \Delta V_{pj} \\ \Delta X_1 \\ \Delta V_{qj} \\ \Delta X_2 \\ \Delta V_{pk} \\ \Delta X_3 \\ \Delta V_{qk} \\ \Delta X_4 \\ \Delta I_q \end{bmatrix}}_{\Delta x_{GU}} +$$



Nota-se que a matriz  $J4_G$  é a mesma que foi apresentada no Capítulo 3. Ou seja, é a matriz do fluxo de potência convencional ( $J4$ ), cujas derivadas pertencentes ao dispositivo GUPFC foram somadas nos respectivos elementos. Colocando as equações matriciais (96) e (97) na forma compacta, chega-se na equação (98).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x}_{GU} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J1_{GU} & J2_{GU} \\ J3_{GU} & J4_G \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta x_{GU} \\ \Delta y \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B1_{GU} \\ B2_{GU} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta u_{GU} \end{bmatrix} \quad (98)$$

Eliminando-se o vetor de variáveis algébricas  $\Delta y$ , é obtida a formulação do sistema multimáquinas no espaço de estados, expressa pela equação (99).

$$\Delta \dot{x}_{GU} = (J1_{GU} - J2_{GU} J4_G^{-1} J3_{GU}) \Delta x_{GU} + (B1_{GU} - J2_{GU} J4_G^{-1} B2_{GU}) \Delta u_{GU} \quad (99)$$

## 4.8 Controladores Suplementares de Amortecimento

Nesta seção são apresentados os modelos dos controladores POD e ESP que foram utilizados no trabalho. Como será visto com mais detalhes, as estruturas desses controladores são idênticas e isso possibilitará obter as equações diferenciais para apenas um dos controladores, alterando para o outro somente os nomes das variáveis associadas. Embora a estruturas desses controladores sejam iguais, tanto o modo de operação, como os sinais de entrada e saída de cada controlador são distintos. Os ESPs são acoplados às malhas de controle dos geradores síncronos e, embora possam fornecer amortecimento adicional ao modo interárea do sistema (com grandes limitações), são destinados quase exclusivamente ao amortecimento dos modos locais de oscilação. Em contrapartida, o POD é inserido na malha de controle dos dispositivos FACTS (neste trabalho o GUPFC), e se destina ao fornecimento de amortecimento às oscilações de modo interárea do sistema. A seguir é apresentada a estrutura do controlador ESP e, através dela, são obtidas as equações diferenciais que serão incluídas no MSP.

### 4.8.1 Estabilizadores de Sistemas de Potência (ESPs)

A estabilidade de sistemas de energia elétrica em regime permanente é determinada pela presença de duas componentes, a saber: (i) componente de torque elétrico de sincronização e (ii) componente de torque elétrico de amortecimento. A componente de torque de amortecimento é proporcional e oscila em fase no tempo com a variação de velocidade ( $\Delta\omega$ ), enquanto que a componente de torque sincronizante é proporcional e varia em fase no tempo com a variação angular ( $\Delta\delta$ ) do rotor do gerador síncrono. Atualmente, a principal causa dos problemas de instabilidade no SEP está relacionada

à insuficiência de torque de amortecimento e, por esse motivo, o objetivo básico a ser atingido com a utilização de sinais estabilizantes no sistema de excitação da máquina é introduzir uma componente extra de torque de amortecimento, de forma a fortalecer o amortecimento às oscilações do rotor.

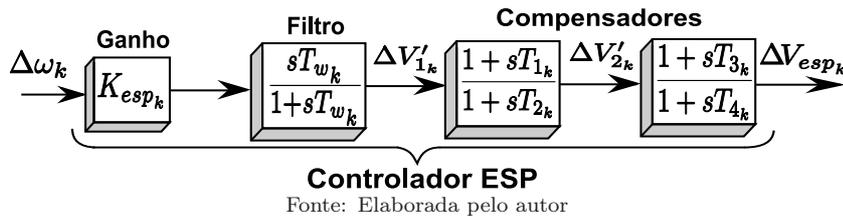
Os primeiros estudos em termos de torques sincronizantes e torques de amortecimento foram realizados por DeMello e Concordia (1969) através de uma análise sistemática do problema. Neste artigo os autores apresentam a base teórica para a implementação de sinais estabilizantes suplementares, de forma a eliminar o amortecimento negativo das oscilações eletromecânicas causadas pelo uso de RATs de atuação rápida e contínua que se tornaram comum a partir da década de 1950. Como foi comprovado pelos pesquisadores, os Reguladores Automáticos de Tensão de ação rápida (baixas constantes de tempo e altos valores de ganhos), propiciam melhorias significativas nos limites de estabilidade de regime permanente dos sistemas, quando esses são submetidos a uma perturbação. Entretanto, quando se trata de condições de elevados carregamentos e fracos sistemas de transmissão, os RATs podem inserir amortecimento negativo ao SEP. Se por um lado o regulador melhora a estabilidade de regime permanente, adicionando sincronização positiva, por outro, esse controlador fornece amortecimento negativo, podendo levar o sistema à instabilidade. Como foi comprovado na época, para transitórios provocados por grandes distúrbios, constatou-se que os sistemas, mesmo não perdendo a estabilidade na primeira oscilação, durante um curto intervalo de tempo (2 ou 3 segundos), tornava-se instável (oscilações de amplitudes crescentes) depois de alguns segundos ou até mesmo minutos.

Portanto, verificou-se que tais objetivos conflitantes podiam ser contornados através da inserção de sinais suplementares na malha de controle dos RATs. A utilização de sinais locais, como a velocidade angular, potência acelerante e até mesmo a frequência da barra de instalação do gerador são bons candidatos a fornecer amortecimento às oscilações do rotor da máquina geradora. Entretanto, segundo DeMello e Concordia (1969) e Larsen e Swann (1981), a simples utilização desses sinais não garante que um eficaz amortecimento seja fornecido às oscilações do rotor, já que o torque produzido pelo gerador e originado da malha de controle do RAT possui característica de atraso de fase. Portanto, faz-se necessário a utilização de um sistema de controle que reduza o atraso de fase inserido pelo RAT e pelo sistema elétrico, de forma a produzir um sinal suplementar que esteja o quão mais em fase possível com as variações da velocidade angular da máquina síncrona do sistema (FURINI, 2008).

O sistema de controle que desempenha esse importante papel é chamado de Estabilizador de Sistemas de Potência, e sua estrutura básica é apresentada na Figura 24. Na grande maioria das aplicações, sua estrutura é composta por apenas dois blocos compensadores de fase, além de um filtro *washout*, que é representado pela constante de tempo  $T_{w_k}$ . O valor

dessa constante não é crítico e situa-se, em geral, na faixa de 1 a 20 segundos (KUNDUR, 1994). De acordo com a Figura 24, o ganho estático do controlador  $K_{esp_k}$  define a quantidade de amortecimento introduzido no sistema, dependendo do amortecimento desejado em projeto. A função do filtro *washout* é garantir que o controlador ESP atue somente durante o período transitório. As constantes de tempo  $T_{1_k}$ ,  $T_{2_k}$ ,  $T_{3_k}$  e  $T_{4_k}$  são responsáveis pela compensação de fase desejada, sendo usual na literatura considerar  $T_{1_k} = T_{2_k}$  e  $T_{3_k} = T_{4_k}$  (KUNDUR, 1994).

Figura 24: Estrutura do controlador ESP.

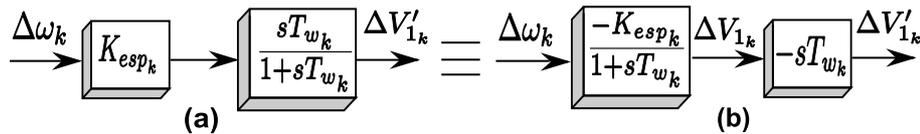


Conforme abordado anteriormente, o sinal de entrada utilizado para os ESPs são as variações da velocidade angular ( $\Delta\omega_k$ ) da máquina a ser equipada com este controlador e o sinal de saída ( $\Delta V_{esp_k}$ ) é somado à malha de controle do RAT. Na próxima seção é abordado o procedimento para inclusão desses controladores no MSP.

#### 4.8.2 Inclusão do ESP no MSP

Realizando-se procedimento semelhante ao que foi feito na apresentação da estrutura de controle do GUPFC, se pode obter as equações diferenciais que representam o modelo dos controladores ESPs. Para isso, será considerado cada parte da Figura 24 separadamente, sem que haja qualquer alteração no desempenho final do controlador. Para encontrar a saída  $\Delta V'_{1_k}$  do bloco *washout*, pode-se realizar o procedimento apresentado na Figura 25, onde uma nova variável de estado ( $\Delta V_{1_k}$ ) é definida.

Figura 25: Divisão do bloco *washout*.



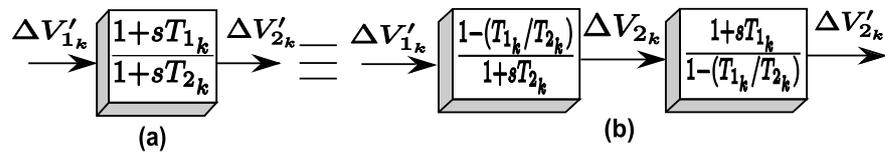
Por inspeção da Figura 25(b), obtêm-se as expressões para a nova variável de estado  $\Delta V_{1_k}$  e para a saída do bloco *washout* ( $\Delta V'_{1_k}$ ), conforme são definidas pelas equações (100) e (101).

$$\Delta \dot{V}'_{1_k} = -\frac{1}{T_{w_k}} [K_{esp_k} \Delta \omega_k + \Delta V'_{1_k}] \quad (100)$$

$$\Delta V'_{1_k} = K_{esp_k} \Delta \omega_k + \Delta V_{1_k} \quad (101)$$

De forma análoga, é apresentada na Figura 26 a divisão do primeiro bloco que proporciona avanço/atraso de fase, sendo que uma nova variável de estado ( $\Delta V_{2_k}$ ) é definida.

Figura 26: Divisão do bloco de avanço/atraso de fase.



Fonte: Elaborada pelo autor

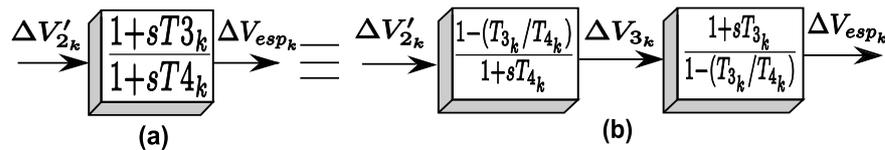
Através de manipulações do diagrama de blocos mostrado na Figura 26 e com auxílio da equação (101) que é a entrada do bloco analisado, são obtidas a partir da Figura 26(b) as equações da variável de estado  $\Delta V_{2_k}$  (equação (102)) e do sinal de saída  $\Delta V'_{2_k}$  (equação (103)) do primeiro bloco de avanço e/ou atraso de fase.

$$\Delta \dot{V}_{2_k} = \frac{1}{T_{2_k}} \left[ \left( 1 - \frac{T_{1_k}}{T_{2_k}} \right) (K_{esp_k} \Delta \omega_k + \Delta V_{1_k}) - \Delta V_{2_k} \right] \quad (102)$$

$$\Delta V'_{2_k} = \Delta V_{2_k} + \frac{T_{1_k}}{T_{2_k}} (K_{esp_k} \Delta \omega_k + \Delta V_{1_k}) \quad (103)$$

A divisão para o segundo bloco que proporciona avanço/atraso de fase é apresentada na Figura 27, e nela é definida uma nova variável de estado ( $\Delta V_{3_k}$ ).

Figura 27: Divisão do segundo bloco de avanço/atraso de fase.



Fonte: Elaborada pelo autor

Novamente através de manipulações do diagrama de blocos mostrado na Figura 27 e com auxílio da equação (103) que é a entrada do segundo bloco de atraso/avanço de fase, são obtidas a partir da Figura 27(b) as equações (104) e (105) da nova variável de estado

( $\Delta V_{3k}$ ) e da saída do controlador ESP ( $\Delta V_{esp_k}$ ), respectivamente.

$$\Delta \dot{V}_{3k} = \frac{1}{T_{4k}} \left[ \left( 1 - \frac{T_{3k}}{T_{4k}} \right) \left( \Delta V_{2k} + \frac{T_{1k}}{T_{2k}} (K_{esp_k} \Delta \omega_k + \Delta V_{1k}) \right) - \Delta V_{3k} \right] \quad (104)$$

$$\Delta V_{esp_k} = \Delta V_{3k} + \frac{T_{3k}}{T_{4k}} \left[ \Delta V_{2k} + \frac{T_{1k}}{T_{2k}} (K_{esp_k} \Delta \omega_k + \Delta V_{1k}) \right] \quad (105)$$

O processo de inclusão do ESP é finalizado pela adição do sinal suplementar  $\Delta V_{esp_k}$  à malha do RAT (vide Figura 23), obtendo-se a equação (106) para a tensão de campo na forma linearizada.

$$\begin{aligned} \Delta \dot{E}_{fd_k} = & \frac{K_{e_k}}{T_{e_k}} \Delta V_{ref_k} - \frac{K_{e_k}}{T_{e_k}} \Delta V_k - \frac{1}{T_{e_k}} \Delta E_{fd_k} + \\ & + \frac{K_{e_k}}{T_{e_k}} \left[ \Delta V_{3k} + \frac{T_{3k}}{T_{4k}} \left( \Delta V_{2k} + \frac{T_{1k}}{T_{2k}} (K_{esp_k} \Delta \omega_k + \Delta V_{1k}) \right) \right] \end{aligned} \quad (106)$$

A primeira equação de estado que representam a dinâmica do controlador ESP (equação (100)), pode ser reescrita como na equação (107).

$$\Delta \dot{V}_{1k} = K_{11k} \Delta \omega_k + K_{12k} \Delta V_{1k} \quad (107)$$

Na equação (107), os termos  $K_{11k}$  e  $K_{12k}$  são dados por:

$$K_{11k} = -\frac{K_{esp_k}}{T_{w_k}} \quad \text{e} \quad K_{12k} = -\frac{1}{T_{w_k}}.$$

Realizando procedimento semelhante, a equação (102) que representa a segunda equação de estado obtida da modelagem do ESP, pode ser reescrita de acordo com a equação (108).

$$\Delta \dot{V}_{2k} = K_{21} \Delta \omega + K_{22} \Delta V_1 + K_{23} \Delta V_2 \quad (108)$$

Na equação (108), têm-se:

$$K_{21k} = \frac{K_{esp_k}}{T_{2k}} \left( 1 - \frac{T_{1k}}{T_{2k}} \right), \quad K_{22k} = \frac{1}{T_{2k}} \left( 1 - \frac{T_{1k}}{T_{2k}} \right) \quad \text{e} \quad K_{23k} = -\frac{1}{T_{2k}}.$$

De forma análoga, a equação (104) é reescrita e assume a forma da equação (109).

$$\Delta \dot{V}_{3k} = K_{31k} \Delta \omega + K_{32k} \Delta V_1 + K_{33k} \Delta V_2 + K_{34k} \Delta V_3 \quad (109)$$

Os termos  $K_{31k}$  a  $K_{34k}$  na equação (109) são dados por:

$$K_{31k} = \frac{T_{1k} K_{esp_k}}{T_{2k} T_{4k}} \left(1 - \frac{T_{3k}}{T_{4k}}\right), \quad K_{32k} = \frac{T_{1k}}{T_{2k} T_{4k}} \left(1 - \frac{T_{3k}}{T_{4k}}\right),$$

$$K_{33k} = \frac{1}{T_{4k}} \left(1 - \frac{T_{3k}}{T_{4k}}\right) \quad \text{e} \quad K_{34k} = -\frac{1}{T_{4k}}.$$

Finalmente, a equação da tensão de campo  $E_{fd_k}$  do gerador que recebeu o controlador ESP (equação (106)), pode ser reescrita como na equação (110).

$$\Delta \dot{E}_{fd_k} = K_{41k} \Delta \omega + K_{42k} \Delta E_{fd_k} + K_{43k} \Delta V_k + K_{44k} \Delta V_{ref_k} +$$

$$+ K_{45k} \Delta V_{1k} + K_{46k} \Delta V_2 + K_{47k} \Delta V_3, \quad (110)$$

Na equação (110), têm-se:

$$K_{41k} = \frac{K_{e_k} T_{1k} T_{3k} K_{esp_k}}{T_{e_k} T_{2k} T_{4k}}, \quad K_{42k} = \frac{1}{T_{e_k}}, \quad K_{43k} = -\frac{K_{e_k}}{T_{e_k}}, \quad K_{44k} = \frac{K_{e_k}}{T_{e_k}},$$

$$K_{45k} = \frac{K_{e_k} T_{1k} T_{3k}}{T_{e_k} T_{2k} T_{4k}}, \quad K_{46k} = \frac{K_{e_k} T_{3k}}{T_{e_k} T_{4k}} \quad \text{e, por fim,} \quad K_{47k} = \frac{K_{e_k}}{T_{e_k}}.$$

As equações (107) a (110) definem a dinâmica dos controladores ESPs no sistema elétrico de potência. É importante salientar que a equação (90), que faz parte do equacionamento geral do MSP é reformulada com a inclusão do ESP. A seguir é apresentada a inclusão dos ESPs para dois casos distintos. No primeiro caso, os controladores ESPs são adicionados na formulação geral do MSP e a atuação do dispositivo GUPFC é desconsiderada. Em seguida, as equações (107) a (110) que definem a dinâmica dos ESPs são adicionadas nas equações matriciais (96) e (97) resultando nas equações (111) e (112). Isso possibilitará realizar uma análise dos controladores ESPs no sistema elétrico de potência considerando, ou não, a atuação do controlador GUPFC. Nas equações matriciais (111) e (112), é considerada a inclusão do controlador ESP nas equações gerais do MSP.

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{\delta}_k \\ \Delta \dot{\omega}_k \\ \Delta \dot{E}'_{qk} \\ \Delta \dot{E}'_{fdk} \\ \Delta \dot{V}_{1k} \\ \Delta \dot{V}_{2k} \\ \Delta \dot{V}_{3k} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & \omega_0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{A1_{gk}}{M_k} & -\frac{D_k}{M_k} & -\frac{A2_{gk}}{M_k} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{K_{A_k}}{T'_{d0k}} & 0 & -\frac{X'_{d_k}}{T'_{d0k}} & \frac{1}{T'_{d0k}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_{41k} & 0 & -\frac{1}{T_{e_k}} & K_{45k} & K_{46k} & K_{47k} \\ \hline 0 & K_{11k} & 0 & 0 & K_{12k} & 0 & 0 \\ 0 & K_{21k} & 0 & 0 & K_{22k} & K_{23k} & 0 \\ 0 & K_{31k} & 0 & 0 & K_{32k} & K_{33k} & K_{34k} \end{bmatrix}}_{J1_E} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta \delta_k \\ \Delta \omega_k \\ \Delta E'_{qk} \\ \Delta E'_{fdk} \\ \Delta V_{1k} \\ \Delta V_{2k} \\ \Delta V_{3k} \end{bmatrix}}_{\Delta x_E} +$$

$$+ \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{A1_{gk}}{M_k} & -\frac{A3_{gk}}{M_k} \\ \frac{K_{A_k}}{T'_{d0k}} & \frac{K_{V_k}}{T'_{d0k}} \\ 0 & -\frac{K_{e_k}}{T_{e_k}} \\ \hline 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}}_{J2_E} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta \theta_n \\ \Delta V_n \end{bmatrix}}_{\Delta y} + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{M_k} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_{e_k}}{T_{e_k}} & 0 & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}}_{B1_E} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta P_{m_k} \\ \Delta V_{ref_k} \\ \Delta P_{L_k} \\ \Delta Q_{L_k} \end{bmatrix}}_{\Delta u} \quad (111)$$

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} A1_{gk} & 0 & A2_{gk} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ R1_{gk} & 0 & R2_{gk} & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}}_{J3_E} \cdot \begin{bmatrix} \Delta \delta_k \\ \Delta \omega_k \\ \Delta E'_{qk} \\ \Delta E'_{fdk} \\ \Delta V_{1k} \\ \Delta V_{2k} \\ \Delta V_{3k} \end{bmatrix} + [J_4] \cdot \begin{bmatrix} \Delta \theta_n \\ \Delta V_n \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 & diag(-1) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & diag(-1) \end{bmatrix}}_{B2} \cdot \begin{bmatrix} \Delta P_{m_k} \\ \Delta V_{ref_k} \\ \Delta P_{L_k} \\ \Delta Q_{L_k} \end{bmatrix} \quad (112)$$

As equações (111) e (112) podem ser representadas na forma compacta como mostrado na equação (113).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x}_E \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J1_E & J2_E \\ J3_E & J4 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta x_E \\ \Delta y \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B1_E \\ B2 \end{bmatrix} \cdot [\Delta u] \quad (113)$$

Eliminando-se o vetor de variáveis algébricas  $\Delta y$  é obtida a formulação do sistema multimáquinas no espaço de estados, expressa pela equação (114).

$$\Delta \dot{x}_E = (J1_E - J2_E J4^{-1} J3_E) \Delta x_E + (B1_E - J2_E J4^{-1} B2) \Delta u \quad (114)$$

A inclusão do controlador ESP no sistema elétrico de potência altera somente um elemento no equacionamento geral do MSP (o elemento  $K_{41_k}$  é incrementado na matriz  $J1$ ). O posicionamento desse elemento é melhor visualizado na equação matricial (111).

Os controladores ESPs também podem ser considerados no sistema operando em conjunto com o dispositivo GUPFC. Desta forma, o equacionamento é apresentado pelas equações matriciais (115) e (116).

$$\underbrace{\begin{bmatrix} \Delta \dot{\delta}_k \\ \Delta \dot{\omega}_k \\ \Delta \dot{E}'_{qk} \\ \Delta \dot{E}_f d_k \\ \Delta \dot{V}_{pj} \\ \Delta \dot{X}_1 \\ \Delta \dot{V}_{qj} \\ \Delta \dot{X}_2 \\ \Delta \dot{V}_{pk} \\ \Delta \dot{X}_3 \\ \Delta \dot{V}_{qk} \\ \Delta \dot{X}_4 \\ \Delta \dot{I}_q \\ \Delta \dot{V}_{1k} \\ \Delta \dot{V}_{2k} \\ \Delta \dot{V}_{3k} \end{bmatrix}}_{\Delta \dot{x}_{GE}} = \underbrace{\begin{bmatrix} [J1]^\oplus & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial V_{pj}}{\partial V_{pj}} & \frac{\partial V_{pj}}{\partial X_1} & \frac{\partial V_{pj}}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial X_1}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial X_1}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial V_{qj}}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial V_{qj}}{\partial V_{qj}} & \frac{\partial V_{qj}}{\partial X_2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial X_2}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial X_2}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial V_{pk}}{\partial V_{pk}} & \frac{\partial V_{pk}}{\partial X_3} & \frac{\partial V_{pk}}{\partial V_{qk}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial X_3}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial X_3}{\partial V_{qk}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial V_{qk}}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial V_{qk}}{\partial V_{qk}} & \frac{\partial V_{qk}}{\partial X_4} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial X_4}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial X_4}{\partial V_{qk}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial I_q}{\partial I_q} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_{11k} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{12k} & 0 & 0 \\ 0 & K_{21k} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{22k} & K_{23k} & 0 \\ 0 & K_{31k} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{32k} & K_{33k} & K_{34k} \end{bmatrix}}_{J1_{GE}} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta \delta_k \\ \Delta \omega_k \\ \Delta E'_{qk} \\ \Delta E_f d_k \\ \Delta V_{pj} \\ \Delta X_1 \\ \Delta V_{qj} \\ \Delta X_2 \\ \Delta V_{pk} \\ \Delta X_3 \\ \Delta V_{qk} \\ \Delta X_4 \\ \Delta I_q \\ \Delta V_{1k} \\ \Delta V_{2k} \\ \Delta V_{3k} \end{bmatrix}}_{\Delta x_{GE}} +$$



$$\begin{aligned}
& + \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{\partial P_i^*}{\partial \theta_i} & \frac{\partial P_i^*}{\partial \theta_j} & \frac{\partial P_i^*}{\partial \theta_k} & \frac{\partial P_i}{\partial V_i} & \frac{\partial P_i^*}{\partial V_j} & \frac{\partial P_i^*}{\partial V_k} \\ \frac{\partial P_j^*}{\partial \theta_i} & \frac{\partial P_j^*}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial P_j}{\partial V_i} & \frac{\partial P_j^*}{\partial V_j} & 0 \\ \frac{\partial P_k^*}{\partial \theta_i} & 0 & \frac{\partial P_k^*}{\partial \theta_k} & \frac{\partial P_k}{\partial V_i} & 0 & \frac{\partial P_k^*}{\partial V_k} \\ \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_i} & \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_j} & \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_k} & \frac{\partial Q_i}{\partial V_i} & \frac{\partial Q_i}{\partial V_j} & \frac{\partial Q_i}{\partial V_k} \\ \frac{\partial Q_j}{\partial \theta_i} & \frac{\partial Q_j}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial Q_j}{\partial V_i} & \frac{\partial Q_j}{\partial V_j} & 0 \\ \frac{\partial Q_k}{\partial \theta_i} & 0 & \frac{\partial Q_k}{\partial \theta_k} & \frac{\partial Q_k}{\partial V_i} & 0 & \frac{\partial Q_k}{\partial V_k} \end{bmatrix}}_{J4_G} \begin{bmatrix} \Delta \theta_n \\ \Delta V_n \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}}_{B2_{GU}} \begin{bmatrix} \Delta P_{m_k} \\ \Delta V_{ref_k} \\ \Delta P_{L_k} \\ \Delta Q_{L_k} \\ \Delta P_{refj} \\ \Delta P_{refj} \\ \Delta Q_{refj} \\ \Delta Q_{refj} \\ \Delta P_{refk} \\ \Delta P_{refk} \\ \Delta Q_{refk} \\ \Delta Q_{refk} \\ \Delta V_{iref} \end{bmatrix} \quad (116)
\end{aligned}$$

Na equação matricial (115),  $J1^\oplus$  refere-se a matriz  $J1$  do equacionamento geral do MSP agregado o elemento  $K_{41_k}$ , conforme foi discutido anteriormente. As equações matriciais (115) e (116) que levam em consideração a dinâmica das máquinas síncronas, RATs, GUPFC e ESPs podem ser representadas na forma compacta como apresenta a equação (117).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x}_{GE} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J1_{GE} & J2_{GE} \\ J3_{GE} & J4_G \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta x_{GE} \\ \Delta y \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B1_{GE} \\ B2_{GU} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta u_{GU} \end{bmatrix} \quad (117)$$

Eliminando-se o vetor de variáveis algébricas  $\Delta y$  é obtida a formulação do sistema multimáquinas no espaço de estados, expressa pela equação (118).

$$\Delta \dot{x}_{GE} = (J1_{GE} - J2_{GE} J4_G^{-1} J3_{GE}) \Delta x_{GE} + (B1_{GE} - J2_{GE} J4_G^{-1} B2_{GU}) \Delta u_{GU} \quad (118)$$

### 4.8.3 Power Oscillation Damper (POD)

Devido a expansão econômica e o desenvolvimento industrial a partir do final da década de 50, surgiu a necessidade das interligações dos sistemas elétricos para tornar a operação mais segura e confiável. Este fato, aliado às grandes áreas territoriais que deviam ser percorridas pelas linhas de transmissão para interligar esses sistemas, culminou no aparecimento dos problemas referentes às oscilações de baixa frequência, denominadas oscilações de modo interárea (KLEIN; ROGERS; KUNDUR, 1991; LUOR et al., 1999; KUNDUR et al., 2004).

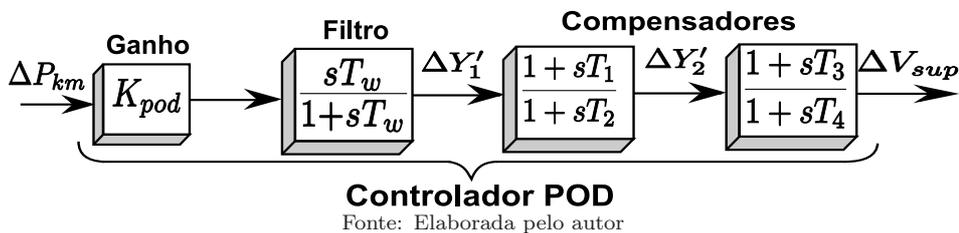
O problema das oscilações eletromecânicas de baixa frequência, envolve áreas dis-

tintas do SEP e estão associadas às interações dinâmicas das máquinas síncronas e dos dispositivos de controle desses sistemas. Portanto, quando não solucionado, pode trazer severos danos aos sistemas interconectados, sendo pré-requisito essencial para a operação desses sistemas. Uma das soluções propostas para esse complexo problema, devido à sua confiabilidade e ao baixo custo de investimento, é o uso dos Estabilizadores de Sistemas de Potência, os quais encontram-se instalados na maioria das máquinas síncronas das grandes unidades geradoras do sistema elétrico. Porém, seu enorme potencial, está restrito na maior parte das aplicações práticas, às oscilações de modos locais dos sistemas.

Como exposto anteriormente, os ESPs são controladores que estão a longas distâncias das linhas de transmissão de interconexão dos sistemas e, por isso, a simples modificação na estratégia de controle desses equipamentos não garante que os mesmos forneçam amortecimento adicional as oscilações de modo interárea, já que em muitos dos casos, os valores dos ganhos dos ESPs se tornam excessivos e levam a instabilidade do modo da excitatriz associado a malha de controle de tensão. Desta forma, os engenheiros de sistema de potência buscaram alternativas para contornar o problema e, graças ao avanço da eletrônica de alta potência e o advento da tecnologia FACTS, propuseram a introdução de um sinal estabilizante de característica suplementar (similar à utilizada nos ESPs), na malha de controle dos dispositivos FACTS.

Esse sinal estabilizante é conseguido através da utilização de um controlador POD, cuja estrutura básica é semelhante a de um ESP convencional. A Figura 28 apresenta a estrutura do controlador POD adotada nesse trabalho, utilizada para fornecer um sinal suplementar ( $\Delta V_{sup}$ ) na malha de controle do dispositivo FACTS GUPFC, de forma a modular a componente de eixo em quadratura  $V_{pj}$  do conversor secundário do FACTS estudado.

Figura 28: Estrutura do controlador POD.

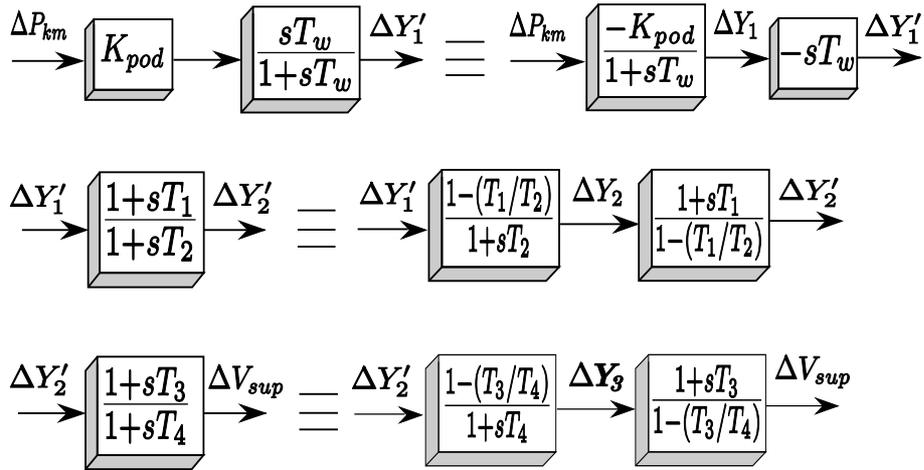


Assim como o ESP, o controlador representado pela Figura 28 é composto de um ganho estabilizador, um filtro e blocos compensadores de fase. O sinal de entrada utilizado para o POD é obtido localmente, ou seja, utiliza-se a variação do fluxo de potência ativa ( $\Delta P_{km}$ ) de uma linha adjacente à instalação do GUPFC, eliminando-se assim a necessidade de canais de telecomunicações e reduzindo os atrasos de resposta, o que diminui consideravelmente os custos de implementação do controlador. Já o sinal de saída ( $\Delta V_{sup}$ ) é somado à malha de controle do dispositivo GUPFC.

