

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA**

**“Análise dos Zeros da FTMA e Ajuste de Parâmetros de Controladores Suplementares de Amortecimento Acoplado ao Dispositivo FACTS UPFC”**

**RICARDO FRANGIOSI DE MOURA**

**Orientador:** Prof. Dr. Percival Bueno de Araujo

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia - UNESP – Campus de Ilha Solteira, para obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.  
Área de Conhecimento: Automação.

Ilha Solteira – SP  
Abril/2012

## FICHA CATALOGRÁFICA

Elaborada pela Seção Técnica de Aquisição e Tratamento da Informação  
Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação da UNESP - Ilha Solteira.

M929a Moura, Ricardo Frangiosi.  
Análise dos zeros da FTMA e ajuste de parâmetros de controladores suplementares de amortecimento acoplado ao dispositivo FACTS UPFC / Ricardo Frangiosi Moura. – Ilha Solteira : [s.n.], 2012.  
114 f. : il.

Tese (doutorado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Automação, 2012

Orientador: Percival Bueno de Araujo  
Inclui bibliografia

1. Estabilidade a pequenas perturbações. 2. Estabilizadores suplementares.  
3. FACTS. 4. Sistemas elétricos de potência. 5. UPFC. 6. Zeros. 7. Resíduos.  
8. Algoritmo genético. 9. Eletrônica de potência.

**CERTIFICADO DE APROVAÇÃO**

**TÍTULO:** Análise dos Zeros da FTMA e Ajuste de Parâmetros de Controladores Suplementares de Amortecimento Acoplado ao Dispositivo FACTS UPFC

**AUTOR:** RICARDO FRANGIÓSI DE MOURA

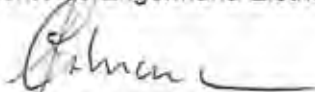
**ORIENTADOR:** Prof. Dr. PERCIVAL BUENO DE ARAUJO

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



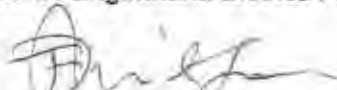
Prof. Dr. LAURENCE DUARTE COLVARA

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. FRANCISCO DAMASCENO FREITAS

Departamento de Engenharia Elétrica / Universidade de Brasília



Prof. Dr. GEORGE LAURO RIBEIRO DE BRITO

Departamento de Ciências da Computação / Universidade Federal de Tocantins

Data da realização: 05 de abril de 2012.

*À minha família*

# AGRADECIMENTOS

---

Agradeço a Deus por estar sempre ao meu lado, me dando forças para superar todos os obstáculos com muita saúde.

Ao Professor Percival Bueno de Araujo, um agradecimento especial, pela orientação, dedicação, paciência e incentivo. E por saber que deste convívio nasceu uma grande amizade.

À minha família, em especial aos meus pais Ael e Sandra pelo amor e apoio incondicional para que este trabalho fosse concluído.

Aos amigos do Departamento de Engenharia Elétrica (FEIS – UNESP), por sua amizade e apoio, em especial ao amigo Marcos Amorielle Furini, que mesmo distante sempre esteve disposto a ajudar na realização deste trabalho.

A todos os funcionários do Departamento de Engenharia Elétrica (FEIS – UNESP), em especial à Luzinete Maria de Oliveira e ao Deoclécio Mitsuiti Kosaka pelo suporte técnico e pela amizade desde os tempos de mestrado.

Ao Departamento de Engenharia Elétrica (FEIS – UNESP) pelo suporte técnico e de infraestrutura para realização deste trabalho.

Ao Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Tocantins (IFTO), pela liberação de minhas atividades profissionais e suporte financeiro durante a realização deste trabalho.

*“Se eu vi mais longe, foi por estar de pé sobre ombros de gigantes.”*

*Isaac Newton*

# RESUMO

---

Este trabalho trata da análise da estabilidade a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência multimáquinas considerando a atuação de Estabilizadores de Sistemas de Potência (ESPs) e de controladores do tipo *Power Oscillation Damping* acoplados a dispositivos FACTS UPFC (conjunto UPFC/POD). Um de seus objetivos é analisar como o posicionamento dos zeros da função de transferência em malha aberta (FTMA) do sistema elétrico de potência influencia na localização e na capacidade dos controladores em introduzir amortecimento às oscilações de baixa frequência. De maneira usual, uma análise de sensibilidade, através do método dos resíduos fornece a localização para instalação do conjunto UPFC/POD e/ou ESP. Entretanto, será mostrado neste trabalho que a quantidade de amortecimento fornecido ao modo eletromecânico de interesse utilizando os controladores suplementares de amortecimento é limitada pelo zero da FTMA do controlador. Desta forma, o ESP ou o conjunto UPFC/POD instalado na melhor localização obtida através do método dos resíduos pode não fornecer o coeficiente de amortecimento desejado ao polo de interesse. Outro objetivo é o ajuste dos parâmetros destes controladores e são utilizadas duas técnicas, sendo uma baseada na compensação de fase e chamada de método dos resíduos. Também é proposta outra forma de ajuste, fundamentada em algoritmos genéticos. Para a execução desses estudos o Modelo de Sensibilidade de Potência é utilizado para a representação do sistema elétrico de potência. Resultados são apresentados para dois sistemas teste: sistema simétrico com 4 geradores, 10 barras e 9 linhas de transmissão e o sistema New England com 10 geradores, 39 barras e 46 linhas de transmissão.

Palavras-Chave: Estabilidade a pequenas perturbações. Estabilizadores suplementares. FACTS. Sistemas elétricos de potência. UPFC. Zeros. Resíduos. Algoritmo genético.

# ABSTRACT

---

This work deals with the small-signal stability analysis of multimachine power systems considering the Power System Stabilizers (PSS) and Power Oscillation Damping (POD) performance. POD is coupled to the FACTS (Flexible Alternating Current Transmission Systems) UPFC (Unified Power Flow Controller). An analysis of the open-loop transfer function (OLTF) zeros of the electric power systems is carried out aiming to verify the influence of the OLTF zeros placement on the controllers location and ability to introduce damping to low frequency oscillations. In the usual way, a sensitivity analysis, using the residue method, provides the UPFC/POD and/or PSS location. However, will be shown in this work that the damping provided to interest eigenvalue using a supplementary damping controller is limited by the OLTF zeros placement. Thus, the PSS or the UPFC/POD installed in the best location obtained by the residue method cannot provide the desired damping coefficient to the interest pole. Another objective of this work is to evaluate the performance of the controller parameters tuning. Two techniques are used with this objective. One of them is based on phase compensation and called the residue method. The second one is based on genetic algorithm method. For the execution of these studies the Power Sensitivity Model (PSM) is used to represent the electric power system. Results are presented for two test systems: a test system with 4 generators, 10 buses and 9 transmission lines and the New England System that has 10 generators, 39 buses and 46 transmission lines.

**Keywords:** Small-signal stability. Supplementary stabilizers. FACTS. Electric power systems. UPFC. Zeros. Residues. Genetic algorithm.