#### 4.8.4 Inclusão do POD no MSP

Para a inclusão do controlador POD no Modelo de Sensibilidade de Potência é realizado procedimento semelhante ao que foi feito para o ESP. Para isso, a Figura 28 é redesenhada, de forma a obter a Figura 29.

Figura 29: Modelo dinâmico do GUPFC equipado com POD.



Por inspeção da Figura 29 se pode obter as equações diferenciais que representam o modelo dinâmico do controlador POD, conforme apresentado pelas equações (119) a (121).

$$\Delta \dot{Y}'_1 = -\frac{1}{T_w} [K_{pod}\Delta P_{km} + \Delta Y_1] \quad (119)$$

$$\Delta \dot{Y}'_2 = \frac{1}{T_2} \left[ \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right) (K_{pod}\Delta P_{km} + \Delta Y_1) - \Delta Y_2 \right] \quad (120)$$

$$\Delta \dot{Y}'_3 = \frac{1}{T_4} \left[ \left(1 - \frac{T_3}{T_4}\right) \left(\Delta Y_2 + \frac{T_1}{T_2} (K_{pod}\Delta P_{km} + \Delta Y_1)\right) - \Delta Y_3 \right] \quad (121)$$

A saída do controlador POD é apresentada pela equação (122).

$$\Delta V_{sup} = \Delta Y_3 + \frac{T_3}{T_4} \left[ \Delta Y_2 + \frac{T_1}{T_2} (K_{pod}\Delta P_{km} + \Delta Y_1) \right] \quad (122)$$

Por fim, a saída algébrica  $V_{sup}$  é substituída na equação (56), de forma que esta passa a

ser escrita como apresentado na equação (123).

$$\Delta \dot{V}_{pj} = \overbrace{\frac{K_{P1}}{T_m}(\Delta P_{refj} - \Delta P_{Lj}) + \frac{1}{T_m}\Delta X_1 - \frac{1}{T_m}\Delta V_{pj}}^{\text{Já Incluso no MSP}} + \left. -\frac{1}{T_m} \left\{ \Delta Y_3 + \frac{T_3}{T_4} \left[ \Delta Y_2 + \frac{T_1}{T_2} (K_{pod}\Delta P_{km} + \Delta Y_1) \right] \right\} \right\} \quad (123)$$

O sinal de entrada do controlador POD é a variação do fluxo de potência ativa em uma linha de transmissão adjacente à instalação do GUPFC, dada pela equação linearizada (79) e reescrita de acordo com a equação (124).

$$\Delta P_{km} = A1_{km}\Delta\theta_k - A1_{km}\Delta\theta_m + A2_{km}\Delta V_k + A3_{km}\Delta V_m \quad (124)$$

A partir das manipulações das equações (119) e (124) é obtida a equação (125), que define a variável de estado  $\Delta Y_1$  em função das variáveis algébricas e de estado do modelo.

$$\Delta \dot{Y}_1 = C_{11}\Delta\theta_k + C_{12}\Delta\theta_m + C_{13}\Delta V_k + C_{14}\Delta V_m + C_{15}\Delta Y_1 \quad (125)$$

Na equação (125), têm-se:

$$C_{11} = -\frac{K_{pod}A1_{km}}{T_w}, \quad C_{12} = \frac{K_{pod}A1_{km}}{T_w}, \quad C_{13} = -\frac{K_{pod}A2_{km}}{T_w},$$

$$C_{14} = -\frac{K_{pod}A3_{km}}{T_w} \quad \text{e} \quad C_{15} = -\frac{1}{T_w}.$$

Realizando-se o mesmo procedimento para a variável de estado  $\Delta Y_2$ , a qual é resultante das manipulações das equações (120) e (124), obtêm-se a equação (126).

$$\Delta \dot{Y}_2 = C_{21}\Delta\theta_k + C_{22}\Delta\theta_m + C_{23}\Delta V_k + C_{24}\Delta V_m + C_{25}\Delta Y_1 + C_{26}\Delta Y_2 \quad (126)$$

Na equação (126) os termos  $C_{21}$  a  $C_{26}$  são dados por:

$$C_{21} = \frac{K_{pod}A1_{km}}{T_2} \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right), \quad C_{22} = -\frac{K_{pod}A1_{km}}{T_2} \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right), \quad C_{23} = \frac{K_{pod}A2_{km}}{T_2} \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right),$$

$$C_{24} = \frac{K_{pod}A3_{km}}{T_2} \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right), \quad C_{25} = \frac{1}{T_2} \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right) \quad \text{e} \quad C_{26} = -\frac{1}{T_2}.$$

Da mesma forma é possível encontrar a variável de estado  $\Delta Y_3$ . Realizando-se manipulações das equações (121) e (124), chega-se na equação (127).

$$\Delta \dot{Y}_3 = C_{31}\Delta\theta_k + C_{32}\Delta\theta_m + C_{33}\Delta V_k + C_{34}\Delta V_m + C_{35}\Delta Y_1 + C_{36}\Delta Y_2 + C_{37}\Delta Y_3 \quad (127)$$

Os termos  $C_{31}$  a  $C_{37}$  na equação (127) são escritos como:

$$\begin{aligned} C_{31} &= \frac{T_1 K_{pod} A1_{km}}{T_2 T_4} \left(1 - \frac{T_3}{T_4}\right), & C_{32} &= -\frac{T_1 K_{pod} A1_{km}}{T_2 T_4} \left(1 - \frac{T_3}{T_4}\right), \\ C_{33} &= \frac{T_1 K_{pod} A2_{km}}{T_2 T_4} \left(1 - \frac{T_3}{T_4}\right), & C_{34} &= \frac{T_1 K_{pod} A3_{km}}{T_2 T_4} \left(1 - \frac{T_3}{T_4}\right), \\ C_{35} &= \frac{T_1}{T_2 T_4} \left(1 - \frac{T_3}{T_4}\right), & C_{36} &= \frac{1}{T_4} \left(1 - \frac{T_3}{T_4}\right) \quad \text{e} \\ C_{37} &= -\frac{1}{T_4}. \end{aligned}$$

Por fim, a equação (124) é substituída na equação (123), e a tensão de quadratura do conversor secundário do GUPFC é definida como na equação (128).

$$\begin{aligned} \Delta \dot{V}_{pj} &= \overbrace{\frac{K_{P1}}{T_m} (\Delta P_{refj} - \Delta P_{Lj}) + \frac{1}{T_m} \Delta X_1 - \frac{1}{T_m} \Delta V_{pj}}^{\text{Já Incluso no MSP}} + \\ &+ C_{41}\Delta\theta_k + C_{42}\Delta\theta_m + C_{43}\Delta V_k + C_{44}\Delta V_m + C_{45}\Delta Y_1 + C_{46}\Delta Y_2 + C_{47}\Delta V_3 \quad (128) \end{aligned}$$

Na equação (128), têm-se:

$$\begin{aligned} C_{41} &= -\frac{T_1 T_3 K_{pod} A1_{km}}{T_2 T_4 T_m}, & C_{42} &= \frac{T_1 T_3 K_{pod} A1_{km}}{T_2 T_4 T_m}, \\ C_{43} &= -\frac{T_1 T_3 K_{pod} A2_{km}}{T_2 T_4 T_m}, & C_{44} &= -\frac{T_1 T_3 K_{pod} A3_{km}}{T_2 T_4 T_m}, \\ C_{45} &= -\frac{T_1 T_3}{T_2 T_4 T_m}, & C_{46} &= -\frac{T_3}{T_4 T_m} \quad \text{e} \\ C_{47} &= -\frac{1}{T_m}. \end{aligned}$$

É importante salientar que o sinal de realimentação (entrada  $\Delta V_{sup}$  no somatório) é definido como sendo negativo na Figura (13). Inserindo as equações (125), (126), (127)



Nos elementos marcados pelo sinal ( $\oplus$ ), na submatriz  $J2_{GP}$ , devem ser somadas as parcelas referentes aos termos do POD da equação (128).

$$\begin{aligned}
 \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} &= \underbrace{\begin{bmatrix} [J_3] & \begin{bmatrix} \frac{\partial P_{inji}}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial P_{inji}}{\partial V_{qj}} & 0 & \frac{\partial P_{inji}}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial P_{inji}}{\partial V_{qk}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial P_{injj}}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial P_{injj}}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial P_{injk}}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial P_{injk}}{\partial V_{qk}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial Q_{inji}}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial Q_{inji}}{\partial V_{qk}} & 0 & \frac{\partial Q_{inji}}{\partial I_q} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial Q_{injj}}{\partial V_{pj}} & 0 & \frac{\partial Q_{injj}}{\partial V_{qj}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial Q_{injk}}{\partial V_{pk}} & 0 & \frac{\partial Q_{injk}}{\partial V_{qk}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} & \begin{bmatrix} \Delta \delta_k \\ \Delta \omega_k \\ \Delta E'_{qk} \\ \Delta E_{fdk} \\ \Delta V_{pj} \\ \Delta X_1 \\ \Delta V_{qj} \\ \Delta X_2 \\ \Delta V_{pk} \\ \Delta X_3 \\ \Delta V_{qk} \\ \Delta X_4 \\ \Delta I_q \\ \Delta Y_{1k} \\ \Delta Y_{2k} \\ \Delta Y_{3k} \end{bmatrix} \\
 J3_{GP} & \Delta x_{GP}
 \end{bmatrix} + \\
 + \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{\partial P_i^*}{\partial \theta_i} & \frac{\partial P_i^*}{\partial \theta_j} & \frac{\partial P_i^*}{\partial \theta_k} & \frac{\partial P_i}{\partial V_i} & \frac{\partial P_i^*}{\partial V_j} & \frac{\partial P_i^*}{\partial V_k} \\ \frac{\partial P_j^*}{\partial \theta_i} & \frac{\partial P_j^*}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial P_j}{\partial V_i} & \frac{\partial P_j^*}{\partial V_j} & 0 \\ \frac{\partial P_k^*}{\partial \theta_i} & 0 & \frac{\partial P_k^*}{\partial \theta_k} & \frac{\partial P_k}{\partial V_i} & 0 & \frac{\partial P_k^*}{\partial V_k} \\ \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_i} & \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_j} & \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_k} & \frac{\partial Q_i}{\partial V_i} & \frac{\partial Q_i}{\partial V_j} & \frac{\partial Q_i}{\partial V_k} \\ \frac{\partial Q_j^*}{\partial \theta_i} & \frac{\partial Q_j^*}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial Q_j}{\partial V_i} & \frac{\partial Q_j^*}{\partial V_j} & 0 \\ \frac{\partial \theta_i}{\partial \theta_i} & \frac{\partial \theta_i}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial V_i}{\partial V_i} & \frac{\partial V_i}{\partial V_j} & \frac{\partial V_i}{\partial V_k} \\ \frac{\partial Q_k^*}{\partial \theta_i} & 0 & \frac{\partial Q_k^*}{\partial \theta_k} & \frac{\partial Q_k}{\partial V_i} & 0 & \frac{\partial Q_k^*}{\partial V_k} \end{bmatrix}}_{J4_G} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta \theta_n \\ \Delta V_n \end{bmatrix}}_{\Delta \theta_n} + \underbrace{\begin{bmatrix} [B_2] & \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} & \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta V_{ref} \\ \Delta P_{Lk} \\ \Delta Q_{Lk} \\ \Delta P_{refj} \\ \Delta P_{refj} \\ \Delta Q_{refj} \\ \Delta Q_{refj} \\ \Delta P_{refk} \\ \Delta P_{refk} \\ \Delta Q_{refk} \\ \Delta Q_{refk} \\ \Delta V_{iref} \end{bmatrix} \\
 B2_{GU} & \Delta u_{GU}
 \end{bmatrix}}_{B2_{GU}} \Delta u_{GU} \quad (130)
 \end{aligned}$$

Nas equações matriciais (129) e (130) são modeladas as dinâmicas das máquinas síncronas, RATs e o conjunto GUPFC/POD. Na forma compacta essas equações são representadas de acordo com a equação (131).





$$\begin{aligned}
& + \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{\partial P_i^*}{\partial \theta_i} & \frac{\partial P_i^*}{\partial \theta_j} & \frac{\partial P_i^*}{\partial \theta_k} & \frac{\partial P_i}{\partial V_i} & \frac{\partial P_i^*}{\partial V_j} & \frac{\partial P_i^*}{\partial V_k} \\ \frac{\partial P_j^*}{\partial \theta_i} & \frac{\partial P_j^*}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial P_j}{\partial V_i} & \frac{\partial P_j^*}{\partial V_j} & 0 \\ \frac{\partial P_k^*}{\partial \theta_i} & 0 & \frac{\partial P_k^*}{\partial \theta_k} & \frac{\partial P_k}{\partial V_i} & 0 & \frac{\partial P_k^*}{\partial V_k} \\ \frac{\partial Q_i^*}{\partial \theta_i} & \frac{\partial Q_i^*}{\partial \theta_j} & \frac{\partial Q_i^*}{\partial \theta_k} & \frac{\partial Q_i}{\partial V_i} & \frac{\partial Q_i}{\partial V_j} & \frac{\partial Q_i}{\partial V_k} \\ \frac{\partial Q_j^*}{\partial \theta_i} & \frac{\partial Q_j^*}{\partial \theta_j} & 0 & \frac{\partial Q_j}{\partial V_i} & \frac{\partial Q_j^*}{\partial V_j} & 0 \\ \frac{\partial Q_k^*}{\partial \theta_i} & 0 & \frac{\partial Q_k^*}{\partial \theta_k} & \frac{\partial Q_k}{\partial V_i} & 0 & \frac{\partial Q_k^*}{\partial V_k} \end{bmatrix}}_{J_{4G}} \begin{bmatrix} \Delta \theta_n \\ \Delta V_n \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}}_{B_{2GU}} \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta V_{ref} \\ \Delta P_{L_k} \\ \Delta Q_{L_k} \\ \Delta P_{refj} \\ \Delta P_{refj} \\ \Delta Q_{refj} \\ \Delta Q_{refj} \\ \Delta P_{refk} \\ \Delta P_{refk} \\ \Delta Q_{refk} \\ \Delta Q_{refk} \\ \Delta V_{iref} \end{bmatrix} \quad (134) \\
& \underbrace{\hspace{15em}}_{\Delta u_{GU}}
\end{aligned}$$

Por fim, é apresentado na equação (135), a forma compacta das equações (133) e (134) que representam a modelagem completa de todos os componentes considerados no SEP.

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x}_{GT} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{1GT} & J_{2GT} \\ J_{3GT} & J_{4G} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta x_{GT} \\ \Delta y \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{1GT} \\ B_{2GU} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta u_{GU} \end{bmatrix} \quad (135)$$

Novamente, eliminando-se o vetor de variáveis algébricas  $\Delta y$  é obtida a formulação do sistema multimáquinas no espaço de estados, expressa pela equação (136).

$$\Delta \dot{x}_{GT} = (J_{1GT} - J_{2GT} J_{4G}^{-1} J_{3GT}) \Delta x_{GT} + (B_{1GT} - J_{2GT} J_{4G}^{-1} B_{2GU}) \Delta u_{GU} \quad (136)$$

## 4.9 Conclusões do Capítulo

Neste capítulo foi apresentada a modelagem dos dispositivos que foram considerados neste trabalho. Para isso, utilizou-se o Modelo de Sensibilidade de Potência, que permite a inclusão de novos dispositivos sem que a formulação de cada componente anteriormente modelado seja descartada. Ou seja, a cada novo dispositivo modelado, ocorre um acréscimo de elementos e/ou submatrizes à formulação original. O equacionamento geral do MSP é composto pelas máquinas síncronas, linhas de transmissão, cargas e reguladores automáticos de tensão. Como foi abordado no decorrer do capítulo, os geradores foram representados por um modelo de terceira ordem, equipados com reguladores automáticos de tensão de primeira ordem, o que caracteriza o modelo como sendo conservativo no tocante a análise da estabilidade de sistemas elétricos de potência, pois se o sistema for estável para essa condição, também o será para modelos de ordens maiores.

Após apresentado o equacionamento geral do MSP, o modelo do GUPFC apresentado no Capítulo 3 foi incluso diretamente no MSP através das submatrizes  $J1_G$ ,  $J2_G$ ,  $J3_G$  e  $J4_G$ . Essas submatrizes trazem consigo todas as informações a respeito do dispositivo FACTS estudado, já que todas as variáveis do controlador foram previamente determinadas com o auxílio da ferramenta de fluxo de potência expandido. Também foi apresentada a modelagem e a inclusão dos controladores ESPs no MSP. Duas formas de analisá-los no SEP foram consideradas, sendo que na primeira os ESPs foram modelados diretamente no equacionamento geral do MSP, desconsiderando a atuação do dispositivo GUPFC e na segunda representação, os controladores foram inclusos conjuntamente com as equações do GUPFC, possibilitando uma análise simultânea dos controladores. Por fim, foi apresentada a modelagem e a inclusão do dispositivo POD no MSP. Isso também possibilita a análise do conjunto GUPFC/POD para dois casos distintos, sendo que no primeiro é desconsiderada a atuação dos controladores ESPs no sistema e, no segundo, o desempenho de todos os componentes apresentados no trabalho são considerados. No próximo capítulo são apresentadas as técnicas clássicas e otimizada para o ajuste dos parâmetros dos controladores ESPs e POD, já que um eficiente amortecimento só é conseguido se os ganhos e as constantes de tempo desses equipamentos estiverem devidamente ajustados, o que torna imprescindível a escolha de bons métodos de ajuste.



## Capítulo 5

# Técnicas Clássicas e Otimizada para o Ajuste de Parâmetros dos Controladores Suplementares de Amortecimento

### 5.1 Introdução

ESTE capítulo apresenta as técnicas utilizadas no trabalho para o ajuste dos parâmetros dos ESPs e PODs. Duas técnicas baseadas na teoria de controle clássico são apresentadas. Uma dessas técnicas, conhecida na literatura como método dos resíduos (YANG; LIU; MCCLLEY, 1998), baseia-se na Função de Transferência em Malha Aberta (FTMA) entre a entrada e a saída dos controlares ESPs e PODs. Essa técnica destaca-se pela sua facilidade de implementação e pelos bons resultados obtidos, tanto na determinação dos parâmetros dos controladores ESPs/PODs, como na obtenção da melhor localização de dispositivos FACTS no sistema elétrico, visando amortecer as oscilações eletromecânicas de baixas frequências inerentes do sistema. Entretanto, embora essa técnica seja bastante utilizada na literatura, há algumas limitações importantes que devem ser consideradas. Segundo Martins e Lima (1990), a melhor localização para instalar dispositivos FACTS para fornecer amortecimento ao sistema, pode ser obtida da análise dos resíduos da FTMA do FACTS considerado. O resíduo obtido para cada possível localização do dispositivo a ser instalado, fornece informações sobre a controlabilidade e observabilidade do conjunto entrada-saída do dispositivo para um determinado autovalor. Portanto, segundo Chang et al. (2006), o maior resíduo fornecerá o maior amortecimento ao modo de oscilação selecionado. Entretanto, segundo Moura, Furini e Araujo (2012), a utilização do resíduo como único índice para localização de controladores em sistemas

elétricos, pode não ser eficaz. Pesquisas sobre o tema apontam que, além da análise dos polos da FTMA do controlador, é necessária a análise dos zeros desta mesma FTMA, os quais estão intimamente relacionados ao sinal de entrada utilizado e, conseqüentemente, à possibilidade de inclusão de amortecimento ao sistema (JONES; ANDERSSON, 1997; MHASKAR; KULKARNI, 2006). Portanto, como é apresentado em (MARTINS; LIMA, 1990) e (MOURA; FURINI; ARAUJO, 2012), uma má localização dos zeros da FTMA (isto é, proximidade do polo e do zero) limita a possibilidade de controle do polo de interesse em malha fechada, mesmo que o resíduo obtido para este controlador seja o de maior magnitude.

Como o cálculo dos parâmetros dos controladores ESPs e PODs pelo método dos resíduos não leva em consideração a influência dos zeros da FTMA (MOURA; FURINI; ARAUJO, 2012), pode ser que os parâmetros obtidos por essa técnica não forneçam o amortecimento especificado em projeto. Além dessa desvantagem, o projeto pelo método dos resíduos é realizado de forma individual, ou seja, o ajuste é feito considerando a atuação de apenas um controlador no sistema, ou seja, considerando um sistema *Single-Input, Single-Output* (SISO). Isso pode fornecer resultados satisfatórios quando cada controlador do SEP é projetado individualmente, porém, pode acontecer que, ao se terminar o ajuste de todos os controladores separadamente, ao serem colocados em operação de forma conjunta, o amortecimento global do sistema não seja realmente igual ao desejado em projeto, já que um controlador pode influenciar negativamente no desempenho do outro, ou seja, dependendo do sistema e de sua condição operacional, pode haver uma troca de forças opostas entre dois ou mais controladores do sistema.

De forma a superar esses inconvenientes, também é apresentado no capítulo uma técnica baseada em controle clássico que realiza um ajuste coordenado entre controladores ESPs e PODs. Essa técnica é chamada de DMC e foi apresentada inicialmente em (CHEN; HSU, 1987) e (ARAUJO; ZANETA, 2001), para realizar o ajuste coordenado de controladores ESPs. Em (FURINI; PEREIRA; ARAUJO, 2011), a mesma técnica foi expandida para controlar e amortecer tanto os modos locais de oscilação, como o modo interárea do SEP. Para isso, o ajuste foi coordenado entre os controladores ESPs e POD, sendo que os dispositivos FACTS considerados para inserção de amortecimento ao modo interárea do sistema foram o UPFC e o STATCOM. Neste trabalho a técnica proposta em (FURINI; PEREIRA; ARAUJO, 2011) será utilizada para alocar uma quantidade maior de polos e, além disso, o ajuste será coordenado entre ESPs e o conjunto GUPFC/POD.

Embora essa técnica de ajuste coordenado forneça resultados muito precisos, é importante ressaltar algumas desvantagens em sua utilização. Como será visto neste capítulo, o desenvolvimento do método DMC gera um conjunto de equações altamente não lineares que são solucionadas através de um método iterativo (nesse trabalho foi utilizado o método de Newton-Raphson). Pela altíssima não linearidade do sistema e,

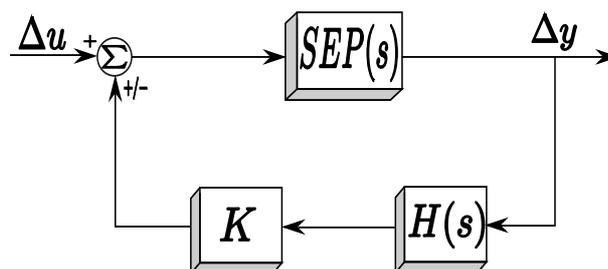
consequentemente das equações do DMC, os valores de inicialização do método DMC devem estar no entorno de uma solução global, para assim garantir a convergência do método. Portanto, geralmente se realiza um ajuste prévio através de um método não coordenado (método dos resíduos, por exemplo) e com os parâmetros obtidos desse método é inicializado o método DMC. Caso esse procedimento não seja realizado, há uma grande possibilidade do DMC encontrar um mínimo local e a solução ótima não ser encontrada, podendo, inclusive, ocorrer a divergência e interrupção do processo de cálculos. Além disso, com o aumento do número de controladores no sistema, a dificuldade de convergência do método aumenta, assim como sua complexidade computacional. Buscando encontrar uma alternativa para esses entraves, uma técnica baseada em PSO é utilizada para o ajuste dos parâmetros dos controladores ESPs e POD do sistema. Nas próximas seções cada uma das técnicas utilizadas no trabalho será apresentada separadamente.

## 5.2 Método dos Resíduos

Para que o sistema elétrico de potência possa operar com uma margem segura de amortecimento, é necessário que os parâmetros dos controladores ESPs e PODs estejam ajustados corretamente. Vários métodos podem ser utilizados para o projeto dos parâmetros desses controladores, sendo os mais comuns baseados na teoria de controle clássico, os quais utilizam técnicas como compensação de fase e alocação de polos (DEMELLO; CONCORDIA, 1969; LARSEN; SWANN, 1981; CHEN; HSU, 1987; YANG; LIU; MCCLELLY, 1998; AYRES et al., 2010).

O procedimento apresentado nesta seção é baseado na obtenção dos resíduos da FTMA entre a entrada ( $\Delta y$ ) e a saída ( $\Delta u$ ) dos controladores ESPs e PODs. Para determinar a influência que cada controlador irá exercer no sistema, considere que na Figura 30 a função de transferência  $SEP(s)$  represente o sistema elétrico de potência e  $KH(s)$  represente a função de transferência do controlador a ser inserido no mesmo, sendo que  $K$  é o ganho do controlador.

Figura 30: Função de transferência do SEP com controlador.



Fonte: Elaborada pelo autor

Conforme apresentado em (YANG; LIU; MCCLELLY, 1998), o resíduo associado ao  $i$ -ésimo modo, da  $k$ -ésima saída e  $j$ -ésima entrada, pode ser escrito conforme apresentado na equação (137).

$$R_{ijk} = C_j \varphi_i \psi_i B_k \quad (137)$$

Os resíduos apresentados na equação (137) fornecem informações sobre a controlabilidade e observabilidade do conjunto entrada-saída ( $C_j - B_k$ ) para o controlador, concomitantemente, para um determinado autovalor  $\lambda_i$  do sistema. Na equação (137),  $\varphi_i$  são os autovetores direito e  $\psi_i$  são autovetores esquerdo obtidos da matriz de estados do sistema, associados ao  $i$ -ésimo autovalor. Ainda nessa equação, a controlabilidade do modo  $i$  devido a  $j$ -ésima entrada é dada pela equação (138) e a medida de observabilidade do modo  $i$  sobre a saída  $k$  é expressa pela equação (139).

$$cont_{ij} = |\psi_i B_k| \quad (138)$$

$$obs_{ik} = |C_j \varphi_i| \quad (139)$$

Em (YANG; LIU; MCCLELLY, 1998), os autores também apresentam a relação entre a sensibilidade de um autovalor  $\lambda_i$ , o ganho estático  $K$  do controlador e o resíduo  $R_{ijk}$  associado ao conjunto entrada-saída ( $C_j - B_k$ ) para o mesmo controlador, conforme apresentado na equação (140).

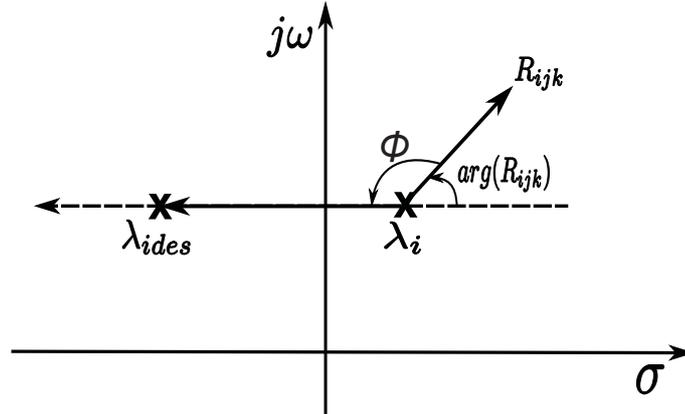
$$\frac{\Delta \lambda_i}{\Delta K} = R_{ijk} H(\lambda_i) \quad (140)$$

Como para um determinado ponto de operação inicial o ganho do controlador é nulo ( $K = 0$ ), então  $\Delta K$  é igual a  $K$  e a equação (140) pode ser reescrita como na equação (141).

$$\Delta \lambda_i = R_{ijk} K H(\lambda_i) \quad (141)$$

A equação (141) mostra a relação entre a alteração do  $i$ -ésimo autovalor e o resíduo associado a esse mesmo autovalor. Verifica-se dessa equação que um maior valor de resíduo fornecerá um maior deslocamento do autovalor de interesse. Como cada modo oscilatório  $\lambda_i$  está associado a um par complexo conjugado, o mesmo acontece para o seu correspondente resíduo. Portanto, para se realizar o projeto dos controladores ESPs e PODs utilizando esse resíduo, deve-se realizar uma compensação de fase necessária para o deslocamento do modo de interesse, conforme é apresentado na Figura 31.

Figura 31: Deslocamento do modo de oscilação pelo método dos resíduos.



Fonte: Adaptada de Anwer, Siddiqui e Umar (2012)

Essa compensação de fase é realizada calculando-se as constantes de tempo  $T_1$  e  $T_2$ , conforme é apresentado pelo conjunto de equações (142), onde  $\omega_i$  a frequência em rad/s do modo eletromecânico de interesse e  $b$  o número de blocos de avanço e/ou atraso de fase dos controladores ESPs e PODs. Nesse trabalho considerou-se apenas dois blocos de compensação de fase, isto é,  $b = 2$ , e as constantes de tempo foram especificadas de tal forma que  $T_1 = T_3$  e  $T_2 = T_4$ , o que é relativamente comum nos trabalhos encontrados na literatura (KUNDUR, 1994).

$$\phi = 180^\circ - \arg(R_{ijk})$$

$$\alpha = \frac{1 - \text{sen}(\frac{\phi}{b})}{1 + \text{sen}(\frac{\phi}{b})} \quad (142)$$

$$T_1 = \frac{1}{\omega_i \sqrt{\alpha}}$$

$$T_2 = \alpha T_1$$

Após realizada a compensação de fase necessária através do conjunto de equações (142), deve-se calcular o valor do ganho  $K$  necessário para deslocar o autovalor de interesse para um local desejado do semiplano complexo. Esse ganho é calculado a partir das constantes de tempo previamente determinadas e da posição desejada ( $\lambda_{ides}$ ) do autovalor associado ao modo de oscilação a ser amortecido, conforme descrito na equação (143).

$$K = \left| \frac{\lambda_{ides} - \lambda_i}{R_{ijk} H(\lambda_i)} \right| \quad (143)$$

É importante salientar que o ajuste dos parâmetros pelo método dos resíduos é igualmente aplicável tanto para os controladores ESPs como para os controladores PODs, modificando para isso, somente o conjunto entrada-saída ( $C_j - B_k$ ) do controlador inserido.

### 5.3 Método *Decentralized Modal Control* (DMC)

De forma a obter um total controle sobre o posicionamento dos autovalores de interesse, é apresentado nesta seção o método de ajuste DMC (CHEN; HSU, 1987). Esse método possibilita o deslocamento coordenado de  $n$  modos de oscilação do SEP, sendo estes, locais, interáreas, intraplanta, ou ainda uma combinação desses modos. O ajuste realizado pelo DMC se caracteriza pela alocação dos polos de interesse para locais predeterminados do semiplano complexo e seus resultados são extremamente precisos, já que a solução é alcançada através da resolução iterativa das equações não lineares do DMC que englobam o modelamento de todos os controladores presentes no SEP.

Para se realizar o ajuste coordenado dos controladores pelo método DMC, é necessário apresentar a matriz  $G(s)$ , que representa a função de transferência em malha aberta do sistema a ser estudado. Se o objetivo for realizar o ajuste coordenado entre controladores ESPs, desconsiderando a atuação do dispositivo GUPFC no sistema, a matriz  $G(s)$  é obtida a partir da manipulação da equação (113) e uma dada saída do sistema ( $\Delta w_E = C1\Delta x_E + C2\Delta y$ ). Caso contrário, se o interesse for realizar o ajuste coordenado entre controladores ESPs, considerando o dispositivo GUPFC atuante no sistema, a matriz  $G(s)$  é obtida a partir da manipulação da equação (117) e uma dada saída do sistema ( $\Delta w_{GE} = C1\Delta x_{GE} + C2\Delta y$ ). Há ainda a possibilidade de realizar o ajuste pelo método do DMC para conjunto GUPFC/POD, desconsiderando a atuação dos controladores ESPs no sistema. Nesse caso, a matriz  $G(s)$  é obtida a partir da manipulação da equação (131) e uma dada saída do sistema ( $\Delta w_{GP} = C1\Delta x_{GP} + C2\Delta y$ ). Por fim, se o interesse for realizar o ajuste coordenado entre controladores ESPs e POD então, nesse caso, a matriz  $G(s)$  é obtida a partir da manipulação da equação (135) e uma dada saída do sistema ( $\Delta w_T = C1\Delta x_T + C2\Delta y$ ).

Desta forma, com o objetivo de apresentar um equacionamento geral para a matriz  $G(s)$ , considere as equações diferenciais e algébricas obtidas após a inclusão dos controladores no MSP, conforme apresentadas nas equações (144) e (145).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x}_N \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J1_N & J2_N \\ J3_N & J4_N \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta x_N \\ \Delta y \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B1_N \\ B2_N \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta u_N \end{bmatrix} \quad (144)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta w_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C1 & C2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta x_N \\ \Delta y \end{bmatrix} \quad (145)$$

A matriz  $G(s)$  que representa a função de transferência em malha aberta do sistema a ser estudado, obtida da manipulação da equação (144) e uma determinada saída do sistema (equação (145)) é apresentada na equação (146) e pode ser utilizada para realizar

o projeto dos controladores ESPs e/ou POD.

$$G(s) = \begin{bmatrix} C1 & C2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} sI - J1_N & -J2_N \\ -J3_N & -J4_N \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} B1_N \\ B2_N \end{bmatrix} \quad (146)$$

Como apresentado no Capítulo 4, os controladores ESPs e POD possuem a mesma estrutura e, portanto, o mesmo equacionamento, o que permite definir uma matriz diagonal  $[H(s)]$  de controle, composta pelas equações individuais de todos os controladores ( $h_i$ ), de acordo com a equação (147).

$$h_i(s) = K_i \left( \frac{sT_{w_i}}{1 + sT_{w_i}} \right) \left( \frac{1 + sT_{1_i}}{1 + sT_{2_i}} \right) \left( \frac{1 + sT_{3_i}}{1 + sT_{4_i}} \right) \quad (147)$$

A solução da equação característica da função de transferência de malha fechada, dada pela equação (148), que relaciona as equações de  $G(s)$  e  $h_i(s)$ , fornece os autovalores do sistema ( $\lambda$ ) e, a partir deles, é possível analisar o comportamento dinâmico do SEP.

$$\det [I - G(s)H(s)]_{s=\lambda} = 0 \quad (148)$$

Como apresentado anteriormente, para conseguir obter a solução da equação (148) é necessário primeiramente especificar a quantidade e que tipo de controladores estarão presentes no sistema, ressaltando que a inclusão de  $i$  controladores possibilita o posicionamento de  $i$  autovalores. Logo após, deve-se verificar quais controladores estão associados aos autovalores de interesse e, desta forma, calcular seu posicionamento desejado ( $\lambda_{des}$ ) no semiplano complexo, de acordo com a frequência e amortecimento desejados. Os valores das constantes de tempo  $T_{w_i}$  e  $T_{2_i}$  também são especificados no algoritmo, sendo considerados valores de ordem prática para  $T_{w_i}$  e valores obtidos através do método dos resíduos para as constantes  $T_{2_i}$ .

No algoritmo DMC também é especificada uma tolerância de erro para o método de Newton-Raphson e limites mínimos e máximos para garantir que valores de ganhos e constantes de tempo calculados pelo DMC não assumam valores que solucionam as equações não-lineares do SEP, mas que na prática não são aceitáveis. Com os resultados das iterações (realizadas simultaneamente) para cada controlador suplementar (ESP e/ou POD) é obtido o valor do ganho ( $K_i$ ) e da constante de tempo de avanço-atraso de fase ( $T_{1_i}$ ), considerando que  $T_{3_i} = T_{1_i}$  e  $T_{4_i} = T_{2_i}$ . O valor dessas constantes devem ser tais que satisfaçam o posicionamento dos autovalores de interesse no semiplano complexo.

## 5.4 Otimização por Enxame de Partículas (PSO)

A técnica *Particle Swarm Optimization* (PSO), cuja tradução para o português é Otimização por Enxame de Partículas, representa uma família relativamente nova de algoritmos que podem ser utilizados para encontrar as melhores (ou as mais próximas das) soluções de problemas numéricos e/ou combinatórios. Essa técnica de computação estocástica foi desenvolvida por Kennedy e Eberhart (1995), sendo facilmente implementada (o núcleo do algoritmo pode ser escrito em poucas linhas de comandos), e se mostra rápida e eficiente quando aplicada a um conjunto diversificado de problemas de otimização.

O PSO baseia-se em uma metáfora do comportamento social que inicialmente surgiu a partir de observações de grupos de animais na natureza, tais como, bandos de pássaros e cardumes de peixes. Ao longo de seu processo iterativo, o algoritmo PSO mantém seu enxame (bando/cardume) com um número fixo de partículas (aves/peixes), onde cada uma dessas partículas representa uma possível solução para o problema. Dessa forma, a cada iteração do PSO, as partículas movem-se (voam) através de um espaço de busca (região  $N$ -Dimensional) influenciadas tanto por suas melhores experiências anteriores, quanto pelas melhores experiências de suas vizinhas, na procura pelo ponto ótimo no espaço de busca (alimento/refúgio). Assim, cada partícula se autoavalia, comparando seu desempenho com os das outras partículas da população, e imitando somente aqueles indivíduos com mais sucesso do que ela. Consequentemente, os movimentos através do espaço de busca são guiados pelas melhores avaliações, com a população usualmente convergindo para uma boa solução do problema. A qualidade das soluções é medida por uma função predefinida de aptidão (*fitness*), que depende do problema a ser resolvido (PINA, 2010).

Kennedy e Eberhart (1995) introduziram a técnica PSO inspirados na avaliação biológica e na seleção natural das espécies, utilizando para isso uma população de partículas individuais (composta por agentes não (ou pouco) inteligentes e com capacidade individual limitada, porém, que apresentam comportamentos coletivos inteligentes), onde cada partícula possui uma posição, uma velocidade, e uma memória de localização de sua melhor aptidão encontradas durante o processo de busca. Cada partícula atualiza sua velocidade de acordo com o seu dinamismo, sua memória, e a memória compartilhada dos outros agentes de sua vizinhança. A cada iteração do processo de busca, uma nova velocidade é calculada para cada partícula do enxame, e quando somada à sua posição atual, se moverá para uma nova posição no espaço de busca. O método PSO conta com os cinco princípios básicos da inteligência coletiva, conforme definido em (KENNEDY; EBERHART; SHI, 2001):

- Proximidade: os agentes devem ser capazes de interagir;
- Qualidade: os agentes devem ser capazes de avaliar seus comportamentos;

- Diversidade: permite ao sistema reagir a situações inesperadas;
- Estabilidade: nem todas as variações ambientais devem afetar o comportamento de um agente;
- Adaptabilidade: capacidade de se adequar a variações ambientais.

### 5.4.1 Formulação Matemática do PSO

A formulação matemática original do PSO, conforme apresentada em (EBERHART; KENNEDY, 1995) é utilizada para exemplificar matematicamente o que foi apresentado anteriormente. Considere para isso, um espaço de busca  $N$ -Dimensional, onde cada partícula  $i$  do enxame é representada por vetores  $N$ -Dimensionais, de acordo com sua posição atual no espaço de busca  $x_i^t = [x_{i_1} \ x_{i_2} \ \dots \ x_{i_N}]$  e sua velocidade  $v_i^t = [v_{i_1} \ v_{i_2} \ \dots \ v_{i_N}]$ . Para cada iteração  $t$  no processo de busca, a posição atual é medida avaliando-se a função objetivo (fitness) da solução do problema. Se a posição atual da iteração  $t$  for melhor do que todas as encontradas anteriormente, as coordenadas são armazenadas em um outro vetor  $N$ -Dimensional,  $p_i^t = [p_{i_1} \ p_{i_2} \ \dots \ p_{i_N}]$ , que representa a melhor posição visitada previamente pela partícula. Esse vetor é naturalmente atualizado a cada melhor posição encontrada no decorrer do processo de busca, ou seja, a cada melhor avaliação da função objetivo proposta. A melhor posição encontrada por todas as partículas do enxame (melhor avaliação da função objetivo) é armazenada na variável  $p_g$ , onde esta influenciará diretamente no movimento das partículas direcionando-as para a melhor avaliação a cada iteração do processo de busca.

O tamanho do passo, ou ajuste de coordenadas do vetor velocidade  $v_i$ , responsável pela mudança da magnitude e da direção da partícula  $i$  na iteração seguinte ( $t + 1$ ), pode ser escrita de acordo com a equação (149).

$$v_{ij}^{t+1} = v_{ij}^t + \rho_1 r_{1j}^t (p_i^t - x_{ij}^t) + \rho_2 r_{2j}^t (p_g - x_{ij}^t) \quad (149)$$

Na equação (149) têm-se que:

- $v_{ij}^t$  é o vetor velocidade da partícula  $i$ , na dimensão  $j$  e na iteração  $t$ .
- $x_{ij}^t$  é o vetor posição da partícula  $i$ , na dimensão  $j$  e na iteração  $t$ .
- $p_i^t$  é a melhor posição da partícula  $i$ , na dimensão  $j$ , encontrada a partir da inicialização até a iteração  $t$ .
- $p_g$  é a melhor solução global da função de objetivo, ou seja, a melhor posição no espaço de busca visitada por cada uma das partículas do enxame, na dimensão  $j$  e na iteração  $t$ .

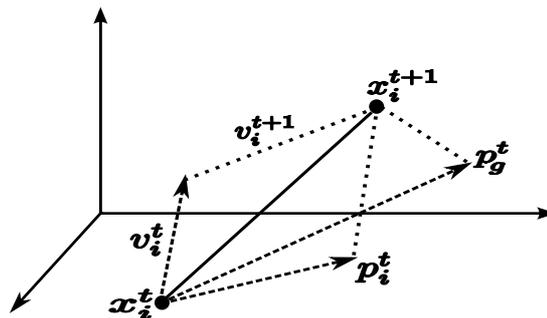
- $\rho_1$  é uma constante de aceleração positiva que afeta o fator cognitivo, referente a aprendizagem da partícula  $i$  do enxame, enquanto que  $\rho_2$  é a constante de aceleração que influencia no fator social, ou seja, no conhecimento de toda a população.
- $r_{1j}^t$  e  $r_{2j}^t$  representam números aleatórios amostrados a partir de uma distribuição uniforme no intervalo  $[0, 1]$ .

O deslocamento de uma partícula no espaço de busca é expresso através do movimento a partir da posição  $x_i$  na iteração  $t$ , somado o vetor velocidade  $v_i$ , conforme define a equação (150).

$$x_{ij}^{t+1} = x_{ij}^t + v_{ij}^{t+1} \quad (150)$$

Na Figura 32 é ilustrada a atualização de uma partícula em um espaço de busca. Cada partícula modifica sua velocidade levando em conta sua melhor posição ( $p_i$ ) e a melhor posição do grupo ( $p_g$ ), além da velocidade corrente da partícula ( $v_i$ ).

Figura 32: Deslocamento da posição de uma partícula.



Fonte: Adaptada de Anwer, Siddiqui e Umar (2012)

De forma a direcionar os voos das partículas para regiões mais promissoras do espaço de busca, Shi e Eberhart (1998) introduziram o fator de inércia  $w$ , que desempenha um papel muito importante no aumento da capacidade de busca do algoritmo PSO. O fator de inércia  $w$  é um parâmetro usado para controlar o impacto das velocidades anteriores sobre a velocidade atual das partículas. Por isso, esse fator influencia na ponderação entre as habilidades de exploração local e global das partículas. Quando  $w$  é pequeno, o algoritmo PSO é mais propício a realizar uma busca local. Se houver uma solução bem definida dentro do espaço de busca, o PSO rapidamente encontrará o ótimo global, porém, em caso contrário, ele não o encontrará, tendendo sempre a um ótimo local. Quando  $w$  é grande ( $> 1,2$ ), o PSO tende a explorar novas áreas, que estão além do limite do espaço de busca. Conseqüentemente, o número de iterações do algoritmo aumentará na busca pelo ótimo global, podendo, em muito dos casos, não conseguir encontrá-lo. Portanto, a seleção satisfatória do fator de inércia  $w$  pode prover um equilíbrio entre habilidades de exploração global e local, com menos repetições, em média, para encontrar o valor ótimo.

Com  $w$  na faixa de 0,8 a 1,20, o PSO terá uma melhor chance de encontrar o ótimo global, com um número moderado de iterações. De acordo com Shi e Eberhart (1998), o ideal seria começar com um valor grande para  $w$  (1,40, por exemplo) e ir diminuindo linearmente, até 0,50, a fim de obter uma melhor convergência do algoritmo, com velocidade razoável. O fator de inércia  $w$  pode ser calculado de acordo com a equação (151).

$$w = w_{max} - \left( \frac{w_{max} - w_{min}}{t_{max}} \right) t \quad (151)$$

Na equação (151), têm-se que:

- $w$  é o fator de inércia.
- $w_{max}$  e  $w_{min}$  são os valores máximos e mínimos do fator de inércia, cujos valores são atribuídos de acordo com o comportamento do problema.
- $t_{max}$  é o número máximo de iterações.
- $t$  é iteração corrente.

A equação da velocidade (149), agregado o fator de inércia, é apresentada na equação (152).

$$v_{ij}^{t+1} = wv_{ij}^t + \rho_1 r_{1j}^t (p_i^t - x_{ij}^t) + \rho_2 r_{2j}^t (p_g - x_{ij}^t) \quad (152)$$

O termo  $wv_{ij}^t$  na equação (152) é chamado de componente de inércia, o qual fornece uma memória da direção dos voos anteriores da partícula. Essa componente impede que as partículas mudem drasticamente de direção, propiciando que elas continuem na direção atual.

O termo  $\rho_1 r_{1j}^t (p_i^t - x_{ij}^t)$ , é chamado de componente cognitivo e mede o desempenho das partículas em relação às suas performances anteriores. Essa componente compõe a memória da melhor posição que a partícula  $i$  já percorreu durante seus voos. O efeito do termo cognitivo representa uma tendência dos indivíduos regressarem às posições que mais lhes satisfizeram no passado.

Ainda na equação (152), o termo  $\rho_2 r_{2j}^t (p_g - x_{ij}^t)$  é chamado de componente social e este mede a performance da partícula  $i$  em relação à sua vizinhança. O efeito da componente social influencia no voo da partícula, direcionando-a para a melhor posição global, ou seja, para a melhor posição encontrada por todos os agentes do enxame.

Os coeficientes de aceleração  $\rho_1$  e  $\rho_2$ , juntamente com os valores randômicos  $r_1$  e  $r_2$  ponderam a influência estocástica dos fatores cognitivo e social da velocidade da partícula,

respectivamente. A constante  $\rho_1$  expressa a confiança da partícula  $i$  em si mesma, enquanto que a constante  $\rho_2$  expressa o quanto a partícula  $i$  confia em sua vizinhança. Algumas propriedades a respeito de  $\rho_1$  e  $\rho_2$  devem ser analisadas:

- Quando  $\rho_1 = \rho_2 = 0$ , então todas as partículas continuam voando em sua velocidade corrente até atingir o limite do espaço de busca. Nesse caso, é muito provável que a solução do problema não seja encontrada. A partir da equação (152), a equação de atualização da velocidade é calculada como na equação (153).

$$v_{ij}^{t+1} = wv_{ij}^t \quad (153)$$

- Quando  $\rho_1 > 0$  e  $\rho_2 = 0$ , todas as partículas são independentes, ou seja, buscarão pelo ponto ótimo baseadas em suas próprias experiências. A velocidade de atualização nesse caso é dada pela equação (154).

$$v_{ij}^{t+1} = wv_{ij}^t + \rho_1 r_{1j}^t(p_i^t - x_{ij}^t), \quad (154)$$

Em caso contrário, quando  $\rho_1 = 0$  e  $\rho_2 > 0$ , então todas as partículas serão atraídas para um único ponto, isto é, para a melhor posição alcançada por todas as partículas do enxame. A velocidade de atualização é calculada pela equação (155).

$$v_{ij}^{t+1} = wv_{ij}^t + \rho_2 r_{2j}^t(p_g - x_{ij}^t). \quad (155)$$

- Quando  $\rho_1 = \rho_2$ , as partículas serão atraídas em direção a média de  $p_i^t$  e  $p_g$ .
- Quando  $\rho_1 \gg \rho_2$ , cada partícula é mais fortemente influenciada por sua melhor posição pessoal, podendo levar a uma convergência muito lenta do algoritmo. De maneira oposta, quando  $\rho_2 \gg \rho_1$ , então todas as partículas são influenciadas pela melhor posição global, ocasionando, em muitos dos problemas de otimização, em uma convergência prematura do algoritmo.

Portanto, do exposto anteriormente, fica evidente que os parâmetros  $\rho_1$  e  $\rho_2$  podem fortemente influenciar tanto no tempo de processamento do algoritmo, quanto na convergência do método. Bratton e Kennedy (2007) afirmam que o enxame de partículas pode convergir de forma lenta e sem garantia de convergência quando  $\rho_1 + \rho_2 < 4,0$ . Por outro lado, se  $\rho_1 + \rho_2 > 4,0$ , a convergência do método pode ser rápida e garantida. Para uma gama relativamente grande de aplicações de problemas de otimização é utilizado  $\rho_1 + \rho_2 = 4,0$ , sendo convencionalmente considerado que  $\rho_1 = \rho_2 = 2,0$ . No entanto, é possível ponderar a equação da velocidade para favorecer ou a melhor posição individual da partícula ou a melhor posição global do enxame.

O processo de modificação da equação de velocidade  $v_i$  é o coração do algoritmo PSO, forçando as partículas se moverem repetidas vezes através do espaço de busca até encontrar regiões mais promissoras. Sem modificar os valores de  $v_i$ , a partícula poderia simplesmente tomar medidas uniformes em linha reta e “explodir” através do espaço de busca.

A cada iteração, os valores anteriores de  $v_i$  tornam-se a energia (impulso) de uma partícula. Esta dinâmica é essencial no PSO, pois permite que os agentes escapem de ótimos locais. As velocidades das partículas são controladas pela velocidade máxima ( $v_{max}$ ), a qual é um parâmetro de extrema importância na determinação do valor ótimo da função objetivo, uma vez que, valores muito altos de  $v_{max}$  podem ultrapassar regiões que contenham boas soluções para o problema. Por outro lado, se o valor de  $v_{max}$  é muito pequeno, as partículas do PSO podem não explorar eficientemente as boas regiões, podendo levar ao aprisionamento dessas partículas em ótimos locais, tornando-as incapazes de se moverem suficientemente para deixar o ponto de mínimo e assim alcançar melhores posições no espaço de busca.

Então, na maioria dos problemas de otimização, o valor de  $v_i$  é fixado no intervalo  $[-v_{max}, v_{max}]$ , de forma a reduzir a probabilidade das partículas deixarem o espaço de busca. Se o limite mínimo e máximo de cada variável do problema é definido pelos limites  $[x_{min}, x_{max}]$ , então o valor de  $v_{max}$  é tipicamente ajustado pela equação (156), considerando que  $z$  se encontra entre os limites de 0,1 a 1,0. (BERGH, 2001).

$$v_{max} = z * x_{max} \quad (156)$$

Outros autores ainda utilizam  $v_{max}$  como sendo 20% da diferença entre o limite mínimo ( $x_{min}$ ) e máximo ( $x_{max}$ ) de cada variável no espaço de busca (TEBALDI; COELHO; JUNIOR, 2006; AYALA; MOLIN; COELHO, 2009). Desta forma, os limites impostos para  $v_i$  em cada iteração do processo de busca é:

Se  $v_i > v_{max}$ , então:  $v_i = v_{max}$ ,

Senão se  $v_i < -v_{max}$ , então:  $v_i = -v_{max}$ .

No tocante ao tamanho da população do enxame, este está relacionado com o espaço de busca. Se o tamanho da população é muito pequeno, é mais provável que o algoritmo convirja para um ponto de ótimo local, entretanto, se o tamanho da população é muito grande, o tempo computacional para a execução do algoritmo se torna muito elevado. De acordo com os trabalhos encontrados na literatura, um enxame com 20 a 50 partículas se mostra adequado para um grande número de problemas, garantindo uma boa convergência e um tempo computacional razoável (EBERHART; KENNEDY, 1995).

## 5.5 Utilização do PSO no Ajuste de Parâmetros dos Controladores Suplementares

Como foi apresentado no Capítulo 4 as estruturas de ambos os controladores ESP e POD são idênticas, possibilitando assim que os parâmetros desses controladores sejam calculados pelo algoritmo PSO de maneira similar. Para isso, além de um bom método de otimização, é imprescindível que a função objetivo forneça uma medida da proximidade da solução em relação ao conjunto de parâmetros que envolve o problema (ganhos e constantes de tempo). Esses parâmetros dos controladores podem ser conflitantes, ou seja, quando uns aumentam outros diminuem, porém, mesmo para essas situações, a função objetivo deve ser capaz de guiar o problema para uma boa solução.

Neste trabalho, duas funções objetivo foram utilizadas visando o fornecimento adicional de amortecimento aos modos locais e interárea do sistema. As duas funções objetivo fornecem a possibilidade de escolher quais e quantos modos serão alocados, podendo esses ser do tipo local e interárea. Para as duas funções objetivo propostas, basta ao operador do sistema definir um valor pré especificado de amortecimento, e o algoritmo PSO deverá fornecer parâmetros aos controladores suplementares de amortecimento que atendam as especificações do operador, interrompendo o processamento quando o critério de parada for atendido. O principal critério de parada do algoritmo é atingido quando todos os modos especificados pelo operador tenham amortecimento superior ao definido em projeto, e o segundo critério é atingido quando o número de iterações do algoritmo for maior que  $t_{max}$ .

A primeira função objetivo considerada é baseada nos trabalhos de Eslami et al. (2014). Para essa função objetivo, considere a ilustração da Figura 33 e a minimização da equação (157).

$$F_{O_1} = F_1 + F_2 = \sum_{\sigma_i \geq \sigma_{iesp}} (\sigma_{iesp} - \sigma_i)^2 + \sum_{\xi_i \geq \xi_{iesp}} (\xi_{iesp} - \xi_i)^2 \quad (157)$$

A equação (157) está sujeita as restrições (158), onde  $\sigma_{iesp} = \nu * \Im_m(\lambda_i)$ .

$$\begin{aligned} \sigma_i &\leq \sigma_{iesp} \\ \xi_i &\geq \xi_{iesp} \\ K_{min} &\leq K \leq K_{max} \\ T_{1min} &\leq T_1 \leq T_{1max} \\ T_{2min} &\leq T_2 \leq T_{2max} \end{aligned} \quad (158)$$

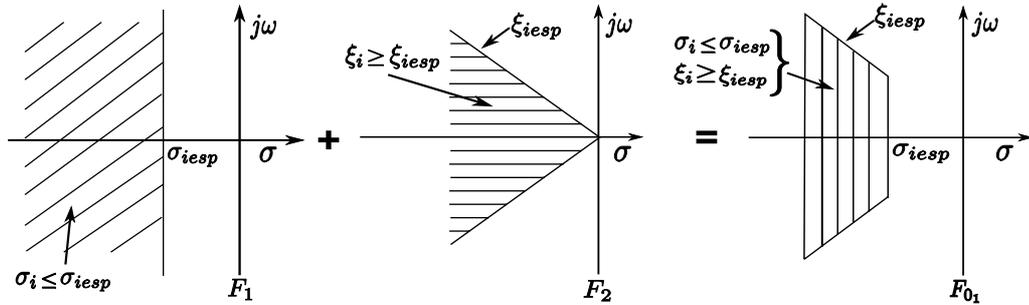
Nas restrições (158),  $\sigma_i$  é a parte real do  $i$ -ésimo autovalor de interesse ( $\lambda_i = \sigma_i \pm$

$j\omega_i$ ), associado ao  $i$ -ésimo modo oscilatório a ser amortecido. A constante  $\xi_i$  refere-se ao amortecimento desse mesmo autovalor de interesse, sendo obtida através da aplicação da equação (159), a qual foi apresentada no Capítulo 2.

$$\xi_i = -\frac{\sigma_i}{\sqrt{\sigma_i^2 + \omega_i^2}} \quad (159)$$

Para cada modo oscilatório de interesse deve ser estipulado somente o valor de  $\nu$ , que neste trabalho assume o valor de 0,05 e 0,1, quando o amortecimento especificado em projeto for de 5 e 10%, respectivamente. Além do parâmetro  $\nu$ , deve ser fornecido o valor do amortecimento especificado em projeto ( $\xi_{iesp}$ ). Já o ganho estático  $K$  apresentado nas restrições (158) assume  $K_{ESP}$  quando o controlador considerado for um ESP, ou  $K_{POD}$ , se o mesmo for referente a um POD.

Figura 33: Região do espaço desejada para os modos oscilatórios ( $F_{01}$ ).



Fonte: Elaborada pelo autor

A segunda função objetivo considerada neste trabalho é baseada no artigo de Aghazade, Kazemi e Alamuti (2010), sendo apresentada pela equação (160).

$$F_{O_2} = \sum_{i=1}^{np} \eta |\xi_{iesp} - \xi_i| \quad (160)$$

Na equação (160),  $\eta$  é um peso de ponderação que assume o valor de 0,10 para todas as simulações envolvendo essa função objetivo. Já o termo  $np$  refere-se ao número total de autovalores com amortecimento inferior a  $\xi_{iesp}$ , sendo este o valor de amortecimento especificado pelo operador do sistema. O amortecimento de cada um dos autovalores do sistema ( $\xi_i$ ) é obtido pela aplicação da equação (159).

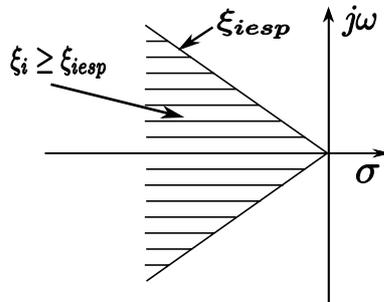
A minimização da equação (160) realizada pelo PSO, sujeita as restrições (161), impõe o posicionamento dos autovalores com amortecimento inferior a  $\xi_{iesp}$  à região apresentada pela Figura 34.

$$\begin{aligned} \sigma_i &\leq 0 \\ \xi_i &\geq \xi_{iesp} \\ K_{min} &\leq K \leq K_{max} \end{aligned} \quad (161)$$

$$T_{1_{min}} \leq T_1 \leq T_{1_{max}}$$

$$T_{2_{min}} \leq T_2 \leq T_{2_{max}}$$

Figura 34: Região do espaço desejada para os autovalores de interesse ( $F0_2$ ).



Fonte: Elaborada pelo autor

## 5.6 Conclusões do Capítulo

Neste capítulo foram apresentados os métodos de ajuste dos parâmetros dos controladores suplementares de amortecimento utilizados neste trabalho. Dois métodos clássicos já consagrados na literatura foram apresentados. O primeiro método clássico apresentado é conhecido como método dos resíduos, e se baseia na função de transferência em malha aberta do sistema, sendo utilizado para ajustar de forma individual os parâmetros dos controladores ESP e POD do sistema elétrico de potência. O segundo método apresentado, tem a característica principal de realizar um ajuste coordenado entre controladores ESP e POD. A inicialização desse método de ajuste é realizado pelo método dos resíduos, e sua principal vantagem é o posicionamento dos polos de interesse para um determinado ponto pré especificado do semiplano complexo.

O terceiro e último método apresentado, baseia-se em uma metáfora do comportamento social que inicialmente surgiu a partir de observações de grupos de animais na natureza, tais como bandos de pássaros e cardumes de peixes. Esse método de otimização destaca-se por sua simplicidade computacional, seu baixo tempo de processamento e pelos bons resultados fornecidos na alocação de polos para uma determinada região do semiplano complexo. Para esse método de ajuste, duas funções objetivo foram propostas, sendo que seus desempenhos serão avaliados no decorrer do próximo capítulo.

## Capítulo 6

# Simulações e Resultados

### 6.1 Introdução

ESTE capítulo aborda os resultados e as consequentes análises obtidas a partir das simulações computacionais dos dispositivos e das técnicas de ajuste clássicas e otimizada apresentadas nos capítulos precedentes. Todas as simulações foram conduzidas em três sistemas multimáquinas teste bastante explorados na literatura. O desenvolvimento computacional foi realizado em ambiente MATLAB<sup>®</sup>, por programação direta dos algoritmos e equações, sem auxílio de qualquer *toolbox*. As simulações foram realizadas em um computador com processador Intel Core I7 2,9 GHz com 8,0 GB (1600 MHz DDR3) de memória RAM. As análises realizadas consistem em avaliar o desempenho dinâmico do dispositivo GUPFC frente à estabilidade a pequenas perturbações e, também, no tocante a análise de regime permanente do sistema elétrico de potência, já que o modelo apresentado fornece essa possibilidade.

A eficiência do GUPFC será avaliada em dois sistemas multimáquinas que apresentem problemas típicos de operação, tais como, tensões abaixo de valores aceitáveis e instabilidade causada pelo baixo coeficiente de amortecimento. Também será avaliada a capacidade de gerenciamento e controle de fluxos de potência realizado pelo GUPFC, verificando sua potencialidade em solucionar problemas referentes à importação/exportação de energia elétrica e referentes ao congestionamento de fluxos de potência que afetam a integridade (limites térmicos) das linhas de transmissão e outros componentes dos sistemas de potência. O GUPFC também foi avaliado na diminuição das perdas do sistema transmissão e na melhoria do perfil de tensão do sistema. Como será abordado, esse dispositivo foi utilizado para controlar a tensão do barramento comum de instalação e mais quatro fluxos de potências ativa e reativa em duas linhas de transmissão do sistema. Ao se realizar uma compensação reativa nas linhas de transmissão em que foi instalado, o GUPFC pouco influenciou no desempenho dinâmico do sistema, porém, com a inclusão de

um controlador suplementar de amortecimento (POD) à sua malha de controle o mesmo apresentou um grande potencial para a manutenção da estabilidade de ângulo em sistemas de potência.

Todos os sistemas teste analisados apresentam modos locais de oscilação, possibilitando a verificação do modelo implementado para os dispositivos ESPs. Como será visto com mais detalhes no decorrer do capítulo, o amortecimento eficiente dos modos locais e interárea do SEP somente será possível se os ganhos e as constantes de tempo dos controladores suplementares de amortecimento forem devidamente ajustados. Por esse motivo, as técnicas de ajuste implementadas serão avaliadas no fornecimento de parâmetros que melhorem os limites de estabilidade dos sistemas, uma vez que parâmetros mal calculados podem causar conflitos paramétricos e levar o sistema a instabilidade (caso o sistema seja estável), ou ainda, não fornecer amortecimento suficiente para levá-lo a estabilidade (caso o sistema esteja em um ponto de operação instável).

A inserção de amortecimento adicional ao sistema pelos controladores ESPs e POD está condicionada aos sinais de entrada/saída utilizados para cada controlador. Neste trabalho adotou-se a filosofia de empregar sinais locais para os controladores, ou seja, o ESP processará o sinal de velocidade angular do gerador em que está instado, enquanto que o POD processará o sinal do fluxo de potência ativa da linha de transmissão adjacente a instalação do dispositivo FACTS considerado. A saída do ESP será utilizada para modular a tensão de campo do gerador síncrono ( $E_{fd_k}$ ), enquanto que a saída do controlador POD modulará a componente em quadratura ( $V_{pj}$ ) do conversor secundário do dispositivo GUPFC.

No que se refere ao amortecimento do sistema elétrico de potência fornecido pelos controladores ESPs e POD, são consideradas neste trabalho quatro faixas de operação do sistema, a saber:

1. **Faixa crítica:** Quando o sistema apresenta amortecimento inferior a 3%, o que indica baixa margem de estabilidade a pequenas perturbações (o sistema opera em uma condição onde pequenas variações paramétricas ou topológicas podem produzir instabilidade).
2. **Faixa de alerta:** Quando o sistema elétrico de potência possui amortecimento superior a 3% e inferior a 5% (o sistema opera com uma faixa de amortecimento que deve ser monitorada constantemente).
3. **Faixa segura:** Quando o sistema apresenta amortecimento superior a 5% e inferior a 10%, indicando uma margem segura de operação frente à estabilidade a pequenas perturbações.



oscilatórios locais instáveis, ou seja, o sistema apresenta amortecimento negativo e sua operação não seria possível sem a resolução desse preocupante problema de instabilidade.

A instabilidade desse sistema pode ser verificada através da análise das raízes da equação característica do modelo do sistema, ou seja, pela análise dos autovalores dominantes da matriz de estados do SEP, conforme mostrado na Tabela 1 (nesta tabela também são mostrados as frequências naturais não amortecidas  $\omega_n$  e os coeficientes de amortecimento  $\xi$ , associados aos autovalores dominantes).

Conforme se pode analisar pela Tabela 1, o sistema Sul Brasileiro Reduzido possui 9 modos oscilatórios locais (reconhecidos através de suas frequências típicas - 0,8 a 2,0 Hz), sendo 5 desses modos instáveis (possuem parte real positiva), o que caracteriza o sistema como instável para o ponto de operação considerado (caso base). Como todos os modos oscilatórios são do tipo local, a solução proposta para esse problema é a inclusão de controladores ESPs nos geradores síncronos do sistema, de maneira a fornecer amortecimento adicional aos modos instáveis.