# LISTA DE ILUSTRAÇÕES

---

Figura 1	Diagrama Unifilar do Gerador Síncrono.....	25
Figura 2	Potências no Sistema Multimáquinas .....	26
Figura 3	Regulador Automático de Tensão.....	34
Figura 4	Diagrama de Blocos do MSP.....	38
Figura 5	Composição Básica do UPFC.....	41
Figura 6	Representação do UPFC: Modelo de Injeção de Potência.....	42
Figura 7	Representação da Fonte de Tensão Série por uma Fonte de Corrente.....	43
Figura 8	Diagrama Fasorial da Tensão $\bar{V}_s$ e da Corrente $\bar{I}_{sh}$ produzidas pelo UPFC ....	44
Figura 9	Transformação da Fonte de Corrente Série .....	46
Figura 10	Modelo de Injeção de Potência para o UPFC. ....	47
Figura 11	Modelo Dinâmico do UPFC Operando no Modo $v_q$ – Blocos de Primeira Ordem .....	48
Figura 12	Regulador Automático de Tensão com o Sinal Suplementar do ESP .....	55
Figura 13	Região de Estabilidade Desejada .....	61
Figura 14	Função de Transferência do SEP com Controlador.....	62
Figura 15	Efeito do Controlador POD no Resíduo Associado ao Autovalor $\lambda_i$ .....	63
Figura 16	Esquema Básico do Algoritmo Genético.....	65
Figura 17	Diagrama Unifilar do Sistema Multimáquinas de Duas Áreas.....	71
Figura 18	Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 6 – 7.....	75
Figura 19	Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 7 – 8.....	75

Figura 20	Diagrama Unifilar do Sistema Multimáquinas New England .....	76
Figura 21	Fatores de Participação para o Modo Interárea.....	79
Figura 22	Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 30 – 10: Sinal Fluxo de Potência Ativa .....	82
Figura 23	Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 30 – 31: Sinal Fluxo de Potência Ativa .....	82
Figura 24	Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 37 – 38: Sinal Fluxo de Potência Ativa .....	83
Figura 25	Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 30 – 31: Sinal Corrente Elétrica .....	84
Figura 26	Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 30 –10: Sinal Velocidade Angular .....	86
Figura 27	Comportamento Dinâmico: $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$ Sem Atuação dos Controladores .....	89
Figura 28	Comportamento Dinâmico: $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$ Com Atuação dos Controladores .....	89
Figura 29	Comportamento Dinâmico: $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$ Usando Diferentes Técnicas de Ajustes .....	90
Figura 30	Comportamento Dinâmico: $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$ : Diferentes Sinais de Entrada e Localização para o Controlador POD.....	91
Figura 31	Localização dos Polos ( $\lambda_i$ ) e Zeros ( $z$ ) Associados ao Modo Local 1 .....	94
Figura 32	Influência do Ganho do Controlador Associado ao Modo Local 1 .....	94
Figura 33	Sistemas de Coordenadas r,m e d,q .....	103
Figura 34	Sistema Multimáquinas de Duas Áreas .....	109
Figura 35	Sistema Multimáquinas New England.....	110

# LISTA DE TABELAS

---

Tabela 1	Parâmetros do Algoritmo Genético .....	68
Tabela 2	Sistema Simétrico de Duas Áreas: Autovalores Dominantes, Frequência e Coeficiente de Amortecimento ( $\xi$ ): Caso Base.....	71
Tabela 3	Módulos dos Resíduos Associados ao Modo Interárea para Diversas Localizações do Conjunto UPFC/POD.....	72
Tabela 4	Parâmetros dos Controladores POD para o Sistema Simétrico de Duas Áreas .....	73
Tabela 5	Autovalores do Modo Interárea, Frequência e Coeficiente de Amortecimento ( $\xi$ ) para o UPFC/POD do Sistema Simétrico de Duas Áreas .....	73
Tabela 6	Distância entre o Polo ( $\lambda$ ) de Interesse e o Zero ( $z$ ) da FTMA.....	74
Tabela 7	Sistema New England: Autovalores Dominantes, Frequência e Coeficiente de Amortecimento ( $\xi$ ): Caso Base .....	77
Tabela 8	Módulos dos Resíduos Associados ao Modo Interárea para Diversas Localizações do Conjunto UPFC/POD.....	78
Tabela 9	Parâmetros dos Controladores POD – Sinal Fluxo de Potência Ativa .....	79
Tabela 10	Parâmetros dos Controladores POD – Sinal Corrente Elétrica.....	79
Tabela 11	Parâmetros dos Controladores POD – Sinal Velocidade Angular.....	80
Tabela 12	Coefficientes de Amortecimento ( $\xi$ ) do Modo Interárea – Sinal Fluxo de Potência Ativa.....	81
Tabela 13	Distância entre o Polo ( $\lambda$ ) de Interesse e o Zero ( $z$ ) da FTMA: Sinal Fluxo de Potência Ativa.....	81
Tabela 14	Coefficientes de Amortecimento ( $\xi$ ) do Modo Interárea – Sinal Corrente Elétrica .....	84

Tabela 15	Distância entre o Polo ( $\lambda$ ) de Interesse e o Zero ( $z$ ) da FTMA: Sinal Corrente Elétrica .....	85
Tabela 16	Coefficientes de Amortecimento ( $\xi$ ) do Modo Interárea – Sinal Velocidade Angular .....	85
Tabela 17	Distância entre o Polo ( $\lambda$ ) de Interesse e Zero ( $z$ ) da FTMA: Sinal Velocidade Angular .....	85
Tabela 18	Módulos dos Resíduos – ESP .....	87
Tabela 19	Parâmetros dos Controladores ESP .....	88
Tabela 20	Autovalores Dominantes, Frequência e Coeficiente de Amortecimento ( $\xi$ ) com ESPs .....	88
Tabela 21	Autovalores Dominantes e Coeficiente de Amortecimento ( $\xi$ ) – Sinal Velocidade Angular. ....	92
Tabela 22	Autovalores Dominantes e Coeficiente de Amortecimento ( $\xi$ ) – Sinal Fluxo de Potência Ativa. ....	92
Tabela 23	Autovalores Dominantes e Coeficiente de Amortecimento ( $\xi$ ) – Sinal Corrente Elétrica. ....	93
Tabela 24	Dados das Máquinas Geradoras e Reguladores Automáticos de Tensão .....	109
Tabela 25	Dados do Ponto de Operação Inicial – Caso Base .....	109
Tabela 26	Dados das Linhas de Transmissão .....	110
Tabela 27	Dados das Máquinas Geradoras e Reguladores Automáticos de Tensão .....	110
Tabela 28	Dados das Linhas de Transmissão .....	111
Tabela 29	Dados do Ponto de Operação Inicial – Caso Base .....	112

# LISTA DE ABREVIATURAS

---

AG	Algoritmo Genético
ESP	Estabilizador de Sistemas de Potência
FACTS	<i>Flexible Alternating Current Transmission Systems</i>
FTMA	Função de Transferência em Malha Aberta
FTMF	Função de Transferência em Malha Fechada
MSP	Modelo de Sensibilidade de Potência
POD	<i>Power Oscillation Damping</i>
RAT	Regulador Automático de Tensão
REF	Referência Adotada para o Sistema Elétrico
SEP	Sistema Elétrico de Potência
SSSC	<i>Static Synchronous Series Compensator</i>
STATCOM	<i>Static Synchronous Compensator</i>
SVC	<i>Static Var Compensator</i>
UPFC	<i>Unified Power Flow Controller</i>
UPFC/POD	Dispositivo UPFC com controlador POD acoplado
VSC	<i>Voltage Source Converter</i>
LT	Linha de Transmissão