Tabela 1: Autovalores dominantes, frequências e coeficientes de amortecimento (caso base).

Modos	Autovalores	$\omega_n$ (Hz)	$\xi$ (pu)
1	$-0,2899 \pm j 9,8108$	1,5614	0,02954
2	$-0,1359 \pm j 9,7452$	1,5510	0,01395
3	$-0,0496 \pm j 8,7489$	1,3924	0,00567
4	$0,1504 \pm j 8,1299$	1,2939	<b>-0,01850</b>
5	$-0,0177 \pm j 7,8457$	1,2487	0,00226
6	$0,0772 \pm j 6,2803$	0,9995	<b>-0,01230</b>
7	$0,1022 \pm j 7,3050$	1,1626	<b>-0,01399</b>
8	$0,0841 \pm j 6,8031$	1,0828	<b>-0,01236</b>
9	$0,0395 \pm j 7,0809$	1,1270	<b>-0,00558</b>

Para verificar quais geradores possuem maior participação sobre os modos instáveis do sistema são apresentados na Tabela 2 os fatores de participação associados a cada modo com parte real positiva do SEP.

Tabela 2: Fatores de participação dos geradores sobre os modos instáveis do sistema.

Modos	$ \Delta\omega_{(1-10)} $									
	G1	G2	G3	G4	G5	G6	G7	G8	G9	G10
4	0,00663	3,044e-5	0,000193	<b>0,25434</b>	0,2277	0,000603	0,000769	0,00192	0,000501	0,000646
6	0,02196	0,069695	<b>0,225240</b>	0,03450	0,0233	0,002608	0,003451	0,00706	0,093886	0,019886
7	<b>0,40022</b>	0,000550	0,006553	0,01540	0,0568	0,002673	0,003689	0,00809	0,010961	0,018323
8	0,00605	0,020618	0,173060	0,00466	0,0044	0,003328	0,004531	0,00933	<b>0,271620</b>	0,002792
9	0,00834	0,001067	0,006939	0,00577	0,0211	0,087332	0,116010	<b>0,24710</b>	0,017935	0,008286

Dos fatores de participação apresentados na Tabela 2, verifica-se que o modo oscilatório 4 está associado ao gerador 4 (G4), o modo de oscilação 6 com o gerador 3, o modo local 7 com G1, o modo 8 com o gerador G9 e, por fim, o modo de oscilação 9 com o gerador G8. Instalando-se os ESPs nesses geradores (G1, G3, G4, G8 e G9) e fazendo-se uso da técnica clássica dos resíduos e da técnica de otimização PSO considerando as funções objetivo  $F_{01}$  e  $F_{02}$ , obtêm-se os valores de ganhos e constantes de tempo apresentados na Tabela 3.

Tabela 3: Parâmetros obtidos pelo método dos resíduos e PSO (5 ESPs).

Controladores	Resíduos			PSO $F_{01}$			PSO $F_{02}$		
	$K_{PSS}$	$T_1$	$T_2$	$K_{PSS}$	$T_1$	$T_2$	$K_{PSS}$	$T_1$	$T_2$
ESP1	3,8826	0,1869	0,1002	4,6071	0,2124	0,03835	5,0468	0,16477	0,04517
ESP3	15,665	0,1814	0,1397	5,9285	0,2502	0,09101	6,4265	0,19182	0,07502
ESP4	5,3717	0,1836	0,0824	5,2755	0,1980	0,05310	5,0698	0,19008	0,09165
ESP8	10,839	0,1780	0,1120	4,9528	0,2140	0,09131	6,5137	0,16230	0,05057
ESP9	12,156	0,1841	0,1174	5,9550	0,2061	0,08904	7,3434	0,13624	0,06338

Para se obter os valores de ganhos e constantes de tempo apresentados na Tabela 3, foram considerados os dados mostrados na Tabela 4 para a inicialização do algoritmo PSO.

Tabela 4: Valores iniciais das variáveis do algoritmo PSO.

População	25
$\rho_1$	1,8
$\rho_2$	2,2
$\xi_{des}$	0,1
$t_{max}$	100
$w_{min} - w_{max}$ (equação 151)	0,4 - 1,2
$K_{PSS_{min}} - K_{PSS_{max}}$	1,0 - 5,0
$T_{1_{min}} - T_{1_{max}}$	0,01 - 0,20
$T_{2_{min}} - T_{2_{max}}$	0,01 - 0,10

Os dados da Tabela 4 foram utilizados para as duas funções objetivo e para todas as simulações envolvendo o algoritmo PSO no sistema teste Sul Brasileiro. A partir dos valores dos ganhos e das constantes de tempo apresentados na Tabela 3, chegam-se nos autovalores dominantes e coeficientes de amortecimento ( $\xi$ ) obtidos após a inclusão dos controladores ESPs nas máquinas geradoras 1, 3, 4, 8 e 9, cujos valores são listados na Tabela 5.

Analisando os autovalores da Tabela 5, verifica-se que o sistema elétrico que antes era instável (ver Tabela 1) para o ponto de operação considerado, passa a ser estável

após a inclusão dos controladores ESPs. Como é apresentado na Tabela 5, os modos oscilatórios 4, 6, 7, 8 e 9, passaram a ter coeficiente de amortecimento superior a 10%, ou seja, passaram a operar dentro da faixa desejada de amortecimento ( $\xi \geq 10\%$ ), tanto para o projeto realizado pelo resíduos, como pelo método PSO utilizando as duas funções objetivo propostas.

Como pode ser visto na Tabela 5, o método dos resíduos forneceu parâmetros aos controladores ESPs que levaram o modo oscilatório 9 a um amortecimento muito superior ao valor desejado ( $\xi_{des} = 0,1$  pu), embora que em seu projeto individual (somente ESP-9 atuante no sistema) o mesmo tenha fornecido amortecimento de 0,1944 pu. Verifica-se então que os outros controladores ESPs contribuíram fortemente no deslocamento desse modo oscilatório.

Tabela 5: Autovalores dominantes e coeficientes de amortecimento após instalação de 5 ESPs nos geradores do sistema de potência.

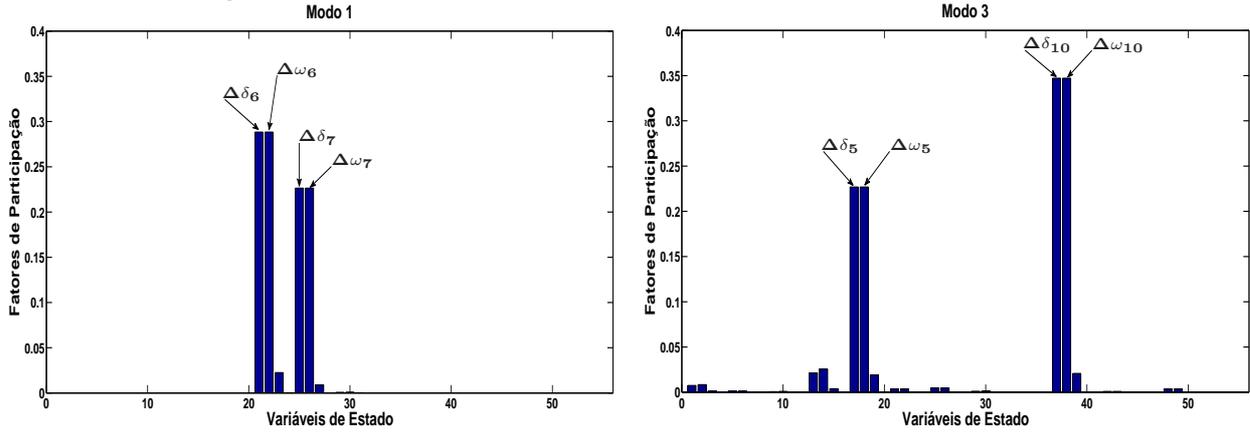
Modo	Resíduos		PSO - $F_{0_1}$		PSO - $F_{0_2}$	
	Autovalor	$\xi$ (pu)	Autovalor	$\xi$ (pu)	Autovalor	$\xi$ (pu)
1	$-0,2951 \pm j9,8400$	0,02998	$-0,29412 \pm j9,8404$	0,02988	$-0,2937 \pm j9,8395$	0,02983
2	$-0,5339 \pm j7,6234$	0,06987	$-0,34868 \pm j7,3709$	0,04725	$-1,2272 \pm j8,3909$	<b>0,14471</b>
3	$-0,0825 \pm j8,5616$	0,00963	$-0,04431 \pm j8,5731$	0,00517	$-0,0822 \pm j8,5445$	0,00962
4	$-1,3704 \pm j7,5986$	<b>0,17749</b>	$-0,89269 \pm j6,9726$	<b>0,12699</b>	$-0,9194 \pm j7,7317$	<b>0,11809</b>
5	$-0,3031 \pm j7,3342$	0,04129	$-0,38205 \pm j7,5798$	0,05034	$-0,3719 \pm j7,6207$	0,04875
6	$-1,8707 \pm j6,5255$	<b>0,27558</b>	$-0,60410 \pm j5,6638$	<b>0,10606</b>	$-0,5989 \pm j5,8838$	<b>0,10128</b>
7	$-0,8809 \pm j7,5232$	<b>0,11631</b>	$-0,86437 \pm j6,1487$	<b>0,13921</b>	$-0,9517 \pm j6,5846$	<b>0,14305</b>
8	$-1,0991 \pm j6,4956$	<b>0,16683</b>	$-0,68215 \pm j6,2469$	<b>0,10855</b>	$-0,6745 \pm j6,4553$	<b>0,10392</b>
9	$-5,7576 \pm j6,6678$	<b>0,65356</b>	$-1,84610 \pm j8,6114$	<b>0,20961</b>	$-0,7485 \pm j7,1851$	<b>0,10361</b>

Observa-se também pela Tabela 3, que no geral, o método PSO forneceu valores de ganhos para os controladores ESPs inferiores aos fornecidos pelo método dos resíduos (exceto para o ESP-1), mostrando um menor esforço dos controladores ESPs para se conseguir o mesmo objetivo. Pela Tabela 5 se pode comprovar que o método PSO utilizando a função objetivo  $F_{0_1}$  também forneceu um amortecimento relativamente superior ao desejado para o modo oscilatório 9, enquanto que para a função objetivo  $F_{0_2}$  o modo 9 apresenta amortecimento bem próximo ao desejado. Para a função objetivo  $F_{0_2}$ , os parâmetros fornecidos pelo PSO amorteceram corretamente todos os modos de interesse e também o modo de oscilação 2, que não foi definido em projeto. O tempo de processamento pelo PSO para fornecer os dados apresentados na Tabela 3 foi de 13,94 segundos para a função objetivo  $F_{0_1}$  e de 15,74 segundos para a função objetivo  $F_{0_2}$ .

Por fim, observa-se pela Tabela 5 que embora o sistema apresente amortecimento

dentro da faixa desejada de operação para os modos 4, 6, 7, 8 e 9, este sistema ainda apresenta dois modos pouco amortecidos (modos 1 e 3), ou seja, operante dentro da faixa crítica de amortecimento, o que pode ocasionar a instabilidade se o sistema for submetido a um distúrbio de maior intensidade. A solução para esse problema seria a inclusão de mais dois controladores ESPs nos geradores com maior participação sobre esses modos criticamente amortecidos. A Figura 36 mostra as variáveis de estado que estão associadas aos modos oscilatórios 1 e 3 do sistema.

Figura 36: Fatores de participação sobre os modos críticos do sistema.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Avaliando a Figura 36, se observa que as máquinas que possuem maior participação nos modos críticos 1 e 3 são os geradores 6 e 10, respectivamente. Instalando os ESPs nessas máquinas síncronas e realizando novamente o projeto desses controladores através do método dos resíduos e do método PSO (utilizando os mesmos dados de inicialização da Tabela 4), chegou-se aos valores de ganhos e constantes de tempo para os 7 controladores ESPs, conforme apresenta a Tabela 6.

Tabela 6: Parâmetros obtidos pelo método dos resíduos e PSO (7 ESPs).

Controladores	Resíduos			PSO $F_{0_1}$			PSO $F_{0_2}$		
	$K_{PSS}$	$T_1$	$T_2$	$K_{PSS}$	$T_1$	$T_2$	$K_{PSS}$	$T_1$	$T_2$
ESP1	3,883	0,1869	0,10025	4,112	0,2007	0,07965	2,609	0,2167	0,05339
ESP3	15,665	0,1814	0,13973	6,773	0,2010	0,07679	6,946	0,2167	0,06993
ESP4	5,372	0,1836	0,08238	6,369	0,1823	0,07528	5,150	0,1758	0,05228
ESP6	2,566	0,1161	0,08938	4,683	0,1388	0,06829	4,312	0,1986	0,06875
ESP8	10,839	0,1780	0,11203	4,830	0,2166	0,05732	6,101	0,1962	0,07386
ESP9	12,156	0,1841	0,11736	6,513	0,1921	0,07915	6,040	0,2198	0,06602
ESP10	2,290	0,1735	0,07527	4,889	0,1686	0,09505	2,069	0,2062	0,05609

O tempo de processamento do PSO para obter os parâmetros da Tabela 6 foram 19,08 segundos para a função  $F_{0_1}$  e 23,17 segundos para a função objetivo  $F_{0_2}$ .

Substituindo os valores de ganhos e constantes de tempo apresentados na Tabela 6 nos respectivos ESPs das máquinas geradoras do sistema e realizando novas simulações,

obtêm-se os autovalores dominantes e coeficientes de amortecimento ( $\xi$ ) apresentados na Tabela 7.

Tabela 7: Autovalores dominantes e coeficientes de amortecimento após instalação de 7 ESPs nos geradores do sistema de potência.

Modo	Resíduos		PSO - $F_{0_1}$		PSO - $F_{0_2}$	
	Autovalor	$\xi$ (pu)	Autovalor	$\xi$ (pu)	Autovalor	$\xi$ (pu)
<b>1</b>	$-0,7636 \pm j9,9131$	<b>0,07680</b>	$-0,9305 \pm j9,2154$	<b>0,10046</b>	$-0,9418 \pm j9,1130$	<b>0,10280</b>
2	$-0,3717 \pm j8,0772$	0,04597	$-0,4042 \pm j7,9601$	0,05071	$-0,2717 \pm j8,0115$	0,03390
<b>3</b>	$-1,7138 \pm j8,0582$	<b>0,20802</b>	$-2,5571 \pm j8,2293$	<b>0,29674</b>	$-2,1773 \pm j7,0957$	<b>0,29334</b>
4	$-0,6411 \pm j7,5956$	<b>0,08411</b>	$-1,9358 \pm j7,9935$	<b>0,23537</b>	$-1,3589 \pm j7,4037$	<b>0,18053</b>
5	$-0,4606 \pm j7,3214$	0,06279	$-0,2789 \pm j7,5592$	0,03688	$-0,2466 \pm j7,5117$	0,03281
<b>6</b>	$-1,8717 \pm j6,5242$	<b>0,27576</b>	$-0,6297 \pm j5,8050$	<b>0,10785</b>	$-0,5864 \pm j5,6524$	<b>0,10318</b>
7	$-1,0641 \pm j7,3302$	<b>0,14367</b>	$-1,3121 \pm j6,8251$	<b>0,18878</b>	$-0,6925 \pm j6,6247$	<b>0,10397</b>
<b>8</b>	$-1,0863 \pm j6,4869$	<b>0,16516</b>	$-0,7377 \pm j6,2204$	<b>0,11777</b>	$-0,6198 \pm j5,9583$	<b>0,10347</b>
<b>9</b>	$-5,6813 \pm j6,4990$	<b>0,65816</b>	$-0,7379 \pm j6,5180$	<b>0,11249</b>	$-0,7265 \pm j6,7720$	<b>0,10667</b>

Pela Tabela 7 se pode verificar que o método de ajuste PSO forneceu para as duas funções objetivo amortecimento superior a 10% para os modos 1 e 3 que antes apresentavam amortecimento criticamente amortecido. Já o método dos resíduos, embora tenha fornecido amortecimento superior a 10% para cada um dos controladores ESPs no projeto individual, quando colocados em operação de forma conjunta, apresentaram amortecimento inferior ao desejado para os modos 1 e 4. Isso mostra um desempenho conflitante entre os controladores para esse caso, ou seja, um controlador está influenciando negativamente no desempenho do outro. Embora haja o conflito, o sistema operando com os parâmetros fornecidos pelo método dos resíduos encontra-se dentro da faixa segura de operação para todos os modos oscilatório, exceto para o modo 2, que possui amortecimento dentro da faixa de alerta, porém este se mostra bem amortecido ( $\xi = 0,04597$  pu), não afetando o desempenho dinâmico do sistema.

De forma similar, o sistema operando com os parâmetros encontrados pelo PSO também possuem pelo menos um modo oscilatório dentro da faixa de alerta. O modo local 5, por exemplo, possui amortecimento inferior (para as duas funções objetivo) ao encontrado pelo método dos resíduos. Dessa forma, com o objetivo de validar o método PSO e as funções objetivo  $F_{0_1}$  e  $F_{0_2}$ , é proposto a inclusão dos ESPs em todas as unidades geradoras do sistema, de maneira a manter o sistema sob estudo operando dentro da faixa desejada de amortecimento, sem a necessidade de um constante monitoramento dos modos críticos. A Tabela 8 apresenta os parâmetros dos 10 controladores para as três técnicas anteriormente analisadas.

Tabela 8: Parâmetros obtidos pelo método dos resíduos e PSO (10 ESPs).

Controladores	Resíduos			PSO $F_{0_1}$			PSO $F_{0_2}$		
	$K_{PSS}$	$T_1$	$T_2$	$K_{PSS}$	$T_1$	$T_2$	$K_{PSS}$	$T_1$	$T_2$
ESP1	3,883	0,1869	0,10025	3,6024	0,2225	0,08697	5.1048	0,2431	0.04647
ESP2	4,745	0,1554	0,10452	3,7693	0,1609	0,07465	4.7658	0,1584	0.04965
ESP3	15,665	0,1814	0,13973	6,6042	0,2169	0,06993	6.3131	0,2008	0.09099
ESP4	5,372	0,1836	0,08238	5,0277	0,1837	0,07783	3.9617	0,1763	0.05688
ESP5	5,939	0,1854	0,08159	1,2072	0,2182	0,08622	4.9165	0,2014	0.07365
ESP6	2,566	0,1161	0,08938	2,5245	0,1622	0,07373	5.1297	0,2082	0.07324
ESP7	4,783	0,1139	0,09245	3,1223	0,1135	0,06850	3.8943	0,1807	0.06752
ESP8	10,839	0,1780	0,11203	4,7899	0,2123	0,06209	6.6750	0,2759	0.05882
ESP9	12,156	0,1841	0,11736	5,5842	0,2097	0,07115	3.4249	0,2220	0.08519
ESP10	2,290	0,1735	0,07527	4,8899	0,1111	0,06213	3.0050	0,2284	0.06042

Para a função objetivo  $F_{0_1}$  o tempo gasto de simulação foi de 8,29 segundos e para a função objetivo  $F_{0_2}$  o tempo de processamento foi de 10,86 segundos, o que mostra a rapidez do método PSO para a resolução desse tipo de problema de otimização. O menor tempo gasto para essa simulação se deve ao fato da não necessidade de localização dos autovalores de interesse a cada iteração do algoritmo PSO. Com os valores de ganhos e constantes de tempo apresentados na Tabela 8, novas simulações foram realizadas e os autovalores de interesse, bem como os coeficientes de amortecimento a eles associados são listados na Tabela 9.

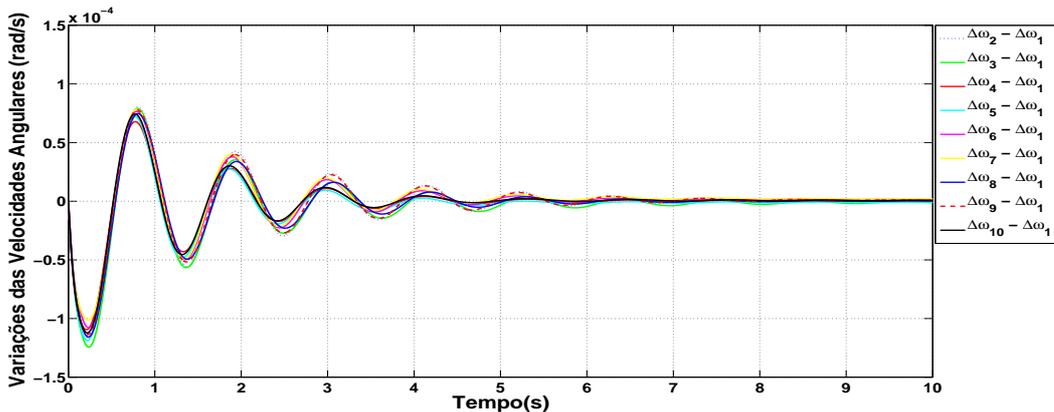
Analisando a Tabela 9, se verifica que o sistema elétrico de potência opera dentro da faixa desejada de amortecimento tanto para o método dos resíduos, como para o método de ajuste PSO, evidenciando uma grande margem de estabilidade a pequenas perturbações. Portanto, pelos resultados apresentados fica evidente que o método PSO pode ser utilizado para o correto ajuste dos parâmetros dos controladores do sistema, apresentando resultados satisfatórios no que se refere ao fornecimento adicional de amortecimento, com um baixo custo computacional e baixo tempo de processamento.

Tabela 9: Autovalores dominantes e coeficientes de amortecimento após instalação de ESPs em todos os geradores do sistema.

Modo	Resíduos		PSO - $F_{0_1}$		PSO - $F_{0_2}$	
	Autovalor	$\xi$ (pu)	Autovalor	$\xi$ (pu)	Autovalor	$\xi$ (pu)
<b>1</b>	-1,6532 ± j10,1170	<b>0,1613</b>	-1,8204 ± j9,4484	<b>0,1892</b>	-2,0702 ± 7,3069	<b>0,27259</b>
<b>2</b>	-4,7495 ± j11,7840	<b>0,3738</b>	-1,7988 ± j8,0614	<b>0,2178</b>	-1,2919 ± 6,5748	<b>0,19281</b>
<b>3</b>	-1,8174 ± j8,4654	<b>0,2099</b>	-1,8522 ± j8,6407	<b>0,2096</b>	-1,8562 ± 7,2389	<b>0,24838</b>
<b>4</b>	-1,9850 ± j7,5512	<b>0,2542</b>	-0,8784 ± j7,8661	<b>0,1109</b>	-1,3843 ± 7,2680	<b>0,18711</b>
<b>5</b>	-1,6333 ± j7,5702	<b>0,2109</b>	-0,9949 ± j7,1479	<b>0,1377</b>	-0,9408 ± 6,9311	<b>0,13451</b>
<b>6</b>	-1,8680 ± j6,5349	<b>0,2748</b>	-0,5693 ± j5,6639	<b>0,1000</b>	-0,6453 ± 5,9938	<b>0,10705</b>
<b>7</b>	-1,0629 ± j7,1033	<b>0,1479</b>	-1,0801 ± j6,8231	<b>0,1563</b>	-0,6878 ± 5,7573	<b>0,11863</b>
<b>8</b>	-0,9469 ± j6,2451	<b>0,1499</b>	-0,6134 ± j6,0856	<b>0,1003</b>	-0,6491 ± 6,2612	<b>0,10312</b>
<b>9</b>	-0,8885 ± j7,0917	<b>0,1243</b>	-0,6745 ± j6,6047	<b>0,1016</b>	-0,8396 ± 5,6417	<b>0,14721</b>

Como todo sistema elétrico de potência é continuamente submetido a pequenas variações de cargas, com os consequentes ajustes na geração, é apresentado na Figura 37 as variações das velocidades angulares de todas as unidades geradoras do sistema em relação à variação da velocidade angular da máquina geradora 1, onde se aplicou um degrau positivo de 10% em sua potência mecânica.

Figura 37: Variações das velocidades angulares das máquinas do sistema.



Fonte: Elaborada pelo autor.

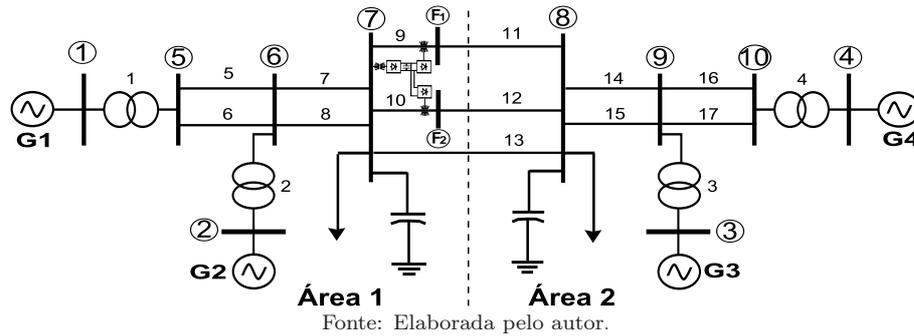
A perturbação na potência mecânica da máquina 1, se equivale a um pequeno ajuste na geração, causado por um pequeno aumento na carga do sistema. Como se pode verificar pela Figura 37, o sistema se mostrou bem amortecido após a perturbação do sistema (os resultados são similares para os três métodos apresentados na Tabela 9), evidenciando graficamente sua alta margem de estabilidade a pequenas perturbações.

A vantagem de se utilizar o método PSO, quando comparado com o método dos resíduos, é que o projeto é realizado de forma conjunta, com um baixo tempo de processamento e sem possíveis problemas de conflitos entre os vários controladores do sistema. Também se pode observar pela Tabela 8 que, em geral, os valores de ganhos fornecidos pelo método PSO são inferiores aos fornecidos pelo método dos resíduos, o que mostra um menor esforço dos controladores para se obter resultados muito satisfatórios.

### 6.3 Sistema Simétrico de Duas Áreas

O segundo sistema teste considerado neste trabalho permite estudar os fatores que influenciam os modos interárea de oscilação, já que o mesmo é composto por duas áreas simétricas conectadas por três longas linhas de transmissão paralelas com alta reatância indutiva. Esse fato contribui para o aparecimento de um modo interárea de oscilação, ocasionando o indesejado problema de instabilidade. Na Figura 38 é apresentado o diagrama unifilar do sistema em questão, com o local de instalação do GUPFC, o qual será utilizado para resolver os problemas que afetam a operação desse sistema teste.

Figura 38: Diagrama unifilar do Sistema Simétrico de Duas Áreas.



Conforme apresenta a Figura 38, esse sistema é composto por 4 geradores, 12 barras (incluindo as duas barras fictícias  $F_1$  e  $F_2$ ) e 17 ramos (incluindo os ramos 9 e 10 que representam as reatâncias dos transformadores de acoplamento do GUPFC), sendo que os dados das barras (incluindo o carregamento), do sistema de transmissão, dos geradores, dos RATs e do fluxo de potência convergido para a condição operacional considerada (caso base) estão descritos no Anexo B, podendo ser encontrados também em (SAUER; PAI, 1998).

O caso base neste trabalho é a condição onde os valores das reatâncias dos transformadores de acoplamento ( $X_{in}$ , com  $n = j, k$ ) já estão consideradas no sistema e se encontram entre a barra comum de instalação (barra 7) e as barras fictícias ( $F_1$  e  $F_2$ ) adicionadas ao SEP, com valores de 0,01 pu. Essa situação pode ser dita em outras palavras como sendo a condição em que o GUPFC está incluso no sistema, porém o mesmo não exerce o controle da tensão no barramento comum de instalação e nem o controle dos fluxos de potência ativa e potência reativa nas linhas de transmissão que o dispositivo pode controlar. Para essa condição, as variáveis do GUPFC são apresentadas na Tabela 10.

Tabela 10: Valores das variáveis da estrutura de controle do GUPFC para o caso base.

Variáveis da Estrutura do GUPFC				
$V_{pj}$ (pu)	$V_{qj}$ (pu)	$V_{pk}$ (pu)	$V_{qk}$ (pu)	$i_q$ (pu)
2,6825e-08	-1,0721e-06	2,6825e-08	-1,0721e-06	5,96e-05

Verifica-se pela Tabela 10 que as variáveis que representam os conversores do GUPFC são muito pequenas e, por isso, não exercem o controle da tensão do barramento comum de instalação ( $Q_{sh} = 0$ ) e nem o controle dos fluxos de potência ativa e potência reativa que o GUPFC pode controlar.

A partir do ponto de operação considerado como caso base (ver Anexo B) são calculados os autovalores da matriz de estado do SEP, sendo que os de interesse (dominantes) são apresentados na Tabela 11, assim como as frequências de oscilação ( $\omega_n$ ) e os coeficientes de amortecimento ( $\xi$ ) associados.

Tabela 11: Autovalores dominantes, frequências naturais e coeficientes de amortecimento do caso base - sistema simétrico de duas áreas.

Modos	Autovalores	$\omega_n$ (Hz)	$\xi$ (pu)
L1	$-0,3465 \pm j6,3432$	1,0095	0,05454
L2	$-0,3074 \pm j5,8142$	0,9254	0,05279
I1	$0,0172 \pm j4,2794$	0,6811	-0,00403

Conclui-se dos resultados mostrados na Tabela 11 que para o caso base o sistema apresenta três modos eletromecânicos de oscilação, sendo dois locais (frequência na faixa de 0,7 Hz a 2,0 Hz) e um modo de oscilação interárea (frequência entre 0,2 Hz e 0,8 Hz), o qual é responsável pela instabilidade oscilatória do mesmo. Também pela Tabela 41 do Anexo B, se pode verificar que, para o caso base, o sistema simétrico de duas áreas apresenta tensões fora dos limites aceitáveis de operação (barra 7 com tensão inferior a 0,95 pu), o que pode causar ou desencadear um problema de instabilidade de tensão se uma perturbação de maior intensidade ocorrer no sistema.

Analisando os dados mostrados nas Tabelas 11 e 41, verifica-se que o sistema, embora de pequeno porte, possui dois problemas que devem ser solucionados para sua correta e segura operação. O primeiro e mais crítico é o da instabilidade oscilatória causado pelo modo interárea, o qual inviabiliza a sua operação. O segundo, e não menos importante, deve-se a um declínio de tensão em uma das barras do sistema (barra 7 que possui valor de tensão igual a 0,937 pu). Para resolver esses dois problemas, é proposta a instalação de um GUPFC equipado com um controlador POD a fim de controlar a tensão da barra 7, os fluxos de potências ativa e reativa nas linhas de transmissão 11 e 12 e, além disso, fornecer amortecimento suplementar ao modo crítico de oscilação do SEP (modo interárea).

A escolha do local de instalação do GUPFC (barra 7), deve-se ao fato que essa barra possui o pior perfil de tensão do sistema. Além disso, é um local onde as linhas de transmissão que ligam as barras 7 e 8 possuem uma alta reatância indutiva (quando comparadas às demais), possibilitando uma maior margem de compensação reativa pelo GUPFC. Um outro motivo, é o fato desse local permitir uma maior liberdade de controle do dispositivo GUPFC, já que o mesmo possui uma linha de transmissão de folga (linha 13 que não é controlada). Como o fluxo de potência ativa flui da área 1 para a área 2 do sistema, esses fluxos serão controlados nas linhas de transmissão 11 e 12, podendo ser aumentados ou diminuídos devido a troca de potencia ativa entre os conversores do GUPFC, o que permitiria, por exemplo, um descongestionamento das linhas controladas (caso os limites térmicos das linhas estivessem acima dos valores permitidos).

Sabendo-se que a mudança nos valores de referência do controle da tensão e dos fluxos de potências ativa e reativa realizado pelo GUPFC causa variações nos valores dos parâmetros do controlador POD, deve-se primeiramente solucionar o problema do declínio

de tensão na barra 7. Para validar o modelo do GUPFC não serão impostas restrições quanto à capacidade de compensação reativa nas linhas de transmissão que o dispositivo controla, nem da capacidade de injeção de potência reativa no barramento comum de instalação do GUPFC.

Os valores de ganhos e constantes de tempo da estrutura de controle do GUPFC (controladores PI) foram considerados fixos para todas as simulações realizadas nesse trabalho, sendo os dados apresentados na Tabela 12 (ganhos em pu e constantes de tempo em segundos).

Tabela 12: Ganhos e constantes de tempo dos controladores PI do GUPFC.