# LISTA DE SÍMBOLOS

---

$A1_{Gi}, A2_{Gi}, A3_{Gi}$	Coefficientes de potência ativa do gerador $i$
$A1_{im}, A2_{im}, A3_{im}$	Coefficientes de potência ativa da linha de transmissão $i - m$
$A1_{Ui} - A6_{Ui}$	Coefficientes da injeção de potência ativa da barra inicial de instalação do UPFC
$A1_{Uf} - A6_{Uf}$	Coefficientes da injeção de potência ativa da barra final de instalação do UPFC
$B$	Susceptância da linha de transmissão
$D$	Amortecimento inerente do sistema elétrico de potência
$E_{ai}$	Tensão de definição da posição do sistema de coordenadas rotativo
$E_{fdi}$	Tensão de campo do gerador $i$
$E'_i$	Tensão interna do gerador $i$
$G$	Condutância
$I_{di}$	Componente de eixo direto da corrente da barra $i$
$I_i$	Corrente elétrica do gerador $i$
$I_q$	Componente da corrente <i>shunt</i> injetada pelo UPFC
$I_{qi}$	Componente de eixo em quadratura da corrente da barra $i$
$J1 - J4, B1, B2$	Matrizes do MSP
$K_{Ai}, K_{Vi}$	Coefficientes da reação de armadura do gerador $i$ no MSP
$K_{ESP}$	Ganho do controlador ESP
$K_{POD}$	Ganho do controlador POD
$K_{ri}$	Ganho do Regulador Automático de Tensão – RAT
$M_i = 2H_i$	Constante de Inércia do gerador $i$
$P_{Gi}$	Potência ativa gerada pelo gerador $i$
$P_i$	Injeção de potência ativa para a barra inicial de instalação do UPFC
$P_{ij}$	Fluxo de potência ativa entre as barras $i$ e $j$
$P_{Li}$	Carga ativa da barra $i$
$P_j$	Injeção de Potência ativa para a barra final de instalação do UPFC
$P_{mi}$	Potência mecânica de entrada do gerador $i$
$Q_{Gi}$	Potência reativa gerada pelo gerador $i$
$Q_i$	Injeção de potência reativa para a barra inicial de instalação do UPFC

$Q_{ij}$	Fluxo de potência reativa entre as barras $i$ e $j$
$Q_{Li}$	Carga reativa da barra $i$
$Q_j$	Injeção de potência reativa para a barra final de instalação do UPFC
$r$	Parâmetro de controle da magnitude da tensão inserida pelo UPFC
$R1_{Gi}, R2_{Gi}, R3_{Gi}$	Coefficientes de potência reativa do gerador $i$
$R1_{im}, R2_{im}, R3_{im}$	Coefficientes de potência reativa da linha de transmissão $i - m$
$R1_{Ui} - R6_{Ui}$	Coefficientes da injeção de potência reativa da barra inicial de instalação do UPFC
$R1_{Uf} - R6_{Uf}$	Coefficientes da injeção de potência reativa da barra final de instalação do UPFC
$R_{ijk}$	Resíduo associado ao modo $k$ devido a entrada $i$ e saída $j$
$R_{im}$	Resistência da linha de transmissão entre as barras $i$ e $m$
$s$	Operador de Laplace
$T$	Matriz de Transformação de Coordenadas
$T'_{d0i}$	Constante de tempo transitória de eixo direto do gerador $i$
$T_{ri}$	Constante de tempo do Regulador Automático de Tensão – RAT
$T_{Vp}, T_{Vq}, T_{Iq}$	Constante de tempo dos parâmetros de controle do UPFC
$T_w$	Constante de tempo <i>washout</i> para ESP e POD
$T_1, T_2, T_3, T_4$	Constantes de tempo dos blocos avanço – atraso de fase para ESP e POD
$V_{di}$	Componente de eixo direto da tensão da barra $i$
$V_i$	Tensão terminal da barra $i$
$V_p$	Componente da tensão inserida pelo UPFC em fase com a corrente da linha
$V_q$	Componente da tensão inserida pelo UPFC em quadratura com a corrente da linha
$V_{qi}$	Componente de eixo em quadratura da tensão da barra $i$
$V_{refi}$	Tensão de referência para o Regulador Automático de Tensão – RAT
$\bar{V}_s$	Tensão série gerada pelo UPFC
$x_{di}$	Reatância síncrona de eixo direto do gerador $i$
$x'_{di}$	Reatância transitória de eixo direto do gerador $i$
$X_{im}$	Reatância da linha de transmissão entre as barras $i$ e $m$
$x_{qi}$	Reatância síncrona de eixo em quadratura do gerador $i$
$z$	zero da FTMA
$Z_{im}$	Impedância da linha de transmissão entre as barras $i$ e $m$

$\delta_i$	Ângulo do rotor do gerador $i$
$\theta_i$	Ângulo da tensão da barra $i$
$\Omega_i$	Conjunto de barras vizinhas à barra $i$
$\omega_i$	Velocidade angular do gerador $i$
$\omega_0$	Velocidade síncrona – 377 rad/s
$\gamma$	Parâmetro de controle do ganho da tensão inserida pelo UPFC
$\omega_{nle}$	Frequência natural do laço eletromecânico
$\lambda_i$	Autovalor de interesse
$\varphi$	Autovetor à direita
$\psi$	Autovetor à esquerda
$\xi$	Coefficiente de Amortecimento
$\Delta$	Representa pequenas variações em torno do ponto de equilíbrio
$(r,m)$	Sistema de coordenadas fixo, eixos real e imaginário
$(d,q)$	Sistema de coordenadas rotativo, eixos direto e em quadratura

# SUMÁRIO

---

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO.....</b>	<b>19</b>
<b>2</b>	<b>MODELO DE SENSIBILIDADE DE POTÊNCIA PARA SISTEMAS MULTIMÁQUINAS.....</b>	<b>24</b>
2.1	INTRODUÇÃO .....	24
2.2	EQUAÇÕES GERAIS DO MSP PARA SISTEMAS MULTIMÁQUINAS.....	24
2.3	POTÊNCIAS GERADAS E FLUXO DE POTÊNCIAS .....	26
2.4	BALANÇO NODAL DE POTÊNCIAS NO SISTEMA MULTIMÁQUINAS.....	30
2.5	TENSÃO INTERNA DA MÁQUINA SÍNCRONA .....	31
2.6	TENSÃO DE CAMPO DA MÁQUINA SÍNCRONA .....	33
2.7	EQUAÇÕES DE MOVIMENTO DA MÁQUINA SÍNCRONA .....	34
2.8	REPRESENTAÇÕES DO MSP PARA SISTEMAS MULTIMÁQUINAS.....	35
2.9	REPRESENTAÇÃO NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA.....	37
2.10	CONCLUSÕES .....	39
<b>3</b>	<b>UNIFIED POWER FLOW CONTROLLER E CONTROLADORES SUPLEMENTARES DE AMORTECIMENTO.....</b>	<b>40</b>
3.1	INTRODUÇÃO .....	40
3.2	UNIFIED POWER FLOW CONTROLER .....	40
3.3	MODELO DE INJEÇÃO DE POTÊNCIA PARA O UPFC.....	42
3.4	POTÊNCIA COMPLEXA INJETADA PELO CONVERSOR SÉRIE .....	44
3.5	POTÊNCIA COMPLEXA INJETADA PELO CONVERSOR SHUNT .....	44
3.6	TRANSFORMANDO A FONTE DE CORRENTE SÉRIE .....	45

3.7	POWER OSCILLATION DAMPING .....	47
3.8	SINAIS DE ENTRADA PARA O POD .....	51
3.8.1	<i>SINAL DE ENTRADA: FLUXO DE POTÊNCIA ATIVA</i> .....	52
3.8.2	<i>SINAL DE ENTRADA: CORRENTE ELÉTRICA</i> .....	52
3.8.3	<i>SINAL DE ENTRADA: VELOCIDADE ANGULAR</i> .....	53
3.9	ESTABILIZADOR DE SISTEMAS DE POTÊNCIA .....	54
3.10	CONCLUSÕES .....	55
<b>4</b>	<b>INFLUÊNCIA DOS ZEROS NO DESEMPENHO DO CONJUNTO UPFC/POD E ESPS E MÉTODOS DE AJUSTE DE PARÂMETROS</b> .....	<b>57</b>
4.1	INTRODUÇÃO .....	57
4.2	LOCALIZAÇÃO DOS CONTROLADORES (POD E ESP) .....	58
4.3	INFLUÊNCIA DOS ZEROS DA FTMA NO CONTROLE DO SEP .....	60
4.4	AJUSTE DOS PARÂMETROS USANDO O MÉTODO DOS RESÍDUOS .....	62
4.5	AJUSTE DOS PARÂMETROS USANDO ALGORITMOS GENÉTICOS .....	64
4.6	CONCLUSÕES .....	69
<b>5</b>	<b>SIMULAÇÕES E RESULTADOS</b> .....	<b>70</b>
5.1	INTRODUÇÃO .....	70
5.2	SISTEMA SIMÉTRICO DE DUAS ÁREAS .....	70
5.2.1	<i>LOCALIZAÇÃO DO CONTROLADOR POD</i> .....	72
5.2.2	<i>AJUSTE DOS PARÂMETROS DO CONTROLADOR POD</i> .....	72
5.2.3	<i>INFLUÊNCIA DOS ZEROS NO AMORTECIMENTO DO SEP</i> .....	73
5.3	SISTEMA NEW ENGLAND .....	76
5.3.1	<i>LOCALIZAÇÃO DO CONTROLADOR POD</i> .....	77

<i>5.3.2 AJUSTE DOS PARÂMETROS DO CONTROLADOR POD</i> .....	78
<i>5.3.3 INFLUÊNCIA DOS ZEROS NO AMORTECIMENTO DO SEP</i> .....	80
<i>5.3.4 ATUAÇÃO SIMULTÂNEA DO CONJUNTO UPFC/POD E ESPS</i> .....	86
<i>5.3.5 LOCALIZAÇÃO DOS CONTROLADORES ESP</i> .....	87
<i>5.3.6 AJUSTE DOS PARÂMETROS DOS CONTROLADORES ESPS</i> .....	87
5.4 CONCLUSÕES .....	94
<b>6 CONCLUSÕES FINAIS</b> .....	<b>96</b>
<b>REFERÊNCIAS</b> .....	<b>99</b>
<b>APÊNDICE A - MATRIZ DE TRANSFORMAÇÃO DE COORDENADAS</b> .....	<b>103</b>
<b>APÊNDICE B - COEFICIENTES DO MODELO DE INJEÇÃO DE POTÊNCIA DO UPFC</b> .....	<b>105</b>
<b>APÊNDICE C - DADOS DO SISTEMA MULTIMÁQUINAS UTILIZADO</b> .....	<b>109</b>
<b>APÊNDICE D - ARTIGOS PUBLICADOS E SUBMETIDOS</b> .....	<b>114</b>

# CAPÍTULO 1

---

## INTRODUÇÃO

Os avanços tecnológicos da humanidade solicitam continuamente aumentos na demanda de energia elétrica. Portanto, caracteriza-se como principal função dos sistemas elétricos de potência (SEPs) o suprimento dessa demanda crescente de energia elétrica de forma segura, confiável e economicamente viável. Para aumentar a confiabilidade, a interligação de sistemas elétricos de potência é cada vez maior, originando assim interações entre diversos tipos de equipamentos com comportamentos dinâmicos diferentes.

O surgimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência pouco amortecidas ou até mesmo instáveis em função das interações do ângulo do rotor das máquinas geradoras é um dos processos que podem culminar com restrições à operação estável de sistemas elétricos de potência. O efetivo amortecimento dessas oscilações tem sido decisivo para a estabilidade dos sistemas elétricos.

Os modos eletromecânicos de oscilação podem ser classificados de acordo com sua frequência de ocorrência. Os de maior interesse são os modos locais e os modos interárea. Modos locais de oscilação se encontram na faixa de 0,7 a 2,0 Hz e estão associados às oscilações dos rotores de um grupo de geradores próximos. Modos interárea de oscilação localizam-se na faixa de 0,1 a 0,8 Hz e são relacionados com as oscilações de grupos de geradores de uma área contra outro grupo de geradores de outra área (DEMELLO; CONCORDIA, 1969, LARSEN; SWANN, 1981).

A utilização de Estabilizadores de Sistema de Potência (ESP) no amortecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência é realizada de maneira eficaz, econômica e confiável há várias décadas (ANDERSON; FOUAD, 2003; DEMELLO; CONCORDIA, 1969; KUNDUR, 1994; LARSEN; SWANN, 1981). Sua localização (malha de controle da tensão do gerador) e filosofia de aplicação evidenciam que sua principal atuação é no amortecimento das oscilações de modo local, ou seja, associadas aos geradores eletricamente próximos. Quando ajustados para amortecer oscilações do tipo interárea seu desempenho pode não ser o esperado, podendo vir a ser prejudicial para os modos locais antes estáveis. (MOUSSA; YU, 1974, PELLANDA et al., 2006)

Com o avanço da tecnologia empregada na eletrônica de potência, dispositivos automáticos de compensação foram desenvolvidos, os denominados FACTS (*Flexible*

*Alternating Current Transmission System*). Estes dispositivos são capazes de introduzir amortecimento adicional ao sistema elétrico, desde que acoplados a controladores adicionais para desempenhar esta função (HINGORANI; GYUGYI, 2000; SONG; JOHNS, 1999; WATANABE et al., 1998). Nesse contexto, a aplicação dos dispositivos FACTS se tornou uma opção empregada para o amortecimento de oscilações do tipo interárea (GAMA, 1999; MARTINS et al., 1996; PELLANDA et al., 2006).

A filosofia inicial concebida para o emprego de dispositivos FACTS não foi a de introduzir amortecimento ao sistema. A principal função era o de aumentar os limites de estabilidade e controlar o fluxo de potência nas linhas de transmissão (HINGORANI; GYUGYI, 1999). Estudos posteriores evidenciaram que a adição de amortecimento de maneira efetiva pode ser obtida por meio da introdução de um controlador adicional na malha de controle do dispositivo FACTS, o POD (*Power Oscillation Damping*) (CAI; ERLICH, 2003; DEL ROSSO et al. 2003; NOROOZIAN; ANDERSSON, 1995; WANG, 2000; WANG; SWIFT, 1998).

O controlador POD é capaz de introduzir amortecimento aos modos eletromecânicos problemáticos, se instalados em locais onde possa ocorrer o maior amortecimento para o modo oscilatório considerado, sem que haja ação adversa para os outros modos estáveis. Também, de fundamental importância é a escolha do sinal de entrada e o ajuste dos parâmetros destes controladores, caracterizando um objeto de estudo de diversos pesquisadores há várias décadas (DEMELLO; CONCORDIA, 1969; LARSEN; SWANN, 1981; MARTINS; LIMA, 1990).