Variáveis do Sistema de Controle do GUPFC				
$K_{P1} = 0,50$	$K_{P2} = 0,50$	$K_{P3} = 0,50$	$K_{P4} = 0,50$	$K_r = 100$
$T_{I1} = 0,10$	$T_{I2} = 0,10$	$T_{I3} = 0,10$	$T_{I4} = 0,10$	$T_r = 0,005$

Na Tabela 13 são apresentados os valores das magnitudes e ângulos de fase das tensões de todas as barras do sistema para três casos analisados. No caso 1 é considerado o ajuste da tensão da barra 7 em 1,0 pu e são especificados os valores dos fluxos de potências ativa e reativa nas linhas que o GUPFC controla iguais aos valores encontrados no caso base (o GUPFC não modifica os fluxos de potências ativa e reativa nas linhas de transmissão 11 e 12). No caso 2 é mantido a tensão da barra 7 em 1,0 pu e os valores dos fluxos de potência ativa nas linhas de transmissão 11 e 12 são incrementados em 10% dos valores encontrados no caso base. Já os fluxos de potência reativa nas linhas controladas pelo GUPFC são aumentados em 80% dos valores do caso base. Para o caso 3, é suposto um congestionamento dos fluxos de potência ativa nas linhas controladas pelo GUPFC, ou seja, os limites térmicos das linhas de transmissão 11 e 12 são violados quando os valores dos fluxos de potência ativa tornam-se maiores que 60 MW (caso hipotético). Para que os limites térmicos não sejam alcançados, trazendo danos ou desgastes prematuros nas linhas de transmissão e/ou componentes do sistema, o GUPFC deve manter os fluxos de potência ativa nas linhas controladas em 60 MW. Ainda para o caso 3, os fluxos de potência reativa nas linhas controladas também foram considerados 80% maiores do que os valores encontrados para o caso base, porém, foram especificados em sentidos opostos (o GUPFC tem a capacidade de realizar a inversão dos fluxos de potência reativa nas linhas de transmissão em que exerce o controle).

Analisando os valores listados na Tabela 13, conclui-se que o controlador GUPFC conseguiu para todos os casos analisados manter a tensão da barra 7 em 1,0 pu, conforme se almejava. Para manter a tensão em 1,0 pu para o caso 1, o controlador GUPFC forneceu através do seu conversor em derivação uma injeção de potência reativa de 306,12 MVar. Já para o caso 2, o dispositivo GUPFC forneceu ao sistema (pelo conversor

VSC1) uma potência reativa de 258,63 MVar. Embora esse valor tenha sido menor do que o fornecido para o caso 1, o aumento de 80% nos fluxos de potência reativa para as linhas controladas, levou a uma diminuição da tensão da barra 8 do sistema, deixando-a com magnitude inferior ao limite mínimo permitido (0,95 pu).

Entretanto, para o caso 3, o GUPFC forneceu ao sistema através de seu conversor em derivação uma injeção de potência reativa de 415,73 MVar. A especificação dos fluxos de potência reativa 80% maiores do que os valores encontrados para o caso base e, em sentidos opostos, levou a um aumento da tensão barra 8 do sistema, o que contribuiu para se obter o melhor perfil de tensão dos três casos analisados. Por meio de simulações adicionais (não mostradas no trabalho) verificou-se que o aumento ou a diminuição dos fluxos de potência ativa pelo GUPFC causa pouco (ou quase nenhum) impacto sobre as tensões do sistema. A injeção de potência reativa pelo conversor em derivação do GUPFC para os três casos analisados está de acordo com os valores encontrados na literatura em estudos do UPFC. Nesses casos, a contribuição do conversor em derivação do UPFC se situa na faixa de 100 MVar a 475 MVar (GYUGYI et al., 1995; UZUNOVIC et al., 2001).

Tabela 13: Magnitudes e ângulos das tensões para os três casos analisados.

Barras	Caso 1		Caso 2		Caso 3	
	Mag. das	Ang. das	Mag. das	Ang. das	Mag. das	Ang. das
	Tensões	Tensões	Tensões	Tensões	Tensões	Tensões
1	1,030	8,008	1,030	6,105	1,030	9,547
2	1,010	-1,605	1,010	-3,507	1,010	-0,067
3	1,010	-10,261	1,010	-10,353	1,010	-10,111
4	1,030	0,000	1,030	0,000	1,030	0,000
5	1,015	3,454	1,015	1,551	1,015	4,992
6	0,999	-6,345	0,999	-8,247	0,999	-4,806
<b>7</b>	<b>1,000</b>	-14,305	<b>1,000</b>	-16,207	<b>1,000</b>	-12,767
<b>8</b>	<b>0,960</b>	-23,462	<b>0,949</b>	-23,674	<b>0,988</b>	-23,044
9	0,979	-15,000	0,974	-15,092	0,993	-14,850
10	1,008	-4,697	1,006	-4,709	1,012	-4,692
$F_1$	-	-	-	-	-	-
$F_1$	-	-	-	-	-	-

Na Tabela 14 são apresentados os fluxos de potência ativa (em MW) e reativa (em MVar) controlados pelo GUPFC nas linhas de transmissão 11 e 12 do sistema para os casos 2 e 3. Os valores das cargas ativas e reativas que estão presentes nas barras 7 e 8 do sistema e as respectivas injeções shunts estão apresentadas na Tabela 41 do Anexo B, enquanto que na Tabela 15 é apresentada a geração de potências ativa e reativa do sistema antes e após a inclusão do dispositivo GUPFC.

Conclui-se da análise dos dados da Tabela 14 que os fluxos de potências ativa e reativa nas linhas de transmissão 11 e 12 foram controlados corretamente, já que os valores especificados pelo operador foram  $P_{refn} = 0,712$  pu e  $Q_{refn} = -0,38514$  pu (com  $n = j, k$ ), para o caso 2 e  $P_{refn} = 0,60$  pu e  $Q_{refn} = 0,38514$  pu para o caso 3. Pelas Tabelas 41 e 14, pode-se realizar uma análise do controle dos fluxos de potência ativa nas linhas de transmissão 11 e 12 após a inclusão do GUPFC, onde verifica-se que o dispositivo não fornece potência ativa ao sistema (restrição de invariância de potência ativa do GUPFC) e sim transfere através dos conversores série e shunt a potência ativa de uma das linhas do sistema elétrico (linha de transmissão 13). Com os dados apresentados na Tabela 14 se pode realizar o balanço nodal de potência ativa nas barras 7 e 8 do sistema e, desta forma, validar o controle dos fluxos realizado pelo GUPFC.

Tabela 14: Fluxos de potências ativa e reativa controlados pelo GUPFC.

Linha De - Para	Sem GUPFC				Caso 2				Caso 3			
	$P_{km}$	$Q_{km}$	Perdas		$P_{km}$	$Q_{km}$	Perdas		$P_{km}$	$Q_{km}$	Perdas	
			(P)	(Q)			(P)	(Q)			(P)	(Q)
6 - 7	688,427	132,228	10,480	104,795	689,319	-27,258	9,533	95,327	689,318	-26,963	9,533	95,334
6 - 7	688,427	132,228	10,480	104,795	689,319	-27,258	9,533	95,327	689,318	-26,963	9,533	95,334
<b>F<sub>1</sub> - 8</b>	64,728	-21,397	1,055	10,555	<b>71,200</b>	<b>-38,514</b>	1,608	16,078	<b>60,000</b>	<b>38,514</b>	1,261	12,607
<b>F<sub>2</sub> - 8</b>	64,728	-21,397	1,055	10,555	<b>71,200</b>	<b>-38,514</b>	1,608	16,078	<b>60,000</b>	<b>38,514</b>	1,261	12,607
7 - 8	67,438	-22,067	1,152	11,530	58,172	4,666	0,842	8,428	80,570	-11,697	1,434	14,331
9 - 8	701,195	91,876	10,511	105,107	699,797	102,234	10,554	105,538	699,113	3,963	9,920	99,205
9 - 8	701,195	91,876	10,511	105,107	699,797	102,234	10,554	105,538	699,113	3,963	9,920	99,205

No que se refere às perdas de potências ativa e reativa do sistema de transmissão pode-se observar pela Tabela 15 que a geração de potência ativa após a inclusão do controlador GUPFC diminuiu aproximadamente 2,8 MW para o caso 2 e 5,43 MW para o caso 3, mostrando a contribuição positiva do GUPFC na diminuição das perdas de transmissão do SEP. Verifica-se também pela Tabela 15 que em ambos os casos analisados a geração de potência reativa também diminuiu, o que era de se esperar, já que o controlador GUPFC tem a capacidade de fornecer potência reativa ao sistema por meio de seu banco armazenador de energia (banco de capacitores instalados entre os conversores do GUPFC).

Tabela 15: Geração de potências ativa e reativa do sistema, antes e após a instalação do GUPFC.

Sem GUPFC		Caso 2		Caso 3	
$P_G$ (MW)	$Q_G$ (MVar)	$P_G$ (MW)	$Q_G$ (MVar)	$P_G$ (MW)	$Q_G$ (MVar)
2826,26	931,84	2823,47	613,06	2820,83	402,42

Solucionado um dos problemas que inviabilizavam a operação do sistema, é agora investigado a potencialidade do GUPFC no amortecimento das oscilações eletromecânicas do SEP. Para os três casos analisados anteriormente são calculados os autovalores da matriz de estado, sendo os de interesse apresentados na Tabela 16, assim como os respectivos coeficientes de amortecimento ( $\xi$ ) associados.

Tabela 16: Autovalores dominantes e coeficientes de amortecimento dos casos analisados.

Modo	Caso 1		Caso 2		Caso 3	
	Autovalor	$\xi$ (pu)	Autovalor	$\xi$ (pu)	Autovalor	$\xi$ (pu)
<b>L1</b>	$-0,4884 \pm j6,4726$	<b>0,07524</b>	$-0,4876 \pm j6,4705$	<b>0,07514</b>	$-0,4910 \pm j6,4776$	<b>0,07558</b>
<b>L2</b>	$-0,3235 \pm j5,8112$	0,05558	$-0,3014 \pm j5,8108$	0,05180	$-0,3825 \pm j5,8380$	0,06539
<b>I1</b>	$0,0249 \pm j4,3586$	<b>-0,00570</b>	$0,0205 \pm j4,2918$	<b>-0,00477</b>	$0,0356 \pm j4,5227$	<b>-0,00787</b>

Comparando os resultados apresentados nas Tabelas 11 e 16, verifica-se que a manutenção da tensão do barramento comum de instalação do GUPFC em 1,0 pu, influenciou positivamente no amortecimento do modo local L1. Entretanto, a compensação reativa realizada nas linhas de transmissão que o dispositivo controla pouco contribuiu para o amortecimento do modo local L2 e do modo interárea I1. Para esse último, o controle do barramento comum de instalação do GUPFC e dos fluxos de potências ativa e reativa realizado pelo controlador contribuiu para fornecer amortecimento negativo ao modo interárea, isto é, o deixou ainda menos amortecido.

Para fornecer amortecimento suplementar ao modo interárea, um controlador suplementar de amortecimento (POD) é incluso à malha de controle do GUPFC, de forma a modular a tensão em quadratura do conversor secundário ( $V_{pj}$ ) do GUPFC e, assim, inserir amortecimento ao sistema. O projeto do controlador POD foi realizado através das técnicas clássicas e otimizada apresentadas no capítulo anterior, ou seja, através do método dos resíduos, do método coordenado DMC e do método de otimização PSO, utilizando as duas funções objetivo propostas. O sinal de entrada escolhido para o controlador POD foi o fluxo de potência ativa da linha de transmissão 7 (ver Figura 38), que é um sinal disponível localmente. Para se realizar o projeto do controlador POD, considerou-se o caso 3, o qual fornece o melhor perfil de tensão do sistema e soluciona o problema hipotético de congestionamento dos fluxos de potência ativa nas linhas controladas pelo GUPFC. Na Tabela 17 são apresentados os valores dos ganhos (em pu) e das constantes tempo (em segundos) para o controlador POD, tendo especificado em projeto um amortecimento que levasse o modo interárea a operar dentro da faixa desejada de operação.

Tabela 17: Ganhos e constantes de tempo do controlador POD (Sistema simétrico de duas áreas).

Constantes	Métodos Clássicos		Método Otimizado	
	Resíduo	DMC	$F_{0_1}$	$F_{0_2}$
$K_{POD}$	1,5626	1,4461	1,0193	1,1057
$T_1$	0,1554	0,1589	0,1091	0,1478
$T_2$	0,3147	0,3147	0,1829	0,2213

Para se obter as constantes apresentadas na Tabela 17, o tempo de processamento do algoritmo PSO foi de 7,35 segundos para a função objetivo  $F_{0_1}$  e de 9,17 para a função objetivo  $F_{0_2}$ , utilizando como inicialização do algoritmo PSO os parâmetros apresentados na Tabela 18.

Tabela 18: Valores iniciais das variáveis do algoritmo PSO (Sistema de duas áreas)

População	25
$\rho_1$	1,8
$\rho_2$	2,2
$\xi_{des}$	0,1
$t_{max}$	100
$w_{min} - w_{max}$ (equação 151)	0,4 - 1,2
$K_{POP_{min}} - K_{POD_{max}}$	0,1 - 3,0
$T_{1_{min}} - T_{1_{max}}$	0,01 - 0,30
$T_{2_{min}} - T_{2_{max}}$	0,01 - 0,30

A partir dos valores de ganhos e constantes de tempo do controlador POD apresentados na Tabela 17, se pode obter os autovalores de interesse, assim como as frequências ( $\omega_n$ ) e os coeficientes de amortecimento ( $\xi$ ) associados, conforme apresentado na Tabela 19.

Tabela 19: Autovalores dominantes, frequências e coeficientes de amortecimento após instalação do conjunto GUPFC/POD.

Métodos Clássicos							
Resíduos				DMC			
Modos	autovalores	$\omega_n$	$\xi$	Modos	autovalores	$\omega_n$	$\xi$
L1	-0,5001 ± j6,4712	1,0299	0,07704	L1	-0,4995 ± j6,4715	1,0300	0,07695
L2	-0,3827 ± j5,8317	0,9281	0,06548	L2	-0,3827 ± j5,8321	0,9282	0,06547
<b>I1</b>	-0,4846 ± j4,4694	0,7113	<b>0,10780</b>	<b>I1</b>	-0,4484 ± j4,4613	0,7100	<b>0,10000</b>
Método Otimizado							
PSO - $F_{0_1}$				PSO - $F_{0_2}$			
Modos	autovalores	$\omega_n$	$\xi$	Modos	autovalores	$\omega_n$	$\xi$
L1	-0,49905 ± j6,4697	1,0297	0,07691	L1	-0,4982 ± j6,4683	1,0295	0,07679
L2	-0,38153 ± j5,8319	0,9282	0,06528	L2	-0,3807 ± j5,8320	0,9282	0,06515
<b>I1</b>	-0,43608 ± j4,3307	0,6892	<b>0,10019</b>	<b>I1</b>	-0,4389 ± j4,2830	0,6817	<b>0,10195</b>

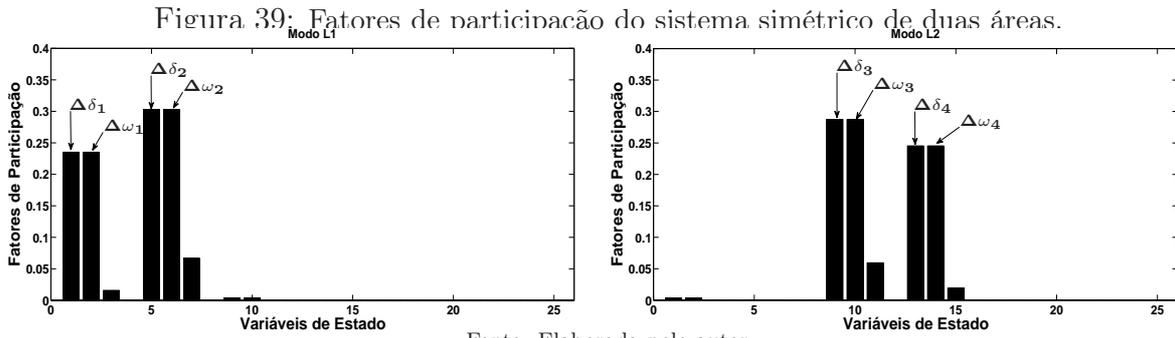
Analisando a Tabela 19, pode-se verificar que todos os métodos apresentaram amortecimento igual ou superior a 10%, conforme especificado em projeto. Comparando as Tabelas 16 e 19, observa-se que para todos os métodos utilizados, a frequência (parte imaginária do autovalor de interesse) e o amortecimento dos modos locais (L1) e (L2) pouco se modificaram, o que era de se esperar, já que o projeto foi realizado para o modo interárea de oscilação. Também se pode comprovar pela Tabela 19 que o amortecimento fornecido pelo conjunto GUPFC/POD levou o sistema (antes instável) a operar com elevada margem de estabilidade, garantindo sua operação dentro da faixa desejada de operação (somente para o modo interárea).

Como se pode verificar, o método dos resíduos forneceu o maior amortecimento ao modo interárea e, em contrapartida, seu amortecimento foi o que mais se distanciou do valor especificado em projeto (0,1 pu). Já o método DMC apresentou um amortecimento exatamente igual ao especificado, mostrando sua eficiência no posicionamento do autovalor desejado. Verifica-se pela Tabela 19, que as constantes de tempo  $T_2$  são iguais tanto para o método do resíduo, quanto para o método DMC. Esse fato deve-se à inicialização dos parâmetros do DMC que são especificados a partir do método dos resíduos, para uma posterior solução através do método de Newton-Raphson das equações não lineares que são geradas no desenvolvimento do DMC. Como respostas da solução dessas equações não lineares são obtidos os valores dos ganhos ( $K$ ) e das constantes de tempo ( $T_1$ ) que satisfazem o posicionamento dos autovalores de interesse. Observa-se ainda pela Tabela 19, que o método de otimização PSO forneceu bons resultados para as duas funções objetivo propostas, com um tempo de processamento bastante reduzido e valores de ganhos menores (ver Tabela 17), comprovando mais uma vez a eficiência desse método de ajuste.

A partir dos dados apresentados nas Tabelas 13, 14 e 19, verifica-se que os três problemas do sistema (considerando o caso 3) que inviabilizavam sua operação foram solucionados utilizando somente o conjunto GUPFC/POD. Dos dados mostrados na Tabela 13 conclui-se que o perfil de tensão do sistema ficou dentro da faixa específica de operação ( $\pm 5\%$  do valor nominal), enquanto que na Tabela 14 é mostrada a solução do problema de congestionamento dos fluxos de potência ativa que violavam os limites térmicos das linhas controladas. Por fim, na Tabela 19 são mostrados que os modos locais L1 e L2 ficaram com amortecimento dentro da faixa segura de operação, enquanto que o modo interárea ficou com amortecimento dentro da faixa desejada de operação. Desta forma, o sistema em questão está totalmente apto a operar dentro das especificações adotadas, possuindo uma boa margem de estabilidade a pequenas perturbações.

Porém, se o objetivo fosse que o mesmo operasse somente dentro da faixa desejada de operação, seria necessária a instalação de controladores ESPs nos geradores que mais influenciam nos modos locais L1 e L2. Na Figura 36 são mostradas as variáveis de estado

que estão associadas aos modos oscilatórios L1 e L2 do sistema.



Da Figura 39 conclui-se que os geradores G2 e G3 são os que apresentam as maiores participações sobre os modos locais de oscilação L1 e L2, respectivamente. Assim, para garantir que todos os modos oscilatórios do sistema fiquem dentro da faixa desejada de amortecimento, esses geradores deverão ser equipados com controladores ESPs. Na Tabela 20 são apresentados os valores de ganhos e constantes de tempo obtidos a partir das técnicas clássicas e otimizada, levando em consideração as duas funções objetivo propostas no trabalho.

Tabela 20: Ganhos e constantes de tempo dos controladores ESPs e POD (Sistema de duas áreas).

Métodos Clássicos						
Controladores	Resíduos			DMC		
	$K$	$T_1$	$T_2$	$K$	$T_1$	$T_2$
ESP2	0,7957	0,2213	0,11051	0,6063	0,2254	0,11051
ESP3	1,5762	0,2383	0,12257	1,5650	0,2184	0,12257
POD	1,4354	0,1554	0,31522	1,3505	0,1585	0,31522
Método Otimizado						
Controladores	PSO - $F_{0_1}$			PSO - $F_{0_2}$		
	$K$	$T_1$	$T_2$	$K$	$T_1$	$T_2$
ESP2	1,2352	0,1999	0,1127	0,7031	0,2392	0,0502
ESP3	1,4813	0,2212	0,0835	1,6884	0,2408	0,0729
POD	1,2947	0,0834	0,2249	1,7962	0,1938	0,1867

O tempo de processamento do algoritmo PSO para obter os parâmetros dos controladores ESPs e POD apresentados na Tabela 20 foram de 9,47 e 12,09 segundos para as funções  $F_{0_1}$  e  $F_{0_2}$ , respectivamente. Os dados apresentados na Tabela 18 foram novamente utilizados na inicialização do algoritmo PSO, incluindo as restrições dos limites mínimos e máximos dos ganhos e das constantes de tempo dos controladores ESPs, que foram consideradas iguais a do controlador POD, apresentadas na Tabela 18.

Os autovalores de interesse da matriz de estado do sistema, frequências naturais e coeficientes de amortecimento são apresentados na Tabela 21, sendo obtidos a partir das

simulações realizadas com os parâmetros da Tabela 20, considerando a atuação dos ESPs nos geradores G2 e G3, além da atuação do conjunto GUPFC/POD.

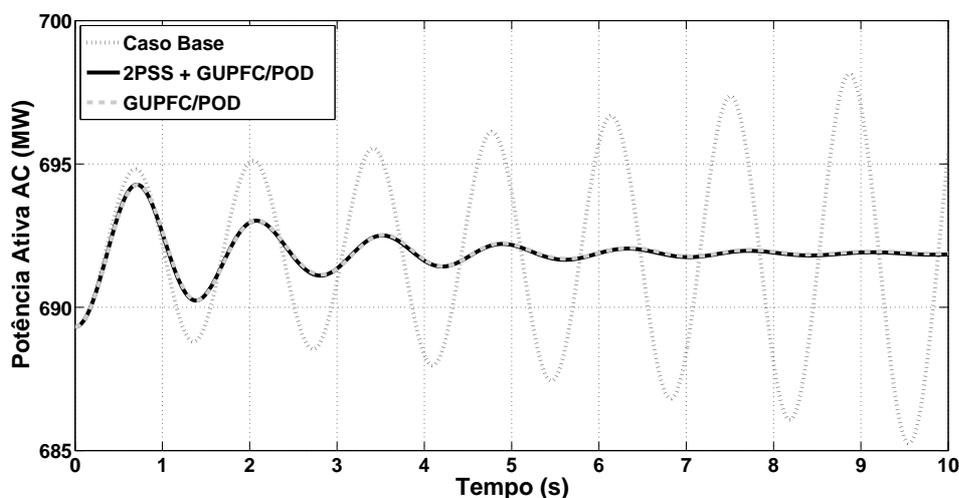
Analisando os dados apresentados na Tabela 21 observa-se um aumento da margem de estabilidade do sistema quando o mesmo passa a operar com os três controladores suplementares de amortecimento. O sistema desloca-se para a faixa desejada de operação, o que lhe garante uma operação mais segura e confiável do ponto de vista da estabilidade a pequenas perturbações. Como é observado pela Tabela 21, o método que forneceu o maior controle sobre o posicionamento dos autovalores de interesse novamente foi o DMC, que apresentou um erro muito baixo ( $\approx 0,06\%$ ). Ainda pela Tabela 21, pode-se verificar que os métodos clássicos e o método otimizado, utilizando a função objetivo  $F_{0_1}$  pouco influenciaram nas frequências dos modos oscilatório. Entretanto, os parâmetros fornecidos pela função objetivo  $F_{0_2}$  foram os que mais modificaram as frequências dos modos oscilatórios de interesse, porém, essa pequena alteração nas frequências dos modos oscilatórios em nada compromete a integridade da operação do sistema.

Tabela 21: Autovalores dominantes, frequências e coeficientes de amortecimento após instalação dos ESPs e do conjunto GUPFC/POD.

Métodos Clássicos							
Resíduos				DMC			
Modos	autovalores	$\omega_n$	$\xi$	Modos	autovalores	$\omega_n$	$\xi$
<b>L1</b>	$-0,69265 \pm j6,4599$	1,0281	<b>0,10661</b>	<b>L1</b>	$-0,6497 \pm j6,4610$	1,0283	<b>0,10005</b>
<b>L2</b>	$-0,60802 \pm j5,7924$	0,9219	<b>0,10439</b>	<b>L2</b>	$-0,5851 \pm j5,8178$	0,9259	<b>0,10006</b>
<b>I1</b>	$-0,48274 \pm j4,4722$	0,7118	<b>0,10732</b>	<b>I1</b>	$-0,4491 \pm j4,4662$	0,7108	<b>0,10006</b>
Método Otimizado							
PSO - $F_{0_1}$				PSO - $F_{0_2}$			
Modos	autovalores	$\omega_n$	$\xi$	Modos	autovalores	$\omega_n$	$\xi$
<b>L1</b>	$-0,7649 \pm j6,4916$	1,0332	<b>0,11702</b>	<b>L1</b>	$-0,6484 \pm j6,2962$	1,0021	<b>0,10245</b>
<b>L1</b>	$-0,5907 \pm j5,7268$	0,9114	<b>0,10261</b>	<b>L2</b>	$-0,6031 \pm j5,6582$	0,9005	<b>0,10599</b>
<b>I1</b>	$-0,5288 \pm j4,5781$	0,7286	<b>0,11475</b>	<b>I1</b>	$-0,4711 \pm j3,5943$	0,5720	<b>0,12997</b>

Na Figura 40 são mostradas as variações dos fluxos de potência ativa na linha de transmissão 7 do sistema (ver Figura 38), cujo sinal foi utilizado como entrada para modulação da tensão em quadratura do conversor secundário do GUPFC através do controlador POD. Nas curvas são apresentadas as variações da potência ativa para três condições operativas, a saber: a condição do caso base, a condição em que somente o conjunto GUPFC/POD está operante no sistema e, por fim, a condição onde os controladores ESPs e POD estão atuando simultaneamente no fornecimento de amortecimento ao sistema. Para as duas últimas condições, os parâmetros utilizados foram obtidos pelo método DMC, já que este apresentou o maior controle sobre os modos oscilatórios de interesse. As curvas foram obtidas aplicando-se uma perturbação de 10% na potência mecânica da máquina geradora 1, de forma a analisar os efeitos que essa perturbação causaria no SEP.

Figura 40: Variações da potência ativa na linha de transmissão que alimentou o controlador POD.



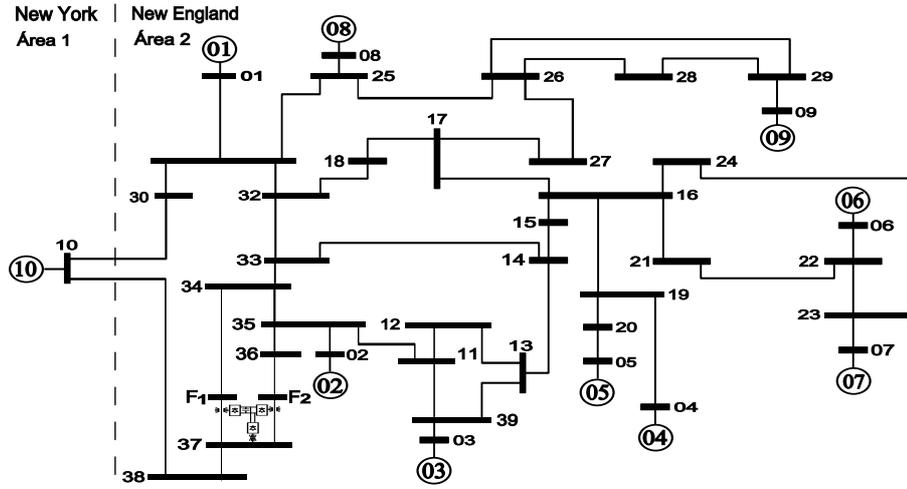
Fonte: Elaborada pelo autor.

Como se pode verificar pela Figura 40 o sistema que antes era instável para a condição do caso base passa a ser bem amortecido para as outras duas condições apresentadas. Entretanto, como se observa pela Figura 40, a inclusão dos controladores ESPs nos geradores 2 e 3, pouco (ou quase nada) contribuíram para deixar o sistema mais amortecido, o que era de se esperar, já que antes da inclusão desses controladores os modos oscilatórios L1 e L2 já apresentavam um elevado amortecimento, estando esses operantes dentro da faixa segura de operação. Pode-se concluir então que somente a inclusão do conjunto GUPFC/POD seria suficiente para manter o sistema operando dentro dos limites térmicos aceitáveis, com um excelente perfil de tensão e com uma boa margem de estabilidade a pequenas perturbações. Na próxima seção será avaliada a atuação do controlador GUPFC instalado em um sistema de maior porte.

## 6.4 Sistema New England

A metodologia proposta nos capítulos anteriores é, por fim, aplicada a um sistema de médio porte, conhecido na literatura como sistema *New England*. Esse sistema é composto de 10 gerados, 41 barras (incluindo duas barras fictícias) e 48 ramos (incluindo os transformadores de acoplamento do GUPFC), cujo diagrama unifilar é apresentado na Figura 41. Os dados das barras (incluindo o carregamento), do sistema de transmissão, dos geradores, dos RATs e do fluxo de potência convergido para a condição operacional considerada (caso base) estão descritos no Anexo B, podendo ser encontrados também em (ARAUJO; ZANETA, 2001).

Figura 41: Diagrama unifilar do sistema New England.



Fonte: Elaborada pelo autor.

De acordo com a Figura 41 nota-se a existência de duas áreas distintas neste sistema, onde a área 1 corresponde ao sistema *New York*, o qual é representado de maneira compacta pelo gerador equivalente 10 e a área 2 diz respeito ao sistema *New England*. Para o sistema representado na Figura 41, o caso base é a condição em que as duas barras fictícias já estão inclusas no SEP e as reatâncias dos transformadores de acoplamento são consideradas entre a barra comum de instalação do GUPFC e as duas barras fictícias adicionadas no SEP, com valor de 0,01 pu. Como será visto com mais detalhes, a barra comum de instalação para esse sistema é a barra 37 e os fluxos de potências ativa e reativa serão controlados nas linhas de transmissão que ligam as barras fictícias  $F_1$  e  $F_2$  às barras 34 e 36 do SEP.

Para o ponto de operação considerado como caso base são calculados os autovalores da matriz de estado, sendo que os autovalores dominantes são apresentados na Tabela 22, assim como as frequências de oscilação ( $\omega_n$ ) e os coeficientes de amortecimento ( $\xi$ ) associados.

Tabela 22: Autovalores dominantes, frequências naturais e coeficientes de amortecimento do caso base - sistema New England

Modos	Autovalores	$\omega_n$ (Hz)	$\xi$ (pu)
1	$-0,23991 \pm j8,3089$	1,3224	0,02886
2	$-0,18243 \pm j8,2638$	1,3152	0,02207
3	$-0,26413 \pm j8,0833$	1,2865	0,03265
4	$-0,21159 \pm j7,1667$	1,1406	0,02951
5	$0,08495 \pm j6,8481$	<b>1,0899</b>	<b>-0,01240</b>
6	$0,17187 \pm j5,9122$	<b>0,9409</b>	<b>-0,02906</b>
7	$0,12512 \pm j6,3553$	<b>1,0115</b>	<b>-0,01968</b>
8	$-0,10873 \pm j6,4507$	1,0267	0,01685
9	$0,00424 \pm j3,5049$	<b>0,5578</b>	<b>-0,00121</b>

Analisando os autovalores listados na Tabela 22 pode-se afirmar que para a condição

do caso base o sistema apresenta quatro modos de oscilação instáveis, sendo três modos locais (modos 5, 6 e 7) e um modo interárea (modo 9), os quais são responsáveis pela instabilidade oscilatória do sistema.

Observa-se também pela Tabela 37 do Anexo B, que esse sistema apresenta um perfil de tensão fora dos valores aceitáveis (abaixo de 0,95 pu), com as magnitudes das tensões das barras 12, 15, 33, 34, 36 e 37 abaixo de 0,95 pu, o que pode ocasionar ou desencadear, em casos de contingências, o problema de instabilidade de tensão.

Considerando os resultados apresentados nas Tabelas 22 e 37, pode-se concluir que esse sistema possui três problemas que devem ser solucionados. O primeiro problema consiste em manter as tensões de todas as barras dentro de uma faixa aceitável de operação ( $\pm 5\%$  do valor nominal). O segundo problema refere-se ao fornecimento de amortecimento ao modo de oscilação interárea, enquanto que o terceiro e último problema consiste em amortecer as oscilações devido aos modos locais instáveis.

Para resolver os dois primeiros problemas é proposta a utilização do conjunto GUPFC/POD para realizar uma compensação reativa no sistema e, desta forma, aumentar os níveis de tensão das barras deficientes do sistema. Além disso, o conjunto também deverá fornecer amortecimento adicional ao modo interárea. Para a solução do terceiro problema é proposta a inclusão de ESPs nas máquinas geradoras que possuem os maiores fatores de participação sobre os modos locais de oscilação.

Sabe-se da literatura que a melhor localização para instalação dos dispositivos FACTS visando o amortecimento das oscilações eletromecânicas de baixa frequência pode ser obtida através da análise dos resíduos da função de transferência de malha aberta (FTMA) do controlador FACTS a ser inserido no sistema (HUANG et al., 2000). Porém, nesse trabalho, o local de instalação do GUPFC foi ditado por fatores técnicos, já que o mesmo dispositivo deve atender a mais de um problema simultaneamente. Sendo assim, o local de instalação do conjunto GUPFC/POD foi ditado pelos seguintes aspectos operativos: (1) local próximo às barras que apresentaram magnitudes de tensão abaixo de 0,95 pu (barras deficientes do sistema); e (2) local que atende a condição (1) e que possui controlabilidade e observabilidade sobre o modo de oscilação interárea de interesse.

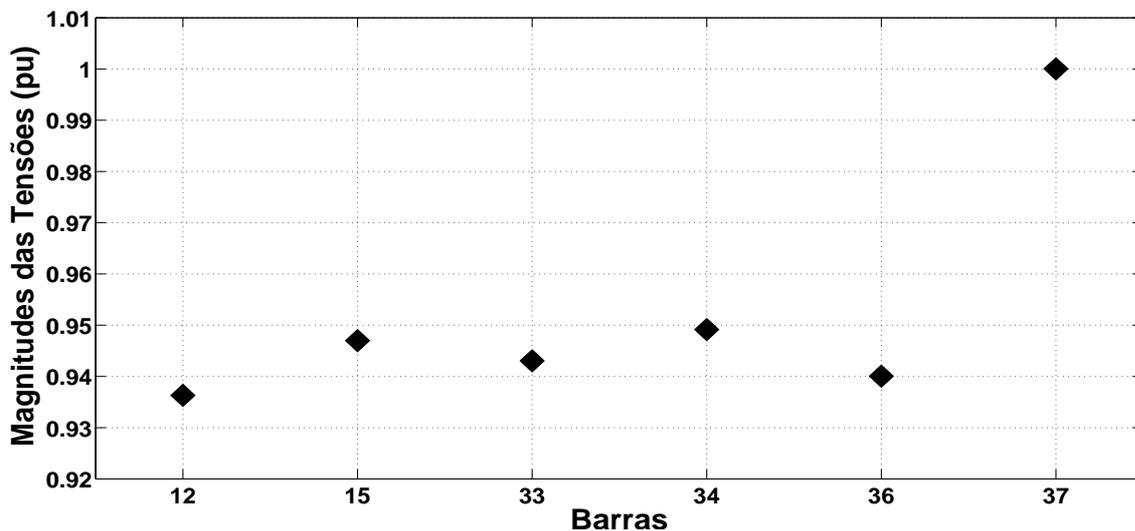
Um local que atende os dois requisitos é a barra 37, já que esta possui o segundo pior perfil de tensão do sistema (ver Tabela 37 do Anexo B) e encontra-se na região das barras 12, 15, 33, 34 e 36, que possuem tensão abaixo de 0,95 pu. Esse local também foi escolhido por ser possível a utilização do fluxo de potência ativa de interligação ( $\Delta P_{37-38}$ ) como sinal de entrada para o controlador POD, já que este sinal possui alta controlabilidade e observabilidade sobre o modo de oscilação interárea, o que satisfaz a condição (2). O primeiro passo antes do ajuste dos parâmetros dos controladores suplementares de amortecimento é solucionar o problema do baixo valor de tensão das barras deficientes do

sistema e, para isso, foram analisados dois casos, a saber:

- **Caso 1:** É considerado o ajuste da tensão da barra 37 em 1,0 pu e os valores dos fluxos de potências ativa e reativa nas linhas que o GUPFC controla são especificados iguais aos valores encontrados no caso base (o GUPFC não modifica os fluxos de potências ativa e reativa nas linhas de transmissão  $F1 - 34$  e  $F2 - 36$ ).
- **Caso 2:** É considerado um aumento de 10% nos fluxos de potência ativa para as duas linhas de transmissão controladas pelo GUPFC. Para os fluxos de potência reativa, foi considerado um valor duas vezes maior do que o encontrado no caso base para a linha de transmissão que liga a barra fictícia  $F_1$  à barra 34. Para a linha de transmissão que liga a barra fictícia  $F_2$  à barra 36, foi considerado um aumento 10 vezes maior do que o valor do caso base. Nessas duas linhas de transmissão os fluxos de potência reativa também foram invertidos para se poder elevar as tensões das barras deficientes.

Os parâmetros da estrutura de controle do GUPFC para esse sistema também são fixos e foram considerados iguais aos apresentados na Tabela 12. Após a instalação do GUPFC no SEP são apresentadas na Figura 42 as magnitudes das tensões das barras deficientes do sistema, considerando inicialmente o caso 1.

Figura 42: Magnitudes das tensões das barras deficientes do sistema (Caso 1).

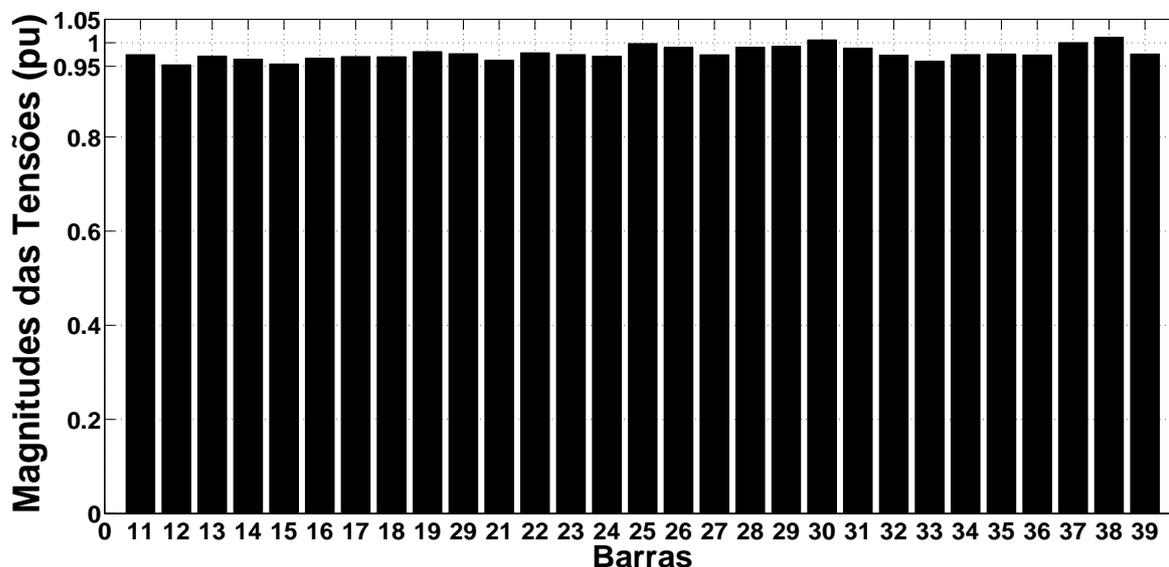


Fonte: Elaborada pelo autor.

Como se pode observar pela Figura 42, o GUPFC controlou eficientemente a tensão da barra 37 do sistema, fornecendo para isso uma injeção de potencia reativa através de seu conversor em derivação de 88,16 MVar. Embora o controlador tenha alcançado seu objetivo, a simples elevação da tensão do barramento comum de instalação do GUPFC não foi suficiente para manter as tensões das outras barras problemáticas com magnitudes dentro da faixa requerida de operação.

Na Figura 43 é apresentado o perfil das tensões de todas as barras de carga do sistema teste, após o controle dos fluxos de potências ativa e reativa realizado pelo GUPFC, considerando o caso 2.

Figura 43: Magnitudes das tensões das barras deficientes do sistema (Caso 2).



Fonte: Elaborada pelo autor.

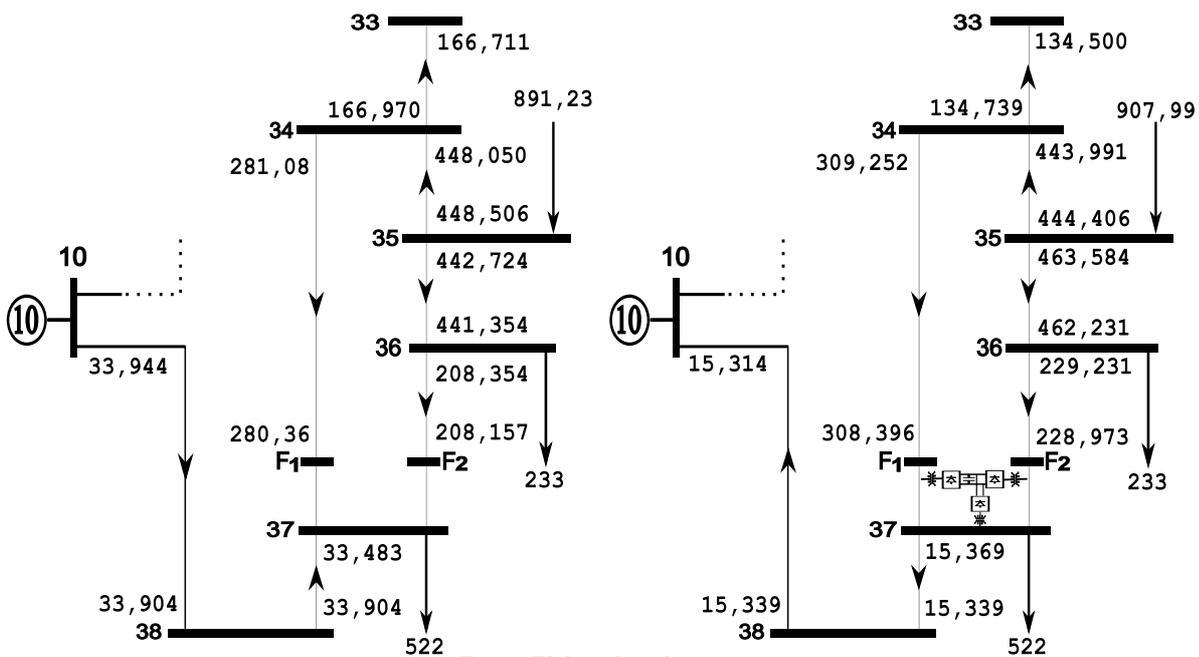
Dos resultados apresentados na Figura 43 pode-se concluir que a tensão da barra 37 foi mantida em 1,0 pu e que as tensões de todas as demais barras ficaram dentro da faixa especificada de  $\pm 5\%$  do valor nominal. Para manter a tensão da barra 37 em 1,0 pu e controlar os fluxos de potências ativa e reativa nos valores especificados, o dispositivo GUPFC forneceu ao sistema, por meio de seu conversor shunt, uma potência reativa de 272,75 MVar. O controle dos fluxos de potências ativa e reativa realizado pelo GUPFC para o caso 2 é apresentado na Tabela 23, onde os fluxos de potência ativa são dados em MW, e os fluxos de potência reativa são dados em MVar.

Tabela 23: Fluxos de potências ativa e reativa controlados pelo GUPFC (Sistema New England).

Linha De - Para	Sem GUPFC						Com GUPFC					
	$P_{km}$	$Q_{km}$	$P_{mk}$	$Q_{mk}$	Perdas		$P_{km}$	$Q_{km}$	$P_{mk}$	$Q_{mk}$	Perdas	
					(P)	(Q)					(P)	(Q)
38-10	-33,904	-110,654	33,944	-6,725	0,040	0,998	15,339	-13,989	-15,314	-106,837	0,024	0,607
37-38	-33,483	-139,244	33,904	110,654	0,422	6,653	15,369	-52,011	-15,339	13,989	0,030	0,480
<b>F<sub>1</sub>-34</b>	<b>-280,360</b>	<b>-41,501</b>	281,080	38,378	0,720	10,074	<b>-308,396</b>	<b>83,002</b>	309,252	-85,147	0,856	11,988
<b>F<sub>2</sub>-36</b>	<b>-208,157</b>	<b>-9,232</b>	208,354	4,612	0,197	2,263	<b>-228,973</b>	<b>92,320</b>	229,231	-96,779	0,258	2,968
36-35	-441,354	-88,612	442,724	99,506	1,370	21,008	-462,231	12,779	463,584	-2,774	1,353	20,750
2-35	543,771	231,013	-543,771	-143,749	0,000	87,263	542,687	133,254	-542,687	-55,187	0,000	78,067
11-35	348,394	25,120	-347,459	-26,811	0,936	10,961	366,304	-48,421	-365,303	46,934	1,001	11,730
35-34	448,506	71,055	-448,050	-69,053	0,456	5,924	444,406	11,027	-443,991	-9,764	0,415	5,393
34-33	166,970	30,675	-166,711	-38,535	0,260	4,153	134,739	94,911	-134,500	-103,657	0,239	3,826

Observa-se pela Tabela 23 que o dispositivo FACTS GUPFC controlou corretamente os fluxos de potência ativa e potência reativa nas linhas de transmissão sob o seu controle, já que os valores especificados pelo operador na linha de transmissão que liga a barra fictícia  $F_1$  à barra 34 do sistema foram  $P_{refj} = -3,08396$  pu e  $Q_{refj} = 0,83002$  pu. Já para a linha de transmissão que liga a barra fictícia  $F_2$  à barra 34, os valores especificados foram  $P_{refk} = -2,28973$  pu e  $Q_{refk} = 0,9232$  pu. Na Figura 44 é apresentado de forma ilustrativa o controle dos fluxos de potência ativa realizado pelo GUPFC. Nessa figura, os fluxos de potência ativa da linha de transmissão 11-35 e do ramo 2-35 (ver Figura 41) são representados por uma injeção de potência ativa na barra 35 do sistema, porém, esses fluxos estão listados na Tabela 23.

Figura 44: Fluxos de potência ativa sem e com o GUPFC (fluxos em MW).



Novamente pela Figura 44, se verifica o poder de controle dos fluxos de potência ativa realizado pelo controlador GUPFC e, também, a conseqüente invariância de potência ativa do dispositivo. Analisando a Figura 44 pode-se observar que o aumento de 10% nos fluxos de potência ativa controlados pelo GUPFC influenciou na inversão do fluxo de potência ativa da interligação do sistema elétrico de potência. Além do correto gerenciamento dos fluxos de potências ativa e reativa nas linhas de transmissão que o GUPFC exerce o controle, pode-se verificar pela Tabela 24, a diminuição das perdas no sistema de transmissão do sistema após a inclusão do controlador estudado.

Tabela 24: Geração de potências ativa e reativa do sistema, antes e após a instalação do GUPFC (Sistema New England).

Sem GUPFC		Com GUPFC - Caso 1		Com GUPFC - Caso 2	
$P_G$ (MW)	$Q_G$ (MVar)	$P_G$ (MW)	$Q_G$ (MVar)	$P_G$ (MW)	$Q_G$ (MVar)
6172,77	1463,86	6172,39	1361,56	6171,69	1103,09

A partir dos resultados apresentados na Tabela 24, verifica-se que embora a contribuição do GUPFC tenha sido pequena, a geração de potência ativa após a inclusão do controlador GUPFC diminuiu, mostrando, desta forma, um aporte positivo do dispositivo no que se refere às perdas de transmissão do sistema elétrico de potência.

Solucionado o problema relacionado as baixas tensões do sistema, a próxima etapa é avaliar a potencialidade do GUPFC no amortecimento do modo interárea de oscilação que inviabiliza a operação do mesmo. Somente a atuação do conjunto GUPFC/POD não é suficiente para levar o sistema a estabilidade, assim, controladores ESPs serão utilizados para fornecer amortecimento adicional aos modos locais instáveis do sistema. O ajuste dos parâmetros dos controladores ESPs e POD para fornecer amortecimento adicional aos modos instáveis do sistema é realizado inicialmente pelo método dos resíduos da FTMA, sendo que os resultados obtidos por esse método servirá de inicialização para o método de ajuste coordenado DMC. O método de otimização PSO considerando as duas funções objetivo propostas também será utilizado para realizar o ajuste dos parâmetros dos controladores suplementares de amortecimento. Para saber em quais geradores deverão ser instalados os controladores ESPs para amortecer os modos 5, 6 e 7, é apresentado na Tabela 25 os fatores de participação dos geradores que mais influenciam nos modos locais instáveis do SEP.

Tabela 25: Fatores de participação dos geradores sobre os modos instáveis do sistema (sistema New England).

Modos	$ \Delta\omega_{(1-9)} $								
	<b>G1</b>	G2	G3	G4	<b>G5</b>	G6	G7	G8	<b>G9</b>
5	<b>0,405610</b>	0,021462	0,016422	0,001311	0,006318	0,0240830	0,0168900	0,057604	0,11919
6	0,042270	0,020422	0,019439	0,016093	<b>0,306370</b>	0,0001229	0,0002739	0,017483	0,14082
7	0,090651	0,126460	0,117651	0,003642	0,125590	0,0679911	0,0453032	0,028307	<b>0,30363</b>

A partir dos dados mostrados na Tabela 25 conclui-se que o gerador G1 possui maior influência sobre o modo local de oscilação 5, o gerador G5 sobre o modo local 6 e, por fim, o gerador G9 sobre o modo oscilatório 7. Instalando os ESPs nos geradores G1, G5 e G9, e considerando o controlador POD acoplado à malha de controle do GUPFC, utilizando para sua entrada o sinal de potência ativa da linha de transmissão entre as barras 37-38

(ver Figura 41) é realizado o ajuste dos parâmetros dos controladores suplementares de amortecimento, considerando o caso 2, cujos valores de ganhos e constantes de tempo são apresentados na Tabela 26.

Tabela 26: Ganhos e constantes de tempo dos controladores ESPs e POD (Sistema New England).

Métodos Clássicos						
Controladores	Resíduos			DMC		
	$K$	$T_1$	$T_2$	$K$	$T_1$	$T_2$
ESP1	31,0860	0,68443	0,03123	49,6010	0,35216	0,03123
ESP5	4,6487	0,35763	0,07987	2,4782	0,39043	0,07987
ESP9	7,4018	0,23894	0,10229	8,2093	0,24778	0,10229
POD	0,5053	0,18794	0,41661	0,4055	0,10569	0,41661
Método Otimizado						
Controladores	PSO - $F_{0_1}$			PSO - $F_{0_2}$		
	$K$	$T_1$	$T_2$	$K$	$T_1$	$T_2$
ESP1	11,0930	0,90173	0,06408	11,719	0,8370	0,0568
ESP5	3,8565	0,46967	0,05969	5,467	0,3367	0,0859
ESP9	6,5290	0,27122	0,09794	8,369	0,2270	0,0866
POD	0,3567	0,11173	0,31317	0,524	0,2863	0,4321

Para se obter os parâmetros listados na Tabela 26 o tempo de processamento foi de 11,23 segundos para a função objetivo  $F_{0_1}$  e de 15,58 segundos para a função objetivo  $F_{0_2}$ , utilizando como inicialização do algoritmo PSO os parâmetros apresentados na Tabela 27.

Tabela 27: Valores iniciais das variáveis do algoritmo PSO (Sistema New England).

População	40
$\rho_1$	1,8
$\rho_2$	2,2
$\xi_{des}$	0,1
$t_{max}$	100
$w_{min} - w_{max}$ (equação 151)	0,4 - 1,4
$K_{POP_{min}} - K_{POD_{max}}$	0,1 - 0,40
$T_{1_{min}} - T_{1_{max}}$ (POD)	0,1 - 0,40
$T_{2_{min}} - T_{2_{max}}$ (POD)	0,1 - 0,40
$K_{ESP_{min}} - K_{ESP_{max}}$	1,0 - 12,5
$T_{1_{min}} - T_{1_{max}}$ (ESP)	0,1 - 0,90
$T_{2_{min}} - T_{2_{max}}$ (ESP)	0,01 - 0,1

Com os parâmetros apresentados na Tabela 26, foram realizadas novas simulações e obtidos os autovalores de interesse da matriz de estado do sistema, as frequências naturais ( $\omega_n$ ) e os coeficientes de amortecimento associados, conforme apresentado na Tabela 28.

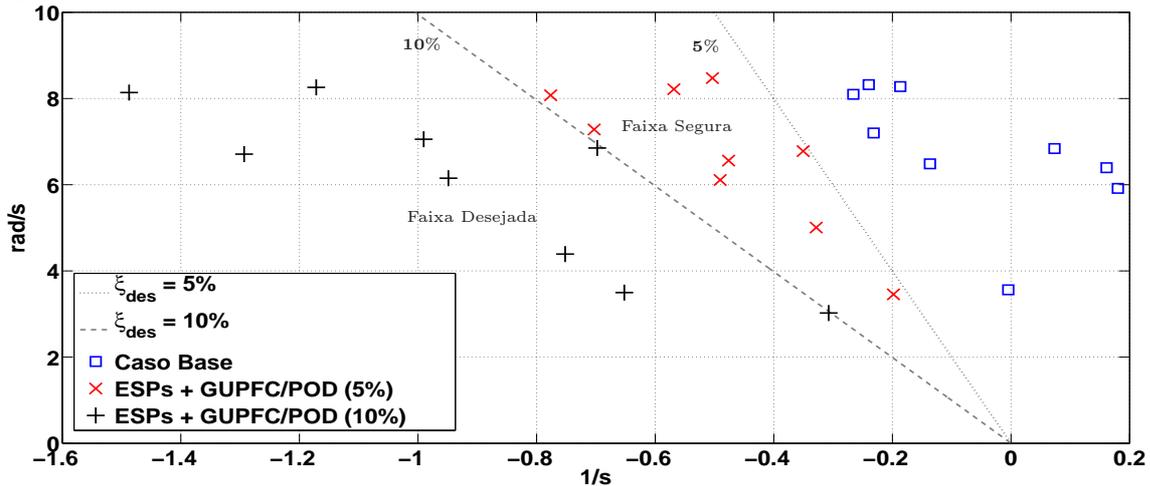
Tabela 28: Autovalores dominantes, frequências e coeficientes de amortecimento após instalação dos ESPs e do conjunto GUPFC/POD.

Métodos Clássicos						
Modos	Resíduos			DMC		
	autovalores	$\omega_n$	$\xi$	autovalores	$\omega_n$	$\xi$
1	-0,3715 ± j8,2787	1,3176	0,04483	-0,3277 ± j8,3190	1,3240	0,03936
2	-0,3769 ± j8,0666	1,2838	0,04667	-0,2923 ± j8,1961	1,3044	0,03564
3	-0,2515 ± j8,1669	1,2998	0,03077	-0,3199 ± j8,1114	1,2910	0,03941
4	-0,2114 ± j7,1662	1,1405	0,02949	-0,2115 ± j7,1661	1,1405	0,02949
<b>5</b>	-1,1549 ± j6,7382	1,0724	<b>0,16893</b>	-0,6856 ± j6,8209	1,0856	<b>0,10001</b>
<b>6</b>	-0,9121 ± j5,6843	0,9047	<b>0,15843</b>	-0,5916 ± j5,8859	0,9368	<b>0,10001</b>
<b>7</b>	-0,4633 ± j6,2733	0,9984	<b>0,07366</b>	-0,6345 ± j6,3119	1,0046	<b>0,10002</b>
8	-0,2336 ± j6,4068	1,0197	0,03644	-0,2272 ± j6,4486	1,0263	0,03521
<b>9</b>	-0,3945 ± j3,2980	0,5249	<b>0,11877</b>	-0,3557 ± j3,5381	0,5631	<b>0,10002</b>
Método Otimizado						
Modos	PSO - $F_{0_1}$			PSO - $F_{0_2}$		
	autovalores	$\omega_n$	$\xi$	autovalores	$\omega_n$	$\xi$
1	-0,3435 ± j8,2866	1,3188	0,04142	-0,3566 ± j8,2999	1,3210	0,04292
2	-0,3772 ± j8,0303	1,2781	0,04691	-0,3993 ± j8,1289	1,2938	0,04906
3	-0,2554 ± j8,1621	1,2990	0,03127	-0,2770 ± j8,1579	1,2984	0,03394
4	-0,2114 ± j7,1661	1,1405	0,02949	-0,2115 ± j7,1661	1,1405	0,02951
<b>5</b>	-0,7219 ± j6,8417	1,0889	<b>0,10493</b>	-0,6973 ± j6,7602	1,0759	<b>0,10261</b>
<b>6</b>	-0,8435 ± j5,7277	0,9116	<b>0,16232</b>	-1,0330 ± j5,7784	0,9197	<b>0,17598</b>
<b>7</b>	-0,6244 ± j6,1991	0,9866	<b>0,10022</b>	-0,6534 ± j6,3426	1,0095	<b>0,10247</b>
8	-0,2008 ± j6,4144	1,0209	0,03129	-0,2454 ± j6,3845	1,0161	0,03841
<b>9</b>	-0,3699 ± j3,3489	0,5330	<b>0,10980</b>	-0,3207 ± j3,1836	0,5067	<b>0,10024</b>

Pode-se verificar pela Tabela 26, que para as duas funções objetivo, o método de otimização PSO forneceu valores de ganhos muito menores para o controlador ESP1 (quando comparado com os métodos clássicos), obtendo melhores resultados e com um esforço muito menor do controlador em questão para amortecer o modo oscilatório 5. A partir da observação da Tabela 28 se verifica que o sistema analisado passa a ser estável após a inclusão dos controladores ESPs nos geradores G1, G5 e G9 e do conjunto GUPFC/POD. Conforme listado na Tabela 28, o único método que não conseguiu fornecer amortecimento superior ao desejado em projeto para o modo oscilatório 7 foi o baseado nos resíduos da FTMA, que embora tenha fornecido amortecimento próximo ao desejado (0,09847 pu) em seu projeto individual, quando operando simultaneamente com os outros controladores apresentou amortecimento aquém do desejado. Novamente se verifica um pequeno conflito entre os controladores ESPs para esse método de ajuste, porém, o mesmo não traz qualquer avaria à operação do sistema elétrico. Pela Tabela 28, conclui-se que o método DMC forneceu amortecimento muito próximo ao desejado em projeto para todos os modos de interesse, mostrando mais uma vez seu enorme potencial no posicionamento dos autovalores para regiões predeterminadas de interesse. Comparando os dados apresentados nas Tabelas 22 e 28, pode-se verificar que nenhum dos métodos analisados causou grandes mudanças nas frequências dos modos oscilatórios do sistema

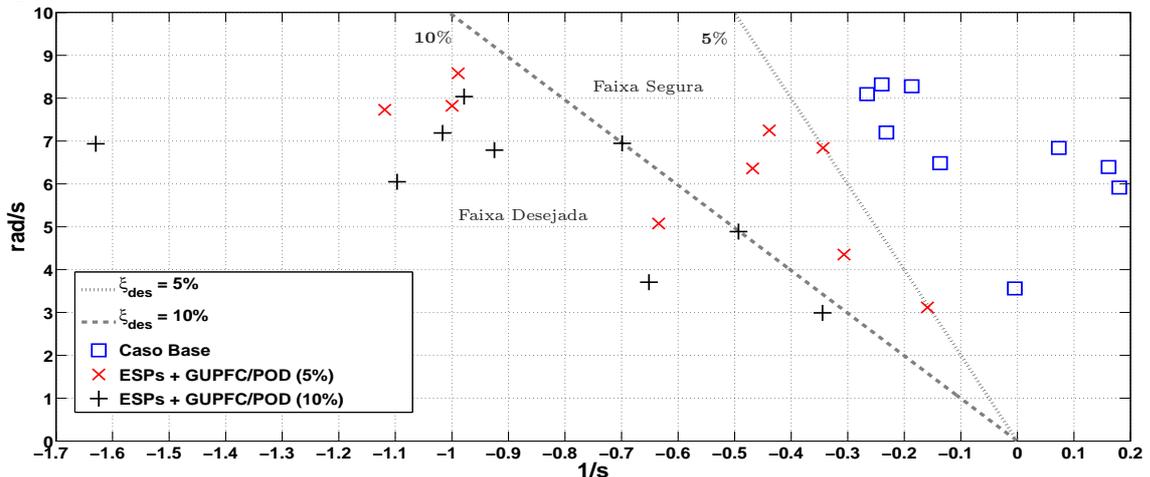
elétrico de potência. Por fim, na Tabela 28 é mostrado que o modo oscilatório 4 (para todos os métodos) apresenta amortecimento dentro da faixa crítica de amortecimento, porém, bem próxima à faixa de alerta. Já os modos oscilatórios 1, 2, 3 e 8, apresentam para todos os métodos de ajuste amortecimento dentro da faixa de alerta, ou seja, nenhum modo oscilatório do sistema encontra-se dentro da faixa segura de operação. De forma a superar esse inconveniente, e garantir que o sistema opere dentro da faixa segura e desejada de operação são instalados ESPs em todas as máquinas geradoras da área 2 do sistema teste *New England*. Na Tabela 29 são apresentados os parâmetro dos controladores suplementares de amortecimento obtidos pelo método de otimização PSO, considerando as duas funções objetivo e levando em conta um amortecimento superior a 5% e 10% para todos os modos de interesse do sistema. As Figuras 45 e 46 mostram os modos oscilatórios de interesse considerando o caso base, e o amortecimento fornecido pelos controladores ESPs e POD utilizando os dados apresentados na Tabela 29.

Figura 45: Posicionamento dos autovalores após inclusão dos controladores ESPs e POD (PSO -  $F_{01}$ ).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 46: Posicionamento dos autovalores após inclusão dos controladores ESPs e POD (PSO -  $F_{02}$ ).



Fonte: Elaborada pelo autor.

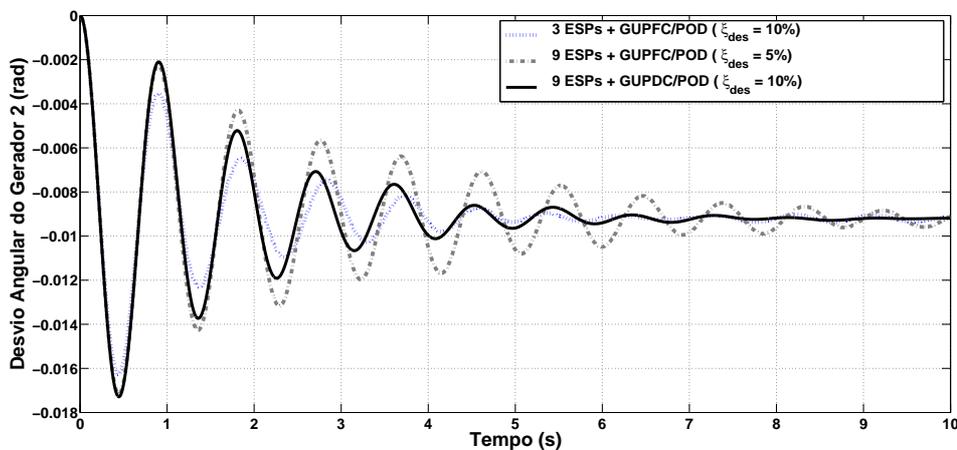
Tabela 29: Ganhos e constantes de tempo dos controladores ESPs e POD (Sistema de duas áreas).