A escolha do sinal de entrada do controlador deve ser realizada de forma que este tenha grande observabilidade do modo oscilatório a ser amortecido (WATANABE et al., 1998). Neste trabalho, serão analisados três sinais de entrada para o controlador POD, a saber, a corrente elétrica, o fluxo de potência ativa na linha de transmissão de instalação do conjunto FACTS/POD (sinais localmente disponíveis), e uma combinação da velocidade angular dos geradores (sinal remoto).

O ajuste dos parâmetros dos controladores POD e do ESP é de fundamental importância para que seja introduzido amortecimento ao modo oscilatório considerado. Este ajuste é um dos objetivos deste trabalho. Desta forma, duas técnicas de ajuste serão utilizadas. O primeiro método é baseado no conceito de compensação de fase, uma técnica tradicional de controle clássico (DEMELLO; CONCORDIA, 1969; LARSEN; SWANN, 1981).

A segunda técnica de ajuste dos parâmetros dos controladores é baseada no método de Algoritmos Genéticos (AGs).

Os AGs constituem uma técnica de busca e otimização, inspirada no princípio da evolução de Darwin, desenvolvido por Holland na década de setenta (HOLLAND, 1975). Nos AGs populações de indivíduos são criadas e submetidas aos operadores genéticos seleção, cruzamento e mutação. Estes operadores utilizam uma caracterização da qualidade de cada indivíduo como solução do problema em questão chamada de avaliação do indivíduo. Assim, ocorre um processo de evolução natural destes indivíduos. Este processo dará origem a um indivíduo que caracterizará uma boa solução (talvez até a melhor possível) para o problema (LINDEN, 2006).

Quanto à melhor localização para instalação de ESP e/ou dispositivos FACTS dotados de controlador POD acoplado, esta pode ser obtida a partir da análise dos resíduos da função de transferência em malha aberta (FTMA) do controlador a ser inserido no sistema (FURINI; ARAUJO, 2008; MARTINS; LIMA, 1990). O resíduo obtido para cada localização possível do controlador fornece informações sobre a controlabilidade e observabilidade do conjunto entrada – saída para o controlador para um determinado autovalor. Portanto, o maior resíduo fornecerá maior amortecimento ao modo de oscilação selecionado (YANG; LIU, 1998). Entretanto, será mostrado neste trabalho que a quantidade de amortecimento fornecido ao modo eletromecânico de interesse utilizando os controladores suplementares de amortecimento é limitada pelo zero da FTMA do controlador. Desta forma, o ESP ou o conjunto FACTS/POD instalado na melhor localização obtida através do método dos resíduos pode não fornecer o coeficiente de amortecimento desejado ao polo de interesse.

Portanto, destaca-se que além da análise dos polos da FTMA do controlador é necessária a análise dos zeros, os quais estão intimamente relacionados ao sinal de entrada utilizado e conseqüentemente, à possibilidade de inclusão de amortecimento (JONES; ANDERSON, 1998; MHASKAR; KULKARNI, 2006). Assim, uma má localização do zero da FTMA (i.e., proximidade ao polo de interesse) 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 (MARTINS; LIMA, 1990).

Neste trabalho, o SEP foi representado pelo chamado Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP) (DECKMANN; COSTA, 1994), que tem como conceito fundamental a aplicação do balanço nodal de potência em cada barra do sistema elétrico. 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 e facilidade de extensão para sistemas multimáquinas, o

MSP pode ser satisfatoriamente empregado na análise de estabilidade a pequenas perturbações de sistemas multimáquinas.

O controlador FACTS denominado UPFC (*Unified Power Flow Controller*) (AYRES, 2005; FURINI, 2008; GYUGYI, 1992, 1995), é o abordado nesse estudo. É considerado um controlador versátil, capaz de controlar simultaneamente (ou seletivamente) as grandezas que afetam o fluxo de potência em uma linha de transmissão (ângulo, o valor absoluto da tensão nas barras e impedância da linha de transmissão) (GYUGYI, 1992). Seu desempenho para o amortecimento de oscilações eletromecânicas é verificado sob condições de pequenas perturbações. Inicialmente, é apresentado o seu modelo matemático (MENG; SO, 2000) e posteriormente, a inclusão de suas equações com o controlador (POD) acoplado no Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP).

Feito seu equacionamento, são realizados os estudos para a análise da estabilidade a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência.

## **CONTRIBUIÇÕES DA TESE**

O estudo sobre a influência dos zeros na localização e controle do dispositivo FACTS UPFC equipado com controlador POD para diferentes sinais de entrada, utilizando duas técnicas de ajustes dos parâmetros do controlador suplementar de amortecimento é a principal contribuição desta Tese.

Será demonstrado que o amortecimento fornecido ao modo eletromecânico de interesse utilizando controladores suplementares de amortecimento (ESP e/ou POD acoplado a dispositivo FACTS) é limitado pelo zero da função de transferência em malha aberta do controlador. Desta forma, os controladores instalados nas melhores localizações podem não fornecer o coeficiente de amortecimento desejado ao polo de interesse, se essa localização for obtida com base apenas no método dos resíduos. Dito de outra forma, a determinação do local de instalação do dispositivo deve se dar pela análise dos resultados fornecidos pelo método dos resíduos e pelo estudo da localização dos zeros da FTMA do controlador.

## **ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO**

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

No Capítulo 2 é desenvolvido o Modelo de Sensibilidade de Potência para o sistema multimáquinas, evidenciando suas principais características. As representações no domínio do

tempo e no domínio da frequência também são apresentadas neste Capítulo, bem como a inclusão do sistema de excitação (regulador de tensão).

No Capítulo 3 é feito um estudo a respeito do dispositivo FACTS UPFC utilizado nesse trabalho, o qual terá acoplado o controlador POD, sendo apresentadas suas principais características, seu modelo matemático e posteriormente o procedimento para inclusão do conjunto UPFC/POD no Modelo de Sensibilidade de Potência. Também é apresentada abordagem sobre o controlador suplementar de amortecimento ESP.

No Capítulo 4 é mostrado como os zeros da FTMA influenciam no amortecimento das oscilações eletromecânicas através dos controladores ESP e POD. Apresentam-se ainda os procedimentos necessários para localização e ajuste dos parâmetros destes controladores através do método dos resíduos. Também é proposta a utilização de técnica baseada no algoritmo genético para o ajuste de parâmetros e são fornecidas as principais características e a metodologia para o ajuste de parâmetros dos controladores.

No Capítulo 5, são apresentadas as simulações e a discussão dos resultados obtidos para dois sistemas teste: um sistema que será chamado de “Sistema Simétrico” e um de maior porte conhecido como “Sistema New England”. As modelagens matemáticas, simulações e resultados foram obtidos através do software MATLAB<sup>®</sup>.

Finalizando, no Capítulo 6 são apresentadas as principais conclusões obtidas durante o desenvolvimento do trabalho e as sugestões para trabalhos futuros. Seguem as Referências Bibliográficas e os Apêndices necessários para uma melhor compreensão do trabalho.