Método Otimizado PSO - $F_{0_1}$						
Controladores	PSO - $F_{0_1}$ (5%)			PSO - $F_{0_1}$ (10%)		
	$K$	$T_1$	$T_2$	$K$	$T_1$	$T_2$
ESP1	5,6869	0,84334	0,05646	9,3850	0,6892	0,07562
ESP2	4,3864	0,37631	0,07568	5,7272	0,7351	0,06298
ESP3	3,8815	0,69409	0,08782	7,7368	0,5417	0,03638
ESP4	2,3015	0,53638	0,10805	6,7321	0,5171	0,08095
ESP5	2,2311	0,44882	0,12209	9,5939	0,5543	0,05642
ESP6	1,1659	0,52495	0,08704	9,9128	0,4593	0,06204
ESP7	0,6124	0,57210	0,10200	2,3833	0,3602	0,09267
ESP8	1,3411	0,69867	0,07181	6,3846	0,6784	0,03290
ESP9	1,4108	0,82706	0,08547	7,5094	0,5535	0,07281
POD	0,2417	0,17139	0,41578	0,2628	0,2662	0,39460
Método Otimizado PSO - $F_{0_2}$						
Controladores	PSO - $F_{0_2}$ (5%)			PSO - $F_{0_2}$ (10%)		
	$K$	$T_1$	$T_2$	$K$	$T_1$	$T_2$
ESP1	4,7143	0,83930	0,08966	14,5560	0,5841	0,06400
ESP2	2,0533	0,48582	0,06730	8,5710	0,5929	0,04719
ESP3	2,7894	0,47275	0,08135	8,9464	0,3310	0,04410
ESP4	3,6244	0,83892	0,12071	8,0326	0,3830	0,05359
ESP5	2,5180	0,64964	0,06264	7,7079	0,6735	0,07139
ESP6	1,0399	0,79027	0,11681	8,4466	0,5133	0,07257
ESP7	0,6920	0,68743	0,09014	4,5343	0,3459	0,05521
ESP8	3,2312	0,79473	0,05983	8,6609	0,5750	0,03019
ESP9	2,7494	0,75342	0,06879	3,6137	0,5342	0,05491
POD	0,3608	0,26712	0,28301	0,2468	0,2564	0,38154

Para se obter os dados apresentados na Tabela 29, o tempo de processamento do algoritmo PSO para a função objetivo  $F_{0_1}$  foi de 16,02 e 17,19 segundos para 5% e 10% de amortecimento, respectivamente. Já o tempo de processamento para a função objetivo  $F_{0_2}$  foi de 20,49 e 18,33 segundos para 5% e 10% de amortecimento, respectivamente. Novamente se utilizou os parâmetros de inicialização do algoritmo PSO iguais aos apresentados na Tabela 27, com exceção de  $K_{ESP_{max}}$ , que foi estipulado igual a 5, quando se considerou um amortecimento desejado de 5%. Como se pode observar pelas Figuras 45 e 46, as duas funções objetivo forneceram parâmetros aos controladores suplementares que levaram o sistema a operar dentro da faixa segura e desejada de operação, mostrando mais uma vez a eficácia do método de ajuste PSO no fornecimento de amortecimento ao SEP. Comparando as Figuras 45 e 46, pode-se verificar que a função objetivo  $F_{0_1}$  manteve todos os autovalores de interesse dentro da faixa segura de operação, quando o amortecimento desejado foi especificado igual a 5%. Entretanto, para a função objetivo  $F_{0_2}$ , 4 modos oscilatórios ficaram com amortecimento superior a 10% quando o especificado em projeto foi de 5% (ver Figura 46). Também se pode verificar pelas Figuras 45 e 46, que para as duas funções objetivo, todos os autovalores de interesse ficaram dentro da faixa desejada de amortecimento (quando o amortecimento foi especificado

em 10%), com um tempo de processamento relativamente baixo, o que valida mais uma vez a eficiência do método de ajuste PSO e das funções objetivo propostas. Na Figura 47 é apresentado o desvio angular do gerador G2, tomando-se como referência angular do sistema o gerador G1, após o mesmo ter sofrido uma perturbação de 10% em sua potência mecânica. A Figura 47 ilustra os casos em que o sistema opera com 3 e 9 ESPs instalados nos geradores do sistema, em conjunto com o dispositivo GUPFC equipado com controlador POD em sua malha de controle, cujos parâmetros foram calculados com o auxílio do método de otimização PSO, utilizando-se a função objetivo  $F_{01}$ .

Figura 47: Variação angular de G2, considerando G1 como referência angular do SEP.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Pela Figura 47 pode-se verificar que a curva do desvio angular do sistema que opera com apenas 3 ESPs (instalados nos geradores G1, G5 e G9), e com amortecimento especificado em 10%, é mais amortecida do que a curva do desvio angular do sistema que opera com 9 ESPs, porém, com amortecimento especificado em 5%. Em outras palavras, o sistema elétrico de potência que opera com modos oscilatórios 5, 6, 7 e 9 dentro da faixa desejada de operação (ver Tabela 28), apresenta curvas mais amortecidas do que o sistema que opera com todos os modos oscilatórios dentro da faixa segura de operação. Entretanto, como era de se esperar, o sistema que possui todos os modos oscilatórios dentro da faixa desejada de operação, apresenta a curva mais amortecida da Figura 47, eliminando-se as oscilações do sistema em aproximadamente 7 segundos.

## 6.5 Conclusões do Capítulo

O principal objetivo deste capítulo foi o de validar o modelo de injeção de potência proposto para o dispositivo GUPFC, além de sua estrutura de controle, no que tange a solução de problemas que afetam diretamente a integridade da operação dos sistemas elétricos de potência. Neste capítulo também se avaliou o método de otimização PSO,

utilizando-se duas funções objetivo que foram derivadas de outros trabalhos encontrados na literatura, porém, que apresenta peculiaridades que foram propostas no trabalho. O primeiro sistema teste analisado, conhecido na literatura como sistema Sul Brasileiro Reduzido, serviu para validar o método de ajuste PSO e suas funções objetivo. Como o objetivo era fornecer amortecimento adicional aos modos locais do sistema, pode-se validar também o modelo utilizado para representar os controladores ESPs no SEP. Verificou-se pelos resultados obtidos que o método de otimização PSO, para as duas funções objetivo, forneceu parâmetros aos controladores ESPs que levaram o sistema elétrico (antes instável) a operar com um amortecimento superior a 10% para todos os modos oscilatórios, mostrando sua eficiência na solução desse tipo de problema.

O segundo sistema analisado é bastante explorado quando se trata do problema das oscilações eletromecânicas de baixa frequência, já que o mesmo possui um modo oscilatório interárea. Nesse sistema, pode-se avaliar a influência do dispositivo GUPFC no controle da tensão do barramento comum de sua instalação e, também, no controle e gerenciamento de fluxos de potências ativa e reativa nas linhas de transmissão do sistema, além da diminuição das perdas do sistema de transmissão e no fornecimento de amortecimento suplementar ao modo interárea do sistema, que inviabilizava sua operação. Verificou-se que o dispositivo GUPFC manteve corretamente a tensão do barramento comum de instalação no valor especificado, e que o mesmo gerenciou de forma adequada os fluxos de potências ativa e reativa das linhas de transmissão do sistema, eliminando o suposto limite térmico que as linhas de transmissão 11 e 12 estavam submetidas. Também pode-se constatar a influência positiva do controlador GUPFC na diminuição das perdas do sistema de transmissão e no fornecimento adicional de amortecimento ao modo interárea do sistema, desde que o GUPFC esteja equipado com um controlador POD em sua malha de controle. Novamente para esse sistema, o método de ajuste PSO forneceu parâmetros para os controladores ESPs e POD que levaram o sistema a operar dentro da faixa desejada de amortecimento. O método modal também foi avaliado, e verificou-se seu grande poder de posicionamento dos autovalores de interesse.

Por fim, se avaliou o desempenho estático e dinâmico do dispositivo GUPFC em um sistema de maior porte, conhecido na literatura com sistema *New England* e novamente se constatou todas as principais características do conjunto GUPFC/POD e do método de ajuste PSO na resolução de problemas que afetam diretamente a integridade dos sistemas elétricos de potência. Das simulações realizadas e dos resultados obtidos pode-se validar toda a metodologia proposta nos capítulos anteriores e verificar a potencialidade do modelo proposto para o dispositivo GUPFC na análise de seu comportamento no sistema elétrico de potência.



## Capítulo 7

### Conclusões Finais e Trabalhos Futuros

O PRINCIPAL objetivo deste trabalho foi apresentar um modelo de injeção de potência e uma estrutura para o sistema de controle do GUPFC que fornecesse a possibilidade de representação desse controlador no sistema elétrico de potência, visando tanto uma análise estática do sistema, como uma análise dinâmica. Para a análise estática, avaliou-se o desempenho do GUPFC no controle da tensão do barramento comum de sua instalação, no controle e gerenciamento dos fluxos de potências ativa e reativa nas linhas em que foi instalado e, por fim, na diminuição das perdas do sistema de transmissão. Para a análise dinâmica, a potencialidade do GUPFC foi avaliada no aumento da estabilidade a pequenas perturbações do sistema, considerando-se, para isso, a inclusão de um controlador suplementar de amortecimento (POD) a sua malha de controle. Para aumentar a margem de estabilidade do sistema, controladores ESPs foram instalados nos geradores do sistema para fornecer amortecimento adicional aos modos locais de oscilação, enquanto que o conjunto GUPFC/POD foi responsável por inserir amortecimento ao modo interárea.

O ajuste dos parâmetros dos controladores ESPs e POD foi realizado considerando-se as técnicas já conhecidas do controle clássico, como o método dos resíduos da FTMA e o método coordenado DMC. Também foi realizado o ajuste dos parâmetros através do método otimizado PSO, onde se propôs a utilização de duas funções objetivo para guiar a solução do problema para bons resultados e, assim, conseguir um amortecimento aos modos de interesse igual ou superior ao especificado pelo operador sistema.

Para realizar todas as simulações do trabalho, foi primeiramente apresentado o modelamento matemáticos de todos os componentes considerados no SEP e, logo após, foi realizada a inclusão desses componentes no Modelo de Sensibilidade de Potência, já que este foi o modelo escolhido para representar os dispositivos no SEP, devido a sua facilidade de representação de sistemas multimáquinas e sua grande vantagem de preservação da rede externa. O equacionamento das técnicas clássicas e otimizada utilizadas para o cálculo dos parâmetros dos controladores suplementares de amortecimento também foram descritas

no trabalho e suas implementações foram realizadas a fim de aumentar a margem de estabilidade a pequenas perturbações do sistema.

Três sistemas multimáquinas teste foram utilizados para validar a metodologia proposta. O primeiro sistema, conhecido na literatura como *Sistema Sul Brasileiro Reduzido*, serviu para validar o método de ajuste PSO, o qual forneceu parâmetros aos controladores ESPs que levaram o sistema (antes instável) a operar dentro da margem ótima de operação. Verificou-se que a instalação de 5 ESPs nos geradores G1, G3, G4, G8 e G9 levou o sistema a estabilidade para o ponto de operação considerado, porém, os modos oscilatórios 1 e 3 apresentaram amortecimento dentro da faixa crítica. Pode-se então comprovar que a instalação de mais 2 ESPs nos geradores de maior participação sobre os modos locais 1 e 3 (geradores 6 e 10) influenciou no aumento da margem de estabilidade do sistema, levando 7 modos a operar dentro da faixa ótima de amortecimento. Por fim, pode-se constatar que os 9 modos locais de oscilação ficaram com amortecimento superior a 10% quando todos os geradores foram equipados com ESPs, cujos parâmetros foram obtidos com o auxílio do método PSO, mostrando sua eficiência no ajuste dos parâmetros dos controladores suplementares de amortecimento.

Os dois últimos sistemas analisados, conhecidos na literatura como *Sistema Simétrico de Duas Áreas* e *Sistema New England* serviram para avaliar a performance do modelo de injeção de potência e da estrutura do sistema de controle do dispositivo FACTS GUPFC. Verificou-se através das análises realizadas nesses sistemas a potencialidade do GUPFC na solução de problemas que afetam diretamente a operação dos SEP. Conforme apresentado, pode-se constatar que o GUPFC controlou corretamente a tensão do barramento comum de sua instalação e gerenciou de forma correta os fluxos de potências ativa e reativa nas linhas em que foi instalado. Verificou-se também que a compensação reativa nas linhas controladas pelo dispositivo ajudou no aumento dos níveis de tensão das barras deficientes do sistema, fazendo-as operar dentro da faixa especificada de  $\pm 5\%$  do valor nominal, tornando o sistema mais seguro do ponto de vista da estabilidade de tensão. Constatou-se ainda a influência positiva do controlador GUPFC na diminuição das perdas do sistema transmissão e, também, no fornecimento adicional de amortecimento às oscilações eletromecânicas de baixa frequência do sistema, desde que um controlador POD esteja acoplado à sua malha de controle.

Das simulações realizadas, pode-se concluir que o modelo de injeção de potência do dispositivo, assim como sua estrutura do sistema de controle apresentaram resultados satisfatórios na representação do GUPFC no SEP. Concluiu-se também pelas simulações, que o conjunto GUPFC/POD melhorou os desempenhos estático e dinâmico do sistema, aumentando os níveis de tensão do sistema, eliminando os congestionamentos dos fluxos de potência ativa nas linhas controladas, diminuindo as perdas do sistema de transmissão e aumentando consideravelmente a estabilidade a pequenas perturbações do sistema, o

que pode ser de vital importância para a correta e segura operação dos sistemas elétricos atuais, onde as margens de segurança operativas estão a cada dia mais próximas de seus máximos limites.

## 7.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

Neste trabalho, o modelo proposto para representação do GUPFC foi aplicado em um modelo de análise linear do comportamento do SEP, que permite somente a análise da estabilidade a pequenas perturbações. Nesse sentido, uma sugestão para trabalhos futuros seria a inclusão do modelo apresentado para o GUPFC em um ambiente não-linear, o que permitiria a análise transitória do sistema elétrico, possibilitando assim, verificar o comportamento do GUPFC quando o sistema estiver sujeito a uma grande perturbação.

Conforme apresentado no decorrer do trabalho, os parâmetros da estrutura do sistema de controle do GUPFC foram considerados fixos, e a técnica de ajuste PSO foi utilizada para calcular somente os parâmetros dos controladores POD. Em vista disso, uma outra sugestão para trabalhos futuros seria a utilização da técnica de otimização PSO para fornecer os melhores parâmetros para o controlador POD, levando em consideração os parâmetros da estrutura do sistema de controle do GUPFC, visando assim fornecimento ótimo de amortecimento ao modo interárea de oscilação.

Pelos resultados apresentados, o método de otimização PSO forneceu ótimos parâmetros para os controladores ESPs e para o conjunto GUPFC/POD para amortecer de forma eficiente os modos locais e interárea do sistema, com um tempo de processamento relativamente baixo. Essa eficiente técnica de ajuste, poderia então ser utilizada para obter os parâmetros de outros controladores FACTS, como, por exemplo, do Static Var Compensators (SVC), do Thyristor Control Series Compensators (TCSC), do SSSC, do STATCOM, do UPFC, do IPFC, etc.



## Referências

ACHA, E.; FUERTE-ESQUIVEL, C. R.; AMBRIZ-PERÉZ, H.; ANGELES-CAMACHO, C. *FACTS: modelling and simulation in power networks*. London: John Wiley & Sons Ltd, 2004. 423 p.

AGHAZADE, A.; KAZEMI, A.; ALAMUTI, M. Coordination among FACTS POD and PSS controllers for damping of power system oscillations in large power systems using genetic algorithm. In: FORTY-FIFTH INTERNATIONAL UNIVERSITIES POWER ENGINEERING CONFERENCE (UPEC), 3., 2010, Cardiff. *Proceedings...* Cardiff: IEEE, 2010. p. 1–6.

ANDERSON, P.; FOUAD, A. A. *Power system control and stability*. 2. ed. New York: IEEE Press - John Wiley & Sons, 2003. 672 p.

ANWER, N.; SIDDIQUI, A.; UMAR, A. Analysis of UPFC, SSSC with and without POD in congestion management of transmission system. In: FIFTH INDIA INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER ELECTRONICS (IICPE), [s.n], 2012, Delhi. *Proceedings...* Delhi: IEEE, 2012. p. 1–6.

ANZAI, A. H. *Um modelo de fluxo de carga para sistemas de distribuição contendo diferentes tecnologias de geração distribuída*. 2008. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2008.

ARABI, S.; HAMADANIZADEH, H.; FARDANESH, B. Convertible Static Compensator performance studies on the NY state transmission system. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 17, n. 3, p. 701–706, 2002. ISSN 0885-8950.

ARAÚJO, P. B.; ZANETA, L. C. Pole placement method using the system matrix transfer function and sparsity. *International Journal of Electric Power and Energy Systems*, London, v. 23, n. 3, p. 173–178, 2001. ISSN 0142-0615.

AYALA, H. V. H.; MOLIN, V.; COELHO, L. S. Otimização multiobjetivo usando enxame de partículas de controladores multivariáveis para uma aplicação em robótica. In: IX SIMPÓSIO BRASILEIRO DE AUTOMAÇÃO INTELIGENTE (SBAI), [s.n], 2009, Brasília. *Proceedings...* Brasília: SBAI, 2009. p. 1–6.

AYRES, H. M. *Aplicação do controlador UPFC para o amortecimento de oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência*. 2005. Dissertação (Mestrado em

Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2005.

AYRES, H. M.; KOPCAK, I.; CASTRO, M. S.; MILANO, F.; DA COSTA, V. F. A didactic procedure for designing power oscillation dampers of FACTS devices. *Simulation Modelling Practice and Theory*, Amsterdam, v. 18, n. 6, p. 896 – 909, 2010. ISSN 1569-190X.

AZBE, V.; MIHALIC, R. Damping of power-system oscillations with the application of a GUPFC. In: IEEE BUCHAREST POWER TECH, [s.n], 2009, Bucharest. *Proceedings...* Bucharest: IEEE, 2009. p. 1–6.

BAZANELLA, A. S.; SILVA JR, J. M. G. *Sistemas de controle: princípios e métodos de projeto*. Porto Alegre: Editora da UFRGS, 2005. 297 p.

BERGH, F. *An analysis of particle swarm optimizers*. 2001. Thesis (Doctor in Natural and Agricultural Science) - Department of Electrical, Electronic and Computer Engineering, University of Pretoria, Pretoria, 2001.

BORGES, R. C. *Um algoritmo para sintonia de controladores robustos para amortecimento de modos intra-planta em sistemas de potência*. 2009. Dissertação (Mestrado em Ciências) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2009.

BRATTON, D.; KENNEDY, J. Defining a standard for particle swarm optimization. In: IEEE SWARM INTELLIGENCE SYMPOSIUM (SIS 2007), [s.n], 2007, Honolulu. *Proceedings...* Honolulu: IEEE, 2007. p. 120–127.

CASTRO, M. S. *A influência de controladores FACTS na estabilidade de ângulo a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência*. 2005. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2005.

CASTRO, M. S.; AYRES, H. M.; DA COSTA, V. F.; SILVA, L. C. P. da. Impacts of the SSSC control modes on small-signal and transient stability of a power system. *Electric Power Systems Research*, Lausanne, v. 77, n. 1, p. 1 – 9, 2007. ISSN 0378-7796.

CASTRO, M. S.; AYRES, H. M.; KOPCAK, I.; DA COSTA, V. F. A influência do modo de operação do SSSC na estabilidade de ângulo de sistemas elétricos de potência. *Revista Controle & Automação*, Campinas, v. 18, n. 3, p. 347–360, 2007. ISSN 0103-1759.

CHANG, Y.; XU, Z.; CHENG, G.; XIE, J. A novel SVC supplementary controller based on wide area signals. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING, [s.n], 2006, Montreal. *Proceedings...* Montreal: IEEE, 2006. p. 7–12.

CHEN, C.-L.; HSU, Y.-Y. Coordinated synthesis of multimachine power system stabilizer using an efficient decentralized modal control (DMC) algorithm. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 2, n. 3, p. 543–550, 1987. ISSN 0885-8950.

COLVARA, L. D. Stability analysis of power systems described with detailed models by automatic method. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, London, v. 31, n. 4, p. 139 – 145, 2009. ISSN 0142-0615.

- DA COSTA, V. F. *Modelo de Sensibilidade de Potência para análise de oscilações de baixa frequência em sistemas de energia elétrica*. 1992. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 1992.
- DECKMANN, S. M.; DA COSTA. A power sensitivity model for electromechanical oscillation studies. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 9, n. 2, p. 965–971, 1994. ISSN 0885-8950.
- DEMELLO, F. P.; CONCORDIA, C. Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Piscataway, PAS-88, n. 4, p. 316–329, 1969. ISSN 0018-9510.
- EBERHART, R.; KENNEDY, J. A new optimizer using particle swarm theory. In: SIXTH INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON MICRO MACHINE AND HUMAN SCIENCE (MHS 95), [s.n], 1995, Nagoya. *Proceedings...* Nagoya: IEEE, 1995. p. 39–43.
- EL-SADEK, M. Z.; AHMED, A.; MOHAMMED, M. A. *Incorporating of GUPFC in load flow studies*. Egypt: Faculty of Engineering Assiut University, 2009. Disponível em: <[http://ipac.kacst.edu.sa/edoc/2009/172734\\_1.pdf](http://ipac.kacst.edu.sa/edoc/2009/172734_1.pdf)>. Acesso em: 24 out. 2013.
- ESLAMI, M.; SHAREEF, H.; TAHA, M. R.; KHAJEHZADEH, M. Adaptive particle swarm optimization for simultaneous design of UPFC damping controllers. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, London, v. 57, p. 116 – 128, 2014. ISSN 0142-0615.
- FARDANESH, B.; SHPERLING, B.; UZUNOVIC, E.; ZELINGHER, S. Multi-converter FACTS devices: the generalized unified power flow controller (GUPFC). In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY SUMMER MEETING, [s.n], 2000, Seattle. *Proceedings...* Seattle: IEEE, 2000. v. 2, p. 1020–1025.
- FENG, Z.; AJJARAPU, V.; LONG, B. Identification of voltage collapse through direct equilibrium tracing. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 15, n. 1, p. 342–349, 2000. ISSN 0885-8950.
- FERREIRA, S. O. *Ensaio pouco invasivo para avaliação de estabilizadores em usinas multigeradores*. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, 2013.
- FILHO, J. M. *Aspectos práticos e teóricos na análise de estabilidade de tensão*. 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2006.
- FURINI, M. A. *Estudo da estabilidade a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência multimáquinas sob a ação dos controladores FACTS TCSC e UPFC*. 2008. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2008.
- FURINI, M. A. *Projeto de controladores suplementares de amortecimento utilizando redes neurais artificiais*. 2011. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2011.

FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. d. Melhora da estabilidade dinâmica de sistemas elétricos de potência multimáquinas usando o dispositivo FACTS “Thyristor-Controlled Series Capacitor - TCSC”. *Revista Controle & Automação*, scielo, Campinas, v. 19, p. 214–225, 2008. ISSN 0103-1759.

FURINI, M. A.; PEREIRA, A. L. S.; ARAUJO, P. B. Pole placement by coordinated tuning of power system stabilizers and FACTS-POD stabilizers. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, London, v. 33, n. 3, p. 615 – 622, 2011. ISSN 0142-0615.

GYUGYI, L.; SCHAUDER, C. D.; WILLIAMS, S.; RIETMAN, T. R.; TORGERSON, D. R.; EDRIS, A. The unified power flow controller: a new approach to power transmission control. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Piscataway, v. 10, n. 2, p. 1085–1097, 1995. ISSN 0885-8977.

GYUGYI, L.; SEN, K.; SCHAUDER, C. D. The interline power flow controller concept: a new approach to power flow management in transmission systems. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Piscataway, v. 14, n. 3, p. 1115–1123, 1999. ISSN 0885-8977.

HAQUE, M. H. Damping improvement by FACTS devices: a comparison between STATCOM and SSSC. *Electric Power Systems Research*, Lausanne, v. 76, n. 9-10, p. 865–872, 2006. ISSN 0378-7796.

HINGORANI, N. G. Power electronics in electric utilities: role of power electronics in future power systems. *Proceedings of the IEEE*, New York, v. 76, n. 4, p. 481–482, 1988. ISSN 0018-9219.

HINGORANI, S. M.; GYUGYI, L. *Understanding FACTS: concepts and technology of flexible AC transmission system*. New York: IEEE Press-John Wiley, 1999. 452 p.

HUANG, Z.; NI, Y.; SHEN, C.; WU, F.; CHEN, S.; ZHANG, B. Application of unified power flow controller in interconnected power systems-modeling, interface, control strategy, and case study. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 15, n. 2, p. 817–824, 2000. ISSN 0885-8950.

JONES, L. E.; ANDERSSON, G. Application of modal analysis of zeros to power systems control and stability. In: FOURTH INTERNATIONAL CONFERENCE ON ADVANCES IN POWER SYSTEM CONTROL, OPERATION AND MANAGEMENT (APSCOM 97), 450, 1997, Hong Kong. *Proceedings...* Hong Kong: IET, 1997. v. 1, p. 236–241.

KENNEDY, J.; EBERHART, R. Particle swarm optimization. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON NEURAL NETWORKS, [s.n], 1995, Perth. *Proceedings...* Perth: IEEE, 1995. v. 4, p. 1942 – 1948.

KENNEDY, J.; EBERHART, R.; SHI, Y. *Swarm intelligence*. New York: Academic Press, 2001. 512 p.

KLEIN, M.; ROGERS, G. J.; KUNDUR, P. A fundamental study of inter-area oscillations in power systems. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 6, n. 3, p. 914–921, 1991. ISSN 0885-8950.

- KOPCAK, I. *Uma plataforma unificada para análise de estabilidade de sistemas elétricos de potência*. 2007. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2007.
- KOPCAK, I.; DA COSTA, V. F.; SILVA, L. C. P. da. A generalized load flow method including the steady state characteristic of dynamic devices. In: IEEE LAUSANNE POWER TECH, [s.n], 2007, Lausanne. *Proceedings...* Lausanne: IEEE, 2007. p. 86–91.
- KUNDUR, P. *Power system stability and control*. New York: MacGraw-Hill, 1994. 1176 p.
- KUNDUR, P.; PASERBA, J.; AJJARAPU, V.; ANDERSSON, G.; BOSE, A.; CANIZARES, C.; HATZIARGYRIOU, N.; HILL, D.; STANKOVIC, A.; TAYLOR, C.; CUTSEM, T. V.; VITTAL, V. Definition and classification of power system stability IEEE/CIGRE joint task force on stability terms and definitions. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 19, n. 3, p. 1387–1401, 2004. ISSN 0885-8950.
- LARSEN, E. V.; SWANN, D. A. Applying power system stabilizers, part I: general concepts, part II: performance objectives and tuning concepts, part III: practical considerations. *IEEE Power Apparatus and Systems*, Piscataway, PAS-100, n. 12, p. 3017–3046, 1981. ISSN 0018-9510.
- LEE, S.-H.; CHU, C.-C. Power flow computations of convertible static compensators for large-scale power systems. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING, [s.n], 2004, Denver. *Proceedings...* Denver: IEEE, 2004. v. 1, p. 1172–1177.
- LIU, C.; ZHOU, S.-X.; FENG, Z.-H. Using decoupled characteristic in the synthesis of stabilizers in multimachine systems. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 2, n. 1, p. 31–35, 1987. ISSN 0885-8950.
- LUBIS, R. S.; HADI, S. P.; TUMIRAN. Modeling of the generalized unified power flow controller for optimal power flow. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL ENGINEERING AND INFORMATICS (ICEEI), [s.n], 2011, Bandung. *Proceedings...* Bandung: IEEE, 2011. p. 1–6.
- LUBIS, R. S.; HADI, S. P.; TUMIRAN. Dynamic simulation of the generalized unified power flow controller in multi-machine power systems. *International Journal of Electrical & Computer Sciences*, Saddar, v. 12, n. 3, p. 75–84, 2012. ISSN 4803-3939.
- LUOR, T.-S.; HSU, Y.-Y.; GUO, T.-Y.; LIN, J.-T.; HUANG, C.-Y. Application of thyristor-controlled series compensators to enhance oscillatory stability and transmission capability of a longitudinal power system. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 14, n. 1, p. 179–185, 1999. ISSN 0885-8950.
- MARTINS, N.; LIMA, L. T. G. Determination of suitable locations for power system stabilizers and static VAR compensators for damping electromechanical oscillations in large scale power systems. *IEEE Transactions on Power System*, Piscataway, v. 5, n. 4, p. 74–82, 1990. ISSN 0885-8950.
- MATHUR, R. M.; VARMA, R. K. *Thyristor based FACTS controllers for electrical transmission systems*. New York: IEEE Press-John Wiley, 2002. 495 p.

- MHASKAR, U.; KULKARNI, A. Power oscillation damping using FACTS devices: modal controllability, observability in local signals, and location of transfer function zeros. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 21, n. 1, p. 285–294, 2006. ISSN 0885-8950.
- MILANO, F. *Power system modelling and scripting*. London: Springer, 2010. 558 p.
- MINUSSI, C. R. *Controle de segurança dinâmica em sistemas de energia elétrica*. 1990. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1990.
- MONTICELLI, A. J. *Fluxo de carga em redes de energia elétrica*. São Paulo: Edgard Blücher, 1983. 164 p.
- MOURA, R. F.; FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Estudo das limitações impostas ao amortecimento de oscilações eletromecânicas pelos zeros da FTMA de controladores suplementares. *Revista Controle & Automação*, Campinas, v. 23, n. 1, p. 190–201, 2012. ISSN 0103-1759.
- MOUSSA, H. A. M.; YU, Y.-N. Dynamic interaction of multi-machine power system and excitation control. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Piscataway, PAS-93, n. 4, p. 1150–1158, 1974. ISSN 0018-9510.
- NASSIF, A. B. *Análise da estabilidade de ângulo e de tensão de sistemas elétricos de potência sujeitos a pequenas perturbações*. 2004. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2004.
- NOROOZIAN, M.; ANGQUIST, L.; GHANDHARI, M.; ANDERSSON, G. Use of UPFC for optimal power flow control. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Piscataway, v. 12, n. 4, p. 1629–1634, 1997. ISSN 0885-8977.
- OGATA, K. *Modern control engineering*. 4. ed. Upper Saddle River, USA: Prentice Hall, 2001. 894 p.
- PAI, M. A. *Power system stability: analysis by the direct method of lyapunov*. Amsterdam: North-Holland Publishing Company, 1981. 251 p.
- PAL, B.; CHAUDHURI, B. *Robust control in power systems*. New York: Springer Science, 2005. 190 p.
- PINA, A. A. *Metodologias de análise, síntese e otimização de sistemas para produção de petróleo offshore através de metamodelos e enxame de partículas*. 2010. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2010.
- PINA, A. P.; ARAUJO, P. B. Comparison of FACTS STATCOM models for damping oscillations in power system due to small perturbations. In: IEEE/PES TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXPOSITION: LATIN AMERICA (T&D-LA), [s.n], 2010, São Paulo. *Proceedings...* São Paulo: IEEE, 2010. p. 465–471.
- PUPIN, C. E. *Estudo da estabilidade a pequenas perturbações de sistemas elétricos multimáquinas com dispositivos FACTS do tipo SSSC e controladores suplementares (POD e PSS)*. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2009.

- QUINGATUNA, C. F. G. *Estabilidad y amortiguamiento de oscilaciones en sistemas eléctricos con alta penetración eólica*. 2009. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Departamento de Ingeniería Eléctrica, Electrónica y Automática, Universidad Carlos III de Madrid, Madrid, 2009.
- ROGERS, G. *Power system oscillations*. New York: Springer US, 2000. 328 p.
- ROMERO, R.; MONTICELLI, A. A zero-one implicit enumeration method for optimizing investments in transmission expansion planning. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 9, n. 3, p. 1385–1391, 1994. ISSN 0885-8950.
- SAUER, P. W.; PAI, M. A. *Power system dynamics and stability*. New Jersey: Prentice Hall, 1998. 357 p.
- SHAYEGHI, H.; SHAYANFAR, H.; JALILZADEH, S.; SAFARI, A. A PSO based unified power flow controller for damping of power system oscillations. *Energy Conversion and Management*, London, v. 50, n. 10, p. 2583–2592, 2009. ISSN 0196-8904.
- SHI, Y.; EBERHART, R. A modified particle swarm optimizer. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON EVOLUTIONARY COMPUTATION, [s.n], 1998, Anchorage. *Proceedings...* Anchorage: IEEE, 1998. p. 69–73.
- SHPERLING, B.; SUN, J.; BHATTACHARYA, S. Power flow control on 345 kV lines with the 200 MVA convertible static compensator. In: IEEE RUSSIA POWER TECH, [s.n], 2005, St. Petersburg. *Proceedings...* St. Petersburg: IEEE, 2005. p. 1–7.
- SONG, Y. H.; JOHNS, A. T. *Flexible AC transmission systems (FACTS)*. United Kingdom: The Institute of Electrical Engineers, 1999. 592 p.
- SUN, J.; HOPKINS, L.; SHPERLING, B.; FARDANESH, B.; GRAHAM, M.; PARISI, M.; MACDONALD, S.; BHATTACHARYA, S.; BERKOWITZ, S.; EDRIS, A. Operating characteristics of the convertible static compensator on the 345 kV network. In: IEEE RUSSIA POWER TECH, [s.n], 2004, New York. *Proceedings...* New York: IEEE, 2004. v. 2, p. 732–738.
- TAYLOR, C. W. *Power system voltage stability*. New York: McGraw-Hill Ryerson, 1994. 273 p.
- TEBALDI, A.; COELHO, L. S.; JUNIOR, V. L. Detecção de falhas em estruturas inteligentes usando otimização por nuvem de partículas: fundamentos e estudo de casos. *Revista Controle & Automação*, Campinas, v. 17, n. 3, p. 312 – 330, 2006. ISSN 0103-1759.
- UZUNOVIC, E.; FARDANESH, B.; HOPKINS, L.; SHPERLING, B.; ZELINGHER, S.; SCHUFF, A. NYPA convertible static compensator (CSC) application phase I: STATCOM. In: IEEE/PES TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXPOSITION, [s.n], 2001, Atlanta. *Proceedings...* Atlanta: IEEE, 2001. v. 2, p. 1139–1143.
- VALLE, D. B. *A influência do IPFC na estabilidade de pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência*. 2010. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2010.

- VALLE, D. B.; ARAUJO, P. B. Análise das estruturas de controle do UPFC no amortecimento das oscilações eletromecânicas do sistema elétrico de potência. In: IV SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS (SBSE 2012), [s.n], 2012, Goiânia. *Proceedings...* Goiânia: SBSE, 2012. p. 1–6.
- VALLE, D. B.; ARAUJO, P. B. Comparação das estruturas de controle do IPFC e de técnicas de ajuste dos parâmetros do controlador POD. In: X CONFERÊNCIA BRASILEIRA SOBRE QUALIDADE DA ENERGIA ELÉTRICA (CBQEE 2013), [s.n], 2013, Araxá. *Proceedings...* Araxá: CBQEE, 2013. p. 1–6.
- VALLE, D. B.; ARAUJO, P. B. Incorporação do controlador FACTS GUPFC no fluxo de potência. In: THE NINTH LATIN-AMERICAN CONGRESS ON ELECTRICITY GENERATION AND TRANSMISSION (CLAGTEE 2013), [s.n], 2013, Viña del Mar. *Proceedings...* Viña del Mar: CLAGTEE, 2013. p. 1–8.
- VALLE, D. B.; KOPCAK, I.; DA COSTA, V. F. Aplicação do controlador IPFC para o amortecimento de oscilações eletromecânicas em sistemas de potência. In: XVIII CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA (CBA 2010), [s.n], 2010, Bonito. *Proceedings...* Bonito: CBA, 2010. p. 1–6.
- VALLE, D. B.; KOPCAK, I.; DA COSTA, V. F. Modelagem do interline power flow controller (IPFC) no fluxo de carga e análise de carregamento do sistema. In: III SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS (SBSE 2010), [s.n], 2010, Belém. *Proceedings...* Belém: SBSE, 2010. p. 1–6.
- VASQUEZ-ARNEZ, R. L.; ZANETTA, L. C. Operational analysis and limitations of the GIPFC (generalized interline power flow controller). In: IEEE RUSSIA POWER TECH, [s.n], 2005, St. Petersburg. *Proceedings...* St. Petersburg: IEEE, 2005. p. 1–6.
- VENIKOV, V. A.; ADKINS, B.; RUTENBERG, D. *Transient phenomena in electrical power systems*. New York: Macmillan, 1964. 183 p.
- WATANABE, E. H.; BARBOSA, P. G.; ALMEIDA, K. C.; TARANTO, G. N. Tecnologia FACTS-tutorial. *Revista Controle & Automação*, Campinas, v. 9, n. 1, p. 39–55, 1998.
- WEEDY, B. M. *Electric power systems*. New York: Wiley, 1979. 540 p.
- YANG, N.; LIU, Q.; MCCLELLY, J. D. TCSC controller design for damping interarea oscillations. *IEEE Transactions on Power System*, Piscataway, v. 13, n. 14, p. 1304–1310, 1998. ISSN 0885-8950.
- YU, Y.-N. *Electric power system dynamics*. New York: Academic Press, 1983. 255 p.
- ZHANG, J.; YOKOYAMA, A.; IDE, T. Application of interline power flow controller IPFC to power oscillation damping. *IEEE Transactions Power & Energy*, Piscataway, v. 128, n. 10, p. 1252–1258, 2008.
- ZHANG, X.-P. Modelling of the interline power flow controller and the generalized unified power flow controller in newton power flow. *IEEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution*, Stevenage, v. 150, n. 3, p. 268–274, 2003. ISSN 1350-2360.

---

ZHANG, X.-P.; HANDSCHIN, E.; YAO, M. Modeling of the generalized unified power flow controller (GUPFC) in a nonlinear interior point OPF. *IEEE Power Engineering Review*, Piscataway, v. 21, n. 8, p. 57–57, 2001. ISSN 0272-1724.

ZHU, L.; ZHOU, S.; ZHANG, Y. Extended load-flow arithmetic for voltage stability analysis. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEM TECHNOLOGY (POWERCON 2000), [s.n], 2000, Perth. *Proceedings...* Perth: IEEE, 2000. v. 1, p. 427–431.



## ANEXO A – Coeficientes de Sensibilidade

Esse apêndice fornece as expressões dos coeficientes de sensibilidade de potência para o sistema multimáquinas descrito no Capítulo 4.

### A.1 Potências Geradas

#### A.1.1 Coeficientes de Sensibilidade de Potência Ativa

$$A1_{g_k} = \left( \frac{\partial P_{g_k}}{\partial(\delta_k - \theta_k)} \right) = \frac{V_k E'_{q_k}}{X'_{d_k}} \cos(\delta_k - \theta_k) + V_k^2 \left( \frac{1}{X_{q_k}} - \frac{1}{X'_{d_k}} \right) \cos 2(\delta_k - \theta_k) \quad (162)$$

$$A2_{g_k} = \left( \frac{\partial P_{g_k}}{\partial E'_{q_k}} \right) = \frac{V_k}{X'_{d_k}} \sin(\delta_k - \theta_k) \quad (163)$$

$$A3_{g_k} = \left( \frac{\partial P_{g_k}}{\partial V_k} \right) = \frac{E'_{q_k}}{X'_{d_k}} \sin(\delta_k - \theta_k) + V_k \left( \frac{1}{X_{q_k}} - \frac{1}{X'_{d_k}} \right) \sin 2(\delta_k - \theta_k) \quad (164)$$

#### A.1.2 Coeficientes de Sensibilidade de Potência Reativa

$$R1_{g_k} = \left( \frac{\partial Q_{g_k}}{\partial(\delta_k - \theta_k)} \right) = \frac{V_k E'_{q_k}}{X'_{d_k}} \sin(\delta_k - \theta_k) - V_k^2 \left( \frac{1}{X_{q_k}} - \frac{1}{X'_{d_k}} \right) \sin 2(\delta_k - \theta_k) \quad (165)$$

$$R2_{g_k} = \left( \frac{\partial Q_{g_k}}{\partial E'_{q_k}} \right) = \frac{V_k}{X'_{d_k}} \cos(\delta_k - \theta_k) \quad (166)$$

$$R3_{g_k} = \left( \frac{\partial Q_{g_k}}{\partial V_k} \right) = \frac{E'_{q_k}}{X'_{d_k}} \cos(\delta_k - \theta_k) - 2 \frac{V_k}{X'_{d_k}} - V_k \left( \frac{1}{X_{q_k}} - \frac{1}{X'_{d_k}} \right) [1 - \cos 2(\delta_k - \theta_k)] \quad (167)$$

## A.2 Linhas de Transmissão

### A.2.1 Coeficientes de Sensibilidade de Potência Ativa

$$A1_{km} = \left( \frac{\partial P_{km}}{\partial(\theta_k - \theta_m)} \right) = V_k V_m g_{km} \text{sen}(\theta_k - \theta_m) - V_k V_m b_{km} \cos(\theta_k - \theta_m) \quad (168)$$

$$A2_{km} = \left( \frac{\partial P_{km}}{\partial V_k} \right) = 2V_k g_{km} - V_m g_{km} \cos(\theta_k - \theta_m) - V_m b_{km} \text{sen}(\theta_k - \theta_m) \quad (169)$$

$$A3_{km} = \left( \frac{\partial P_{km}}{\partial V_m} \right) = -V_k g_{km} \cos(\theta_k - \theta_m) - V_k b_{km} \text{sen}(\theta_k - \theta_m) \quad (170)$$

### A.2.2 Coeficientes de Sensibilidade de Potência Reativa

$$R1_{km} = \left( \frac{\partial Q_{km}}{\partial(\theta_k - \theta_m)} \right) = -V_k V_m g_{km} \cos(\theta_k - \theta_m) - V_k V_m b_{km} \text{sen}(\theta_k - \theta_m) \quad (171)$$

$$R2_{km} = \left( \frac{\partial Q_{km}}{\partial V_k} \right) = -2V_k b_{km} - V_m g_{km} \text{sen}(\theta_k - \theta_m) + V_m b_{km} \cos(\theta_k - \theta_m) \quad (172)$$

$$R3_{km} = \left( \frac{\partial Q_{km}}{\partial V_m} \right) = -V_k g_{km} \text{sen}(\theta_k - \theta_m) + V_k b_{km} \cos(\theta_k - \theta_m) \quad (173)$$

## ANEXO B – Dados dos Sistemas Testes

Esse apêndice fornece os dados dos geradores, reguladores automáticos de tensão, barras, linhas de transmissão e do fluxo de potência convergido para a condição operacional considerada, para os três sistemas testes que foram utilizados no trabalho.

Nas Tabelas 30 a 33 são reproduzidos os dados do sistema teste Sul-Brasileiro Reduzido encontrados em Minussi (1990) e Romero e Monticelli (1994).

Tabela 30: Dados dos geradores síncronos (Sul-Brasileiro Reduzido).

Gerador	$x'_d$ (pu)	$x_q$ (pu)	$x_d$ (pu)	$T'_{d0}$ (pu)	H(s)	D(pu)
G-1	0,0457	0,1050	0,1460	6,90	37,320	0,0
G-2	0,0985	0,2979	0,4015	4,90	11,300	0,0
G-3	0,0300	0,0700	0,0973	8,27	39,460	0,0
G-4	0,0180	0,0400	0,0561	7,92	74,400	0,0
G-5	0,0215	0,0500	0,0679	10,00	57,280	0,0
G-6	0,1350	0,7700	1,0150	5,00	3,560	0,0
G-7	0,1535	0,5304	0,9130	4,89	5,060	0,0
G-8	0,1007	0,2987	0,4000	6,66	9,680	0,0
G-9	0,0550	0,1235	0,2211	9,55	20,340	0,0
G-10	0,0184	0,0525	0,0730	7,59	51,630	0,0

Tabela 31: Dados dos reguladores automáticos de tensão (Sul-Brasileiro Reduzido).

Gerador	$K_e$ (pu)	$T_e$ (s)
G-1	200	0,001
G-2	200	0,001
G-3	200	0,001
G-4	200	0,001
G-5	200	0,001
G-6	200	0,001
G-7	200	0,001
G-8	200	0,001
G-9	200	0,001
G-10	200	0,001

Tabela 32: Dados das linhas de transmissão (Sul-Brasileiro Reduzido).

Barra inicial	Barra final	r (pu)	x (pu)	b (pu)
11	12	0,0007	0,0145	1,5672
11	12	0,0007	0,0145	1,5672
11	25	0,0018	0,0227	2,1230
11	33	0,0014	0,0204	2,2869
12	42	0,0000	0,0063	0,0000
1	29	0,0000	0,0135	0,0000
13	14	0,0386	0,1985	0,3425
13	35	0,0096	0,0491	0,0861
13	45	0,0033	0,0167	0,3019
14	15	0,0463	0,3378	0,3917
14	15	0,0463	0,3378	0,3917
14	37	0,0177	0,0910	0,1510
14	37	0,0177	0,0910	0,1510
14	37	0,0177	0,0910	0,1510
2	15	0,0000	0,0460	0,0000
15	16	0,0163	0,0835	0,1411
15	16	0,0163	0,0835	0,1411
15	39	0,0250	0,1648	0,4581
16	17	0,0163	0,0835	0,1445
16	18	0,0316	0,1621	0,2746
17	18	0,0153	0,0861	0,1328
3	18	0,0000	0,0114	0,0000
18	19	0,0306	0,1523	0,2620
18	44	0,0344	0,1760	0,3061
18	44	0,0344	0,1760	0,3061
19	20	0,0245	0,1256	0,1981
19	25	0,0000	0,0300	0,0000
20	21	0,0088	0,0415	0,5009
21	22	0,0182	0,0935	0,1602
21	22	0,0182	0,0935	0,1602
21	26	0,0000	0,0062	0,0000
22	23	0,0154	0,0776	0,1386
22	23	0,0154	0,0776	0,1386
23	24	0,0216	0,1105	0,1872
23	24	0,0216	0,1105	0,1872
23	28	0,0000	0,0062	0,0000

Continuação dos dados de linha (Sul-Brasileiro Reduzido).

Barra inicial	Barra final	r (pu)	x (pu)	b (pu)
24	35	0,0180	0,0920	0,1556
24	35	0,0180	0,0920	0,1556
4	25	0,0000	0,0067	0,0000
25	26	0,0019	0,0280	3,1526
25	27	0,0019	0,0274	3,0741
25	29	0,0014	0,0195	2,2505
25	36	0,0005	0,0070	0,7857
26	27	0,0005	0,0069	0,7728
26	28	0,0012	0,0175	2,0160
29	30	0,0021	0,0300	3,5289
30	38	0,0000	0,0062	0,0000
31	32	0,0022	0,0300	3,6137
31	40	0,0000	0,0062	0,0000
32	33	0,0014	0,0195	2,2441
5	33	0,0000	0,0114	0,0000
33	36	0,0005	0,0070	0,7856
6	34	0,0000	0,0871	0,0000
34	35	0,0000	0,0590	0,0000
7	35	0,0000	0,0701	0,0000
8	35	0,0000	0,0450	0,0000
35	45	0,0129	0,0657	0,1155
10	36	0,0000	0,0068	0,0000
37	38	0,0021	0,0107	0,0208
37	38	0,0021	0,0107	0,0208
37	38	0,0021	0,0107	0,0208
37	40	0,0184	0,0949	0,0000
37	40	0,0184	0,0949	0,0000
37	40	0,0184	0,0949	0,0000
9	39	0,0000	0,0236	0,0000
39	40	0,0202	0,1129	0,1993
41	42	0,0106	0,0596	0,0951
41	42	0,0106	0,0596	0,0951
41	43	0,0110	0,1184	0,2081
41	44	0,0229	0,1174	0,2087
42	43	0,0172	0,0884	0,1446
42	43	0,0172	0,0884	0,1446
43	44	0,0181	0,0929	0,1671

Tabela 33: Dados das barras e carregamento (Sul-Brasileiro Reduzido - fluxo convergido).

Barra	Tipo	V (pu)	Ang. (graus)	$P_G$ (MW)	$Q_G$ (MVar)	$P_L$ (MW)	$Q_L$ (MVar)	$B_{sh_k}$ (pu)
1	2	1,020	-6,887	650,00	4,92	0,00	0,00	0,00
2	2	1,040	-14,116	215,00	64,24	0,00	0,00	0,00
3	2	1,020	2,978	895,00	102,90	0,00	0,00	0,00
4	3	1,022	0,000	1531,60	-39,50	0,00	0,00	0,00
5	2	1,018	7,032	1325,00	-4,78	0,00	0,00	0,00
6	2	1,030	-24,566	90,00	41,09	0,00	0,00	0,00
7	2	1,030	-23,082	120,00	45,52	0,00	0,00	0,00
8	2	1,030	-21,726	241,00	75,97	0,00	0,00	0,00
9	2	1,000	-14,155	460,00	98,12	0,00	0,00	0,00
10	2	1,020	2,761	1100,00	-80,83	0,00	0,00	0,00
11	0	1,024	-6,928	0,00	0,00	0,00	0,00	-2,50
12	0	1,015	-9,374	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
13	0	0,970	-32,316	0,00	0,00	177,00	68,00	0,00
14	0	1,008	-33,974	0,00	0,00	191,00	42,00	0,00
15	0	1,016	-19,486	0,00	0,00	171,00	18,50	0,00
16	0	0,994	-16,226	0,00	0,00	126,00	47,00	0,00
17	0	0,993	-10,611	0,00	0,00	46,00	14,70	0,00
18	0	1,013	-2,687	0,00	0,00	281,00	56,50	0,00
19	0	1,010	-10,965	0,00	0,00	279,00	60,70	0,00
20	0	1,002	-20,897	0,00	0,00	130,00	29,40	0,00
21	0	1,013	-21,092	0,00	0,00	427,00	-25,00	0,00
22	0	0,959	-27,583	0,00	0,00	310,00	141,00	0,00
23	0	0,990	-26,346	0,00	0,00	424,00	90,60	0,00
24	0	0,985	-28,777	0,00	0,00	117,00	53,10	0,00
25	0	1,029	-5,597	0,00	0,00	0,00	0,00	-0,60
26	0	1,017	-18,762	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
27	0	1,021	-17,250	0,00	0,00	368,00	59,60	0,00
28	0	0,998	-24,318	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
29	0	1,023	-11,711	0,00	0,00	174,00	-8,00	-1,00
30	0	1,014	-29,224	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,50
31	0	1,012	-22,786	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,50
32	0	1,020	-9,683	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,70
33	0	1,029	-1,256	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
34	0	0,998	-28,938	0,00	0,00	125,00	39,80	0,00
35	0	1,002	-27,756	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
36	0	1,028	-1,330	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
37	0	1,016	-33,458	0,00	0,00	813,00	110,00	0,00
38	0	1,026	-32,730	0,00	0,00	612,00	-455,00	0,00
39	0	0,983	-20,497	0,00	0,00	404,00	135,00	0,00
40	0	1,018	-25,447	0,00	0,00	393,00	-111,00	0,00
41	0	0,983	-15,559	0,00	0,00	262,00	13,20	0,00
42	0	1,000	-11,566	0,00	0,00	229,00	183,00	0,00
43	0	0,972	-15,361	0,00	0,00	184,00	60,20	0,00
44	0	0,972	-13,302	0,00	0,00	139,00	53,70	0,00
45	0	0,969	-32,038	0,00	0,00	90,10	55,30	0,00

Nas Tabelas 34 a 37 são reproduzidos os dados do sistema teste New England encontrados em Araujo e Zaneta (2001).

Tabela 34: Dados dos geradores síncronos (New England).

Gerador	$x'_d$ (pu)	$x_q$ (pu)	$x_d$ (pu)	$T'_{d0}$ (pu)	H(s)	D(pu)
G-1	0,0310	0,0609	0,1000	10,20	42,0	4,00
G-2	0,0697	0,2820	0,2950	6,56	30,3	9,75
G-3	0,0531	0,2370	0,2495	5,70	35,8	10,00
G-4	0,0436	0,2580	0,2620	6,56	28,6	10,00
G-5	0,1320	0,6200	0,6700	5,40	26,0	3,00
G-6	0,0500	0,2410	0,2540	7,30	34,8	10,00
G-7	0,0490	0,2920	0,2950	5,66	26,4	8,00
G-8	0,0570	0,2800	0,2900	6,70	24,3	9,00
G-9	0,0570	0,2050	0,2106	4,79	34,5	14,00
G-10	0,0001	1e-10	1e-10	7,00	1e9	10,00

Tabela 35: Dados dos reguladores automáticos de tensão (New England).

Gerador	$K_r$ (pu)	$T_r$ (s)
G-1	5,0	0,06
G-2	6,2	0,05
G-3	5,0	0,06
G-4	5,0	0,06
G-5	40,0	0,02
G-6	5,0	0,02
G-7	40,0	0,02
G-8	5,0	0,02
G-9	40,0	0,02
G-10	0,001	9999

Tabela 36: Dados das linhas de transmissão (New England).

Barra inicial	Barra final	r (pu)	x (pu)	b (pu)
30	31	0,0035	0,0411	0,6987
30	10	0,0010	0,0250	0,7500
31	32	0,0013	0,0151	0,2572
31	25	0,0070	0,0086	0,1406
32	33	0,0013	0,0213	0,2214
32	18	0,0011	0,0133	0,2138

Continuação do dados das linhas de transmissão (New England).

Barra inicial	Barra final	r (pu)	x (pu)	b (pu)
34	33	0,0008	0,0128	0,1342
33	14	0,0008	0,0129	0,1382
35	34	0,0002	0,0026	0,0434
36	35	0,0006	0,0092	0,1130
11	35	0,0007	0,0082	0,1389
37	$F_1$	0,0000	0,0100	0,0000
37	$F_2$	0,0000	0,0100	0,0000
$F_1$	34	0,0008	0,0112	0,1476
$F_2$	36	0,0004	0,0046	0,0780
37	38	0,0023	0,0363	0,3804
38	10	0,0010	0,0250	1,2000
39	11	0,0004	0,0043	0,0729
39	13	0,0004	0,0043	0,0729
13	14	0,0009	0,0101	0,1723
14	15	0,0018	0,0217	0,3660
15	16	0,0009	0,0094	0,1710
16	17	0,0007	0,0089	0,1342
16	19	0,0016	0,0195	0,3040
16	21	0,0008	0,0135	0,2548
16	24	0,0003	0,0059	0,0680
17	18	0,0007	0,0082	0,1319
17	27	0,0013	0,0173	0,3216
21	22	0,0008	0,0140	0,2565
22	23	0,0006	0,0096	0,1846
23	24	0,0022	0,0350	0,3610
25	26	0,0032	0,0323	0,5130
26	27	0,0014	0,0147	0,2396
26	28	0,0043	0,0474	0,7802
26	29	0,0057	0,0625	1,0290
28	29	0,0014	0,0151	0,2490
12	11	0,0016	0,0435	0,0000
12	13	0,0016	0,0435	0,0000
2	35	0,0000	0,0250	0,0000
39	3	0,0000	0,0200	0,0000
19	4	0,0007	0,0142	0,0000
20	5	0,0009	0,0180	0,0000
22	6	0,0000	0,0143	0,0000
23	7	0,0005	0,0272	0,0000
25	8	0,0006	0,0232	0,0000
31	1	0,0000	0,0181	0,0000
29	9	0,0008	0,0156	0,0000
19	20	0,0007	0,0138	0,0000

Tabela 37: Dados das barras e carregamento (New England - fluxo convergido).

Barra	Tipo	V (pu)	Ang. (graus)	$P_G$ (MW)	$Q_G$ (MVar)	$P_L$ (MW)	$Q_L$ (MVar)
1	2	1.000	-3.699	250.00	87.79	0.00	0.00
2	3	1.000	0.000	552.77	236.01	9.00	5.00
3	2	1.000	2.266	650.00	237.27	0.00	0.00
4	2	1.000	4.326	632.00	141.36	0.00	0.00
5	2	1.000	3.429	508.00	132.83	0.00	0.00
6	2	1.000	6.323	650.00	193.93	0.00	0.00
7	2	1.000	9.506	560.00	132.64	0.00	0.00
8	2	1.000	2.387	540.00	36.91	0.00	0.00
9	2	1.000	8.394	830.00	66.23	0.00	0.00
10	2	1.000	-11.712	1000.00	198.89	1104.00	250.00
11	0	0.957	-6.426	-0.00	0.00	0.00	0.00
12	0	0.936	-6.424	0.00	0.00	8.00	88.00
13	0	0.957	-6.289	0.00	0.00	0.00	0.00
14	0	0.951	-8.129	0.00	0.00	0.00	0.00
15	0	0.947	-8.487	0.00	0.00	320.00	153.00
16	0	0.962	-6.819	0.00	0.00	329.00	32.00
17	0	0.965	-8.066	-0.00	0.00	0.00	0.00
18	0	0.964	-9.080	0.00	0.00	158.00	30.00
19	0	0.980	-0.873	-0.00	0.00	0.00	0.00
20	0	0.976	-1.878	0.00	0.00	628.00	103.00
21	0	0.959	-4.160	-0.00	0.00	274.00	115.00
22	0	0.977	0.862	-0.00	0.00	0.00	0.00
23	0	0.973	0.539	-0.00	0.00	275.00	85.00
24	0	0.967	-6.728	0.00	-0.00	309.00	-92.00
25	0	0.996	-4.826	0.00	-0.00	224.00	48.00
26	0	0.987	-6.104	0.00	0.00	139.00	17.00
27	0	0.970	-8.318	0.00	0.00	281.00	76.00
28	0	0.989	-2.165	-0.00	0.00	206.00	28.00
29	0	0.991	0.920	-0.00	0.00	284.00	27.00
30	0	1.004	-9.747	0.00	0.00	0.00	0.00
31	0	0.985	-6.331	0.00	0.00	0.00	0.00
32	0	0.966	-9.439	0.00	0.00	322.00	2.00
33	0	0.943	-10.289	0.00	0.00	500.00	184.00
34	0	0.949	-8.940	-0.00	0.00	0.00	0.00
35	0	0.952	-8.210	-0.00	0.00	0.00	0.00
36	0	0.940	-10.778	0.00	0.00	233.00	84.00
37	0	0.938	-12.753	0.00	0.00	522.00	176.00
38	0	0.986	-12.174	-0.00	0.00	0.00	0.00
39	0	0.961	-5.506	-0.00	0.00	0.00	0.00
$F_1$	0	-	-	-	-	-	-
$F_2$	0	-	-	-	-	-	-

Nas Tabelas 38 a 41 são reproduzidos os dados do Sistema de Duas Áreas, cujos dados podem ser encontrados em Sauer e Pai (1998).

Tabela 38: Dados dos geradores síncronos (Sistema de Duas Áreas).

Gerador	$x'_d$ (pu)	$x_q$ (pu)	$x_d$ (pu)	$T'_{d0}$ (pu)	H(s)	D(pu)
G-1	0,033	0,190	0,20	8,0	54,0	0,10
G-2	0,033	0,190	0,20	8,0	54,0	0,10
G-3	0,033	0,190	0,20	8,0	63,0	0,10
G-4	0,033	0,190	0,20	8,0	63,0	0,10

Tabela 39: Dados dos reguladores automáticos de tensão (Sistema de Duas Áreas).

Gerador	$K_e$ (pu)	$T_e$ (s)
G-1	200	0,001
G-2	200	0,001
G-3	200	0,001
G-4	200	0,001

Tabela 40: Dados das linhas de transmissão (Sistema de Duas Áreas).

Barra inicial	Barra final	r (pu)	x (pu)	b (pu)
1	5	0,0010	0,0120	0,000
2	6	0,0010	0,0120	0,000
7	$F_1$	0,0000	0,0100	0,000
7	$F_2$	0,0000	0,0100	0,000
$F_1$	8	0,0220	0,2200	0,330
$F_2$	8	0,0220	0,2200	0,330
7	8	0,0220	0,2200	0,330
6	7	0,0020	0,0200	0,030
6	7	0,0020	0,0200	0,030
4	10	0,0010	0,0120	0,000
3	9	0,0010	0,0120	0,000
9	8	0,0020	0,0200	0,030
9	8	0,0020	0,0200	0,030
5	6	0,0050	0,0500	0,075
5	6	0,0050	0,0500	0,075
10	9	0,0050	0,0500	0,075
10	9	0,0050	0,0500	0,075

Tabela 41: Dados das barras e carregamento (Sistema de Duas Áreas - fluxo convergido).

Barra	Tipo	V (pu)	Ang. (°)	$P_G$ (MW)	$Q_G$ (MVar)	$P_L$ (MW)	$Q_L$ (MVar)	$B_{sh_k}$ (pu)
1	2	1,030	9,163	700,00	186,47	0,00	0,00	0,00
2	2	1,010	-0,733	700,00	316,30	0,00	0,00	0,00
3	2	1,010	-10,393	700,00	257,82	0,00	0,00	0,00
4	3	1,030	0,000	726,26	171,25	0,00	0,00	0,00
5	0	1,005	4,611	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
6	0	0,969	-5,472	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
7	0	0,937	-14,022	0,00	0,00	1159,00	212,00	1,00
8	0	0,953	-23,691	0,00	0,00	1575,00	288,00	3,50
9	0	0,976	-15,132	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
10	0	1,006	-4,728	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$F_1$	0	–	–	–	–	–	–	–
$F_2$	0	–	–	–	–	–	–	–

## APÊNDICE A – Artigos Publicados e Submetidos

A seguir são apresentados os artigos desenvolvidos durante a pesquisa de doutoramento.

MENEZES, M. M.; VALLE, D. B.; ARAUJO, P. B. Otimização por enxame de partículas no ajuste dos estabilizadores do sistema elétrico de potência. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS (SBSE 2014), [s.n], 2014, Foz do Iguaçu. Proceedings... Foz do Iguaçu: SBSE. 2014. p. 1-6. (Publicado)

VALLE, D. B.; MENEZES, M. M.; ARAUJO, P. B. A influência do unified power flow controller (UPFC) no sistema elétrico de potência. In: CONFERÊNCIA BRASILEIRA DE DINÂMICA, CONTROLE E APLICAÇÕES (DINCON 2013), [s.n], 2013, Fortaleza. Proceedings... Fortaleza: SBA, 2013. p. 1-6. (Publicado)

VALLE, D. B.; ARAUJO, P. B. Comparação das estruturas de controle do IPFC e de técnicas de ajuste dos parâmetros do controlador POD. In: CONFERÊNCIA BRASILEIRA SOBRE QUALIDADE DA ENERGIA ELÉTRICA (CBQEE 2013), [s.n], 2013, Araxá. Proceedings... Araxá: CBQEE, 2013. p. 1-6. (Publicado)

VALLE, D. B.; ARAUJO, P. B. Incorporação do controlador FACTS GUPFC no fluxo de potência. In: X LATIN-AMERICAN CONGRESS ON ELECTRIC POWER GENERATION, TRANSMISSION AND DISTRIBUTION (CLAGTEE 2013), [s.n], 2013, Viña del Mar. Proceedings... Viña del Mar: CLAGTEE, 2013. p. 1-6. (Publicado)

MENEZES, M. M.; VALLE, D. B.; ARAUJO, P. B. Localização e ajuste coordenado de parâmetros em dispositivos ESP e TCSC-POD. In: CONFERÊNCIA BRASILEIRA DE DINÂMICA, CONTROLE E APLICAÇÕES (DINCON 2013), [s.n], 2013, Fortaleza. Proceedings... Fortaleza: SBA, 2013. p. 1-6. (Publicado)

ALMADA, L. M.; VALLE, D. B.; FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Using the power injection model for FACTS device TCSC on analysis of the small signal stability of electric power systems. In: X LATIN-AMERICAN CONGRESS ON ELECTRIC POWER GENERATION, TRANSMISSION AND DISTRIBUTION (CLAGTEE 2013), [s.n], 2013, Viña del Mar. Proceedings... Viña del Mar: CLAGTEE, 2013. p. 1-6. (Publicado)

VALLE, D. B.; ARAUJO, P. B. Análise de estruturas de controle do UPFC no amortecimento das oscilações eletromecânicas do sistema elétrico de potência. In: IV SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS (SBSE 2012), [s.n], 2012, Goiânia. Proceedings... Goiânia: SBSE, 2012. p. 1-6. (Publicado)

VALLE, D. B.; ARAUJO, P. B. Utilização de redes neurais artificiais para o ajuste dos parâmetros do controlador POD do dispositivo FACTS IPFC, In: NINTH LATIN-AMERICAN CONGRESS ON ELECTRICITY GENERATION AND TRANSMISSION (CLAGTEE 2011), [s.n], Mar del Plata. Proceedings... Mar del Plata: CLAGTEE, 2011. p. 1-6. (Publicado)

VALLE, D. B.; MENEZES, M. M.; Araujo, P. B. Atuação do generalized unified power flow controller (GUPFC) no sistema elétrico de potência, In: XX CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA (CBA 2014), [s.n], 2014, Belo Horizonte. Proceedings... Belo Horizonte: CBA, 2014. p. 1-6. (Submetido)

VALLE, D. B.; Araujo, P. B. The influence of GUPFC FACTS device on small signal stability of the electrical power systems, *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, London, v. XX, n. X, p. XX - XX, 2014. ISSN XXXX-XXXX. (Aceito para publicação)