## CAPÍTULO 2

---

### MODELO DE SENSIBILIDADE DE POTÊNCIA PARA SISTEMAS MULTIMÁQUINAS

#### 2.1 INTRODUÇÃO

Neste Capítulo é apresentado o Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP) utilizado por Deckmann e da Costa (1994) para o estudo das oscilações eletromecânicas de baixa frequência em sistemas de energia elétrica. Este modelo consiste basicamente no balanço nodal de potências (tanto ativa quanto reativa) em cada barra do sistema, que deve ser satisfeito em qualquer instante. O equacionamento do MSP para Sistemas Multimáquinas resulta em equações não lineares. Expandindo estas equações em série infinita de Taylor e desprezando-se os termos de ordem maior ou igual a dois, obtém-se um modelo linear que pode ser utilizado na análise da estabilidade a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência.

#### 2.2 EQUAÇÕES GERAIS DO MSP PARA SISTEMAS MULTIMÁQUINAS

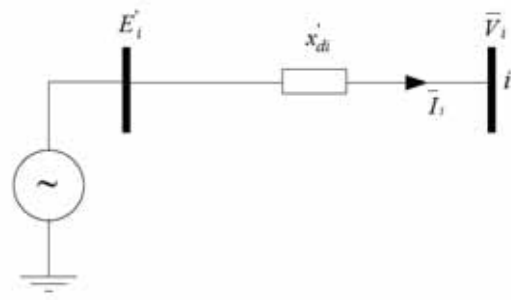
A modelagem matemática do gerador síncrono é feita considerando os enrolamentos do estator (enrolamentos das fases  $a$ ,  $b$  e  $c$ ), e também um enrolamento do rotor, (o enrolamento de campo –  $fd$ ). Conseqüentemente, tem-se a atuação de dois sistemas de coordenadas, sendo que em um sistema estão representadas as grandezas do estator (sistema de coordenadas estático –  $(r,m)$ ), e outro rotativo  $(d,q)$ , representando as grandezas do rotor. Adotando uma transformação baseada na Transformação de Park (ANDERSON; FOUAD, 2003; KUNDUR, 1994), é possível referenciar todas as grandezas ao sistema de coordenadas rotativo  $(d,q)$ . A dedução do operador linear é apresentada no Apêndice A e a matriz de transformação  $T$  é mostrada na equação (1).

A variável  $\delta_i$  corresponde ao ângulo formado entre o eixo real (eixo  $r$ , do sistema de coordenadas fixo), e o eixo em quadratura (eixo  $q$ , do sistema de coordenadas rotativo), do rotor do gerador síncrono conectado à barra  $i$  do sistema elétrico de potência.

$$T = \begin{bmatrix} \text{sen} \delta_i & -\text{cos} \delta_i \\ \text{cos} \delta_i & \text{sen} \delta_i \end{bmatrix} \quad (1)$$

O diagrama unifilar do gerador síncrono ligado a uma barra genérica  $i$  é mostrado na Fig. 1. As grandezas  $\bar{E}'_i$ ,  $\bar{V}_i$  e  $\bar{I}_i$  correspondem, respectivamente, à tensão interna do gerador  $i$ , à tensão terminal da barra onde está conectado o gerador  $i$  e à corrente do gerador  $i$ . A reatância transitória de eixo direto do gerador  $i$  é representada por  $x'_{di}$ .

Figura 1 – Diagrama Unifilar do Gerador Síncrono.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Na equação (2) a tensão terminal é expressa em componentes de eixo real e eixo imaginário ( $r$ ,  $m$ ), enquanto que na equação (3) é calculada a tensão interna do gerador  $i$ , obtida do diagrama unifilar da Fig. 1.

$$\bar{V}_i = V_i \angle \theta_i = V_i \cos \theta_i + j V_i \text{sen} \theta_i = V_{ri} + j V_{mi} \quad (2)$$

$$\bar{E}'_i = \bar{V}_i + j x'_{di} \bar{I}_i \quad (3)$$

Em Anderson e Fouad (2003) é definida a tensão  $\bar{E}_{ai}$ , localizada sobre o eixo em quadratura  $q$ , a qual define a localização do sistema de coordenadas rotativo ( $d_i$ ,  $q_i$ ), para cada gerador, conforme equação (4), onde  $x_{qi}$  é a reatância síncrona de eixo em quadratura do gerador  $i$ .

$$\bar{E}_{ai} = \bar{V}_i + j x_{qi} \bar{I}_i \quad (4)$$

A aplicação da matriz de transformação T às equações (2), (3) e (4) fornece a tensão terminal expressa em componentes de eixo direto e eixo em quadratura, conforme apresentado nas equações (5) e (6).

$$V_{di} = V_i \sin(\delta_i - \theta_i) = E_{di}' + x_{di}' I_{qi} = x_{qi}' I_{qi} \quad (5)$$

$$V_{qi} = V_i \cos(\delta_i - \theta_i) = E_{qi}' - x_{di}' I_{di} = E_{ai} - x_{qi}' I_{di} \quad (6)$$

As correntes de eixos direto e em quadratura do gerador  $i$  podem ser obtidas utilizando as equações (5) e (6), resultando nas equações (7) e (8).

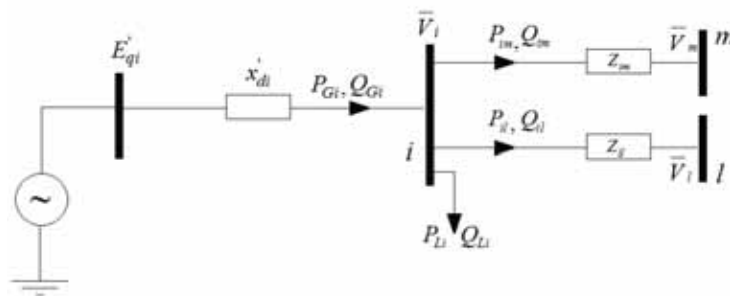
$$I_{di} = \frac{E_{qi}' - V_i \cos(\delta_i - \theta_i)}{x_{di}'} \quad (7)$$

$$I_{qi} = \frac{V_i \sin(\delta_i - \theta_i)}{x_{qi}'} \quad (8)$$

### 2.3 POTÊNCIAS GERADAS E FLUXO DE POTÊNCIAS

A potência ativa e a potência reativa que são transferidas através de linhas de transmissão são fornecidas pelo gerador síncrono conectado a uma barra  $i$  do sistema elétrico. As equações dessas potências são deduzidas considerando-se uma barra de geração genérica  $i$  conectada a outras duas barras  $m$  e  $l$ , através de linhas de transmissão, cujas impedâncias são respectivamente  $Z_{im} = R_{im} + jX_{im}$  e  $Z_{il} = R_{il} + jX_{il}$ , conforme mostrado na Fig. 2.

Figura 2 – Potências no Sistema Multimáquinas.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Através do cálculo da potência complexa fornecida à barra  $i$ , são obtidas as potências ativa e reativa fornecidas pelo gerador  $i$ , de acordo com a equação (9).

$$\bar{S}_{Gi} = \bar{V}_i (\bar{I}_i)^* = P_{Gi} + jQ_{Gi} \quad (9)$$

A substituição das equações (5) a (8) na equação (9) fornece as expressões para a potência ativa e a potência reativa geradas, conforme as equações (10) e (11).

$$P_{Gi} = \frac{E'_{qi} V_i \text{sen}(\delta_i - \theta_i)}{x'_{di}} + \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{x_{qi}} - \frac{1}{x'_{di}} \right] V_i^2 \text{sen} 2(\delta_i - \theta_i) \quad (10)$$

$$Q_{Gi} = \frac{E'_{qi} V_i \cos(\delta_i - \theta_i)}{x'_{di}} - \frac{V_i^2}{x'_{di}} - \frac{V_i^2}{2} \left[ \frac{1}{x_{qi}} - \frac{1}{x'_{di}} \right] [1 - \cos 2(\delta_i - \theta_i)] \quad (11)$$

Admitindo-se pequenas variações em torno de um ponto de equilíbrio, as equações (10) e (11) podem ser linearizadas, obtendo-se as constantes  $A1_{Gi}$ ,  $A2_{Gi}$  e  $A3_{Gi}$  que são os coeficientes de sensibilidade de potência ativa do gerador  $i$ , enquanto que os termos  $R1_{Gi}$ ,  $R2_{Gi}$  e  $R3_{Gi}$  são os coeficientes de sensibilidade de potência reativa do gerador  $i$  (equações (12) e (13), respectivamente).

$$\Delta P_{Gi} = A1_{Gi} \Delta(\delta_i - \theta_i) + A2_{Gi} \Delta E'_{qi} + A3_{Gi} \Delta V_i \quad (12)$$

$$A1_{Gi} = \left( \frac{\partial P_{Gi}}{\partial(\delta_i - \theta_i)} \right) = \frac{E'_{qi} V_i \cos(\delta_i - \theta_i)}{x'_{di}} + V_i^2 \left[ \frac{1}{x_{qi}} - \frac{1}{x'_{di}} \right] \cos 2(\delta_i - \theta_i) \quad (12.a)$$

$$A2_{Gi} = \left( \frac{\partial P_{Gi}}{\partial E'_{qi}} \right) = \frac{V_i \text{sen}(\delta_i - \theta_i)}{x'_{di}} \quad (12.b)$$

$$A3_{Gi} = \left( \frac{\partial P_{Gi}}{\partial V_i} \right) = \frac{E'_{qi} V_i \text{sen}(\delta_i - \theta_i)}{x'_{di}} + V_i \left[ \frac{1}{x_{qi}} - \frac{1}{x'_{di}} \right] \text{sen} 2(\delta_i - \theta_i) \quad (12.c)$$

$$\Delta Q_{Gi} = R1_{Gi} \Delta(\delta_i - \theta_i) + R2_{Gi} \Delta E'_{qi} + R3_{Gi} \Delta V_i \quad (13)$$

$$R1_{Gi} = \left( \frac{\partial Q_{Gi}}{\partial (\delta_i - \theta_i)} \right) = - \frac{E'_{qi} V_i \text{sen}(\delta_i - \theta_i)}{x'_{di}} - V_i^2 \left[ \frac{1}{x'_{qi}} - \frac{1}{x'_{di}} \right] \text{sen} 2(\delta_i - \theta_i) \quad (13.a)$$

$$R2_{Gi} = \left( \frac{\partial Q_{Gi}}{\partial E'_{qi}} \right) = \frac{V_i \cos(\delta_i - \theta_i)}{x'_{di}} \quad (13.b)$$

$$R3_{Gi} = \left( \frac{\partial Q_{Gi}}{\partial V_i} \right) = \frac{E'_{qi} V_i \cos(\delta_i - \theta_i)}{x'_{di}} - \frac{2V_i}{x'_{di}} - V_i \left[ \frac{1}{x'_{qi}} - \frac{1}{x'_{di}} \right] [1 - \cos 2(\delta_i - \theta_i)] \quad (13.c)$$

Para a obtenção dos fluxos de potência no sistema de potência externo, considere a linha de transmissão entre as barras  $i$  e  $m$  do sistema multimáquinas (Fig. 2), cuja impedância  $Z_{im}$  é representada conforme a equação (14).

$$Z_{im} = R_{im} + jX_{im} = |Z_{im}| \angle (Z_{im}) \quad (14)$$

A corrente que circula na linha de transmissão entre as barras  $i$  e  $m$  é dada pela equação (15) e o fluxo da potência complexa com sentido da barra  $i$  para a barra  $m$  é dado pela equação (16).

$$\bar{I}_{im} = \frac{(\bar{V}_i - \bar{V}_m)}{Z_{im}} \quad (15)$$

$$\bar{S}_{im} = \bar{V}_i (\bar{I}_{im})^* = P_{im} + jQ_{im} \quad (16)$$

Considerando  $\bar{V}_i = V_i \angle \theta_i$  e  $\bar{V}_m = V_m \angle \theta_m$  e substituindo-se a equação (15) na equação (16) são obtidos os fluxos de potência ativa e potência reativa, dados pelas equações (17) e (18), respectivamente.

$$P_{im} = \frac{R_{im}}{|Z_{im}|^2} (V_i^2 - V_i V_m \cos \theta_{im}) + \frac{X_{im}}{|Z_{im}|^2} (V_i V_m \text{sen} \theta_{im}) \quad (17)$$

$$Q_{im} = -\frac{R_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_i V_m \text{sen}\theta_{im}) + \frac{X_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_i^2 - V_i V_m \cos\theta_{im}) \quad (18)$$

Para pequenas variações em torno de um ponto de equilíbrio, as equações (17) e (18) são linearizadas e assumem a forma das equações (19) e (20), respectivamente.

$$\Delta P_{im} = A1_{im} \Delta\theta_{im} + A2_{im} \Delta V_i + A3_{im} \Delta V_m \quad (19)$$

$$A1_{im} = \left( \frac{\partial P_{im}}{\partial(\theta_{im})} \right) = \frac{R_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_i V_m \text{sen}\theta_{im}) + \frac{X_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_i V_m \cos\theta_{im}) \quad (19.a)$$

$$A2_{im} = \left( \frac{\partial P_{im}}{\partial(V_i)} \right) = \frac{R_{im}}{|Z_{im}|^2}(2V_i - V_m \cos\theta_{im}) + \frac{X_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_m \text{sen}\theta_{im}) \quad (19.b)$$

$$A3_{im} = \left( \frac{\partial P_{im}}{\partial(V_m)} \right) = -\frac{R_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_i \cos\theta_{im}) + \frac{X_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_i \text{sen}\theta_{im}) \quad (19.c)$$

$$\Delta Q_{im} = R1_{im} \Delta\theta_{im} + R2_{im} \Delta V_i + R3_{im} \Delta V_m \quad (20)$$

$$R1_{im} = \left( \frac{\partial Q_{im}}{\partial(\theta_{im})} \right) = -\frac{R_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_i V_m \cos\theta_{im}) + \frac{X_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_i V_m \text{sen}\theta_{im}) \quad (20.a)$$

$$R2_{im} = \left( \frac{\partial Q_{im}}{\partial(V_i)} \right) = -\frac{R_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_m \text{sen}\theta_{im}) + \frac{X_{im}}{|Z_{im}|^2}(2V_i - V_m \cos\theta_{im}) \quad (20.b)$$

$$R3_{im} = \left( \frac{\partial Q_{im}}{\partial(V_m)} \right) = -\frac{R_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_i \text{sen}\theta_{im}) + \frac{R_{im}}{|Z_{im}|^2}(V_i \cos\theta_{im}) \quad (20.c)$$

As constantes  $A1_{im}$ ,  $A2_{im}$  e  $A3_{im}$  são os coeficientes de sensibilidade de potência ativa da linha de transmissão  $i - m$ , enquanto os termos  $R1_{im}$ ,  $R2_{im}$  e  $R3_{im}$  são os coeficientes de sensibilidade de potência reativa da linha de transmissão  $i - m$ .

## 2.4 BALANÇO NODAL DE POTÊNCIAS NO SISTEMA MULTIMÁQUINAS

O princípio fundamental do MSP é baseado no balanço nodal de potências. Para se efetuar a extensão do MSP para o Sistema Multimáquinas, é necessário equacionar o problema do balanço nodal de potência para cada barra do sistema.

Suponha uma barra genérica  $i$ , conectada a outras duas barras  $l$  e  $m$  do sistema elétrico (conforme Fig. 2). Nesta situação, as variações da potência ativa e da potência reativa geradas na barra  $i$  ( $\Delta P_{Gi}$  e  $\Delta Q_{Gi}$ ) devem ser iguais à somatória das variações dos fluxos ativo e reativo ( $\Delta P_{im}$  e  $\Delta Q_{im}$ ) e ( $\Delta P_{il}$  e  $\Delta Q_{il}$ ) nas linha  $i - m$  e  $i - l$ , somada às variações das cargas ativas e reativas. Assume-se que as cargas sejam representadas pelo modelo de impedância constante ( $\Delta P_{Li}$  e  $\Delta Q_{Li}$ ) conectadas à barra  $i$ .

Para uma barra genérica  $i$ , os balanços de potência ativa e potência reativa podem ser expressos como nas equações (21) e (22), onde  $\Omega_i$  é o conjunto de todas as barras conectadas a ela.

$$\Delta P_{Gi} - \Delta P_{Li} - \sum_{m \in \Omega_i} \Delta P_{im} = 0 \quad (21)$$

$$\Delta Q_{Gi} - \Delta Q_{Li} - \sum_{m \in \Omega_i} \Delta Q_{im} = 0 \quad (22)$$

Com a substituição do conjunto de equações (12) e (19) em (21), (13) e (20) em (22), respectivamente, é possível representar o balanço de potências pelas equações (23) e (24).

$$\Delta P_i = A1_{G1} \Delta \theta_i + \sum_{m \in \Omega_i} A1_{im} (\Delta \theta_i - \Delta \theta_m) \quad (23)$$

$$\Delta Q_i = -R3_{G1} \Delta V_i + \sum_{m \in \Omega_i} (R2_{im} \Delta V_i + R3_{im} \Delta V_m) \quad (24)$$

Nas equações (23) e (24) as parcelas  $\Delta P_i$  e  $\Delta Q_i$  são *mismatches* de potências das barras incluindo os efeitos da variação de carga e termos de acoplamento cruzado ( $\Delta P - \Delta V$  e  $\Delta Q - \Delta \theta$ ), mostradas nas equações (25) e (26).

$$\Delta P_i = A1_{G1} \Delta \delta_i + A2_{G1} \Delta E'_{qi} + A3_{G1} \Delta V_i - \sum_{m \in \Omega_i} (A2_{im} \Delta V_i + A3_{im} \Delta V_m) - \Delta P_{Li} \quad (25)$$

$$\Delta Q_i = R1_{G1} (\Delta \delta_i - \Delta \theta_i) + R2_{G1} \Delta E'_{qi} - \sum_{m \in \Omega_i} R1_{im} (\Delta \theta_i - \Delta \theta_m) - \Delta Q_{Li} \quad (26)$$

Essas equações evidenciam a interação entre as variáveis algébricas e dinâmicas. Para uma rede consistindo de  $nb$  barras, obtêm-se dois subsistemas desacoplados de equações algébricas de dimensão  $nb$ , (23) e (24), os quais podem ser colocados na forma matricial mostrada nas equações (27).

$$\begin{bmatrix} \Delta P_1 \\ \vdots \\ \Delta P_i \\ \vdots \\ \Delta P_{nb} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} A_{11} & & \dots & & A_{1nb} \\ & \ddots & & & \vdots \\ A_{i1} & & A_{ii} & & A_{inb} \\ & \vdots & & \ddots & \vdots \\ A_{nb1} & & \dots & & A_{nbnb} \end{bmatrix}}_A \begin{bmatrix} \Delta \theta_1 \\ \vdots \\ \Delta \theta_i \\ \vdots \\ \Delta \theta_{nb} \end{bmatrix} \quad (27)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta Q_1 \\ \vdots \\ \Delta Q_i \\ \vdots \\ \Delta Q_{nb} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} R_{11} & & \dots & & R_{1nb} \\ & \ddots & & & \vdots \\ R_{i1} & & R_{ii} & & R_{inb} \\ & \vdots & & \ddots & \vdots \\ R_{nb1} & & \dots & & R_{nbnb} \end{bmatrix}}_R \begin{bmatrix} \Delta V_1 \\ \vdots \\ \Delta V_i \\ \vdots \\ \Delta V_{nb} \end{bmatrix}$$

A partir das equações (23) e (24), as variáveis terminais  $\Delta V$  e  $\Delta \theta$  para um sistema que possui  $nb$  barras, podem ser escritas como no conjunto de equações (28).

$$[\Delta \theta]_{nb \times 1} = [A]_{nb \times nb}^{-1} [\Delta P]_{nb \times 1} \quad (28)$$

$$[\Delta V]_{nb \times 1} = [R]_{nb \times nb}^{-1} [\Delta Q]_{nb \times 1}$$

## 2.5 TENSÃO INTERNA DA MÁQUINA SÍNCRONA

Incluindo o circuito de campo do gerador síncrono, as variações da tensão interna são dadas pela equação (29), onde  $x_{di}$  é a reatância síncrona de eixo direto,  $E_{fdi}$  é a tensão de campo do gerador síncrono e  $T'_{d0i}$  a constante de tempo transitória de eixo direto em circuito

aberto (ANDERSON; FOUAD, 2003; KUNDUR, 1994).

$$T'_{d0i} \dot{E}'_{qi} = E'_{fdi} - [E'_{qi} + (x_{di} - x'_{di}) I_{di}] \quad (29)$$

Admitindo pequenas variações em torno do ponto de equilíbrio, a equação (29) pode ser linearizada, desprezando-se os termos de ordem maior ou igual a dois, resultando nas equações (30).

$$T'_{d0i} \Delta \dot{E}'_{qi} = \left( \frac{\partial (T'_{d0i} \dot{E}'_{qi})}{\partial E'_{fdi}} \right) \Delta E'_{fdi} + \left( \frac{\partial (T'_{d0i} \dot{E}'_{qi})}{\partial E'_{qi}} \right) \Delta E'_{qi} + \left( \frac{\partial (T'_{d0i} \dot{E}'_{qi})}{\partial I_{di}} \right) \Delta I_{di} \quad (30)$$

$$\left( \frac{\partial (T'_{d0i} \dot{E}'_{qi})}{\partial E'_{fdi}} \right) = 1 \quad (30.a)$$

$$\left( \frac{\partial (T'_{d0i} \dot{E}'_{qi})}{\partial E'_{qi}} \right) = -1 \quad (30.b)$$

$$\left( \frac{\partial (T'_{d0i} \dot{E}'_{qi})}{\partial I_{di}} \right) = -(x_{di} - x'_{di}) \quad (30.c)$$

Para a dedução completa das variações da tensão interna do gerador síncrono necessita-se linearizar também a corrente de eixo direto do gerador  $i$  (mostrada na equação (7)). A realização deste procedimento de linearização em torno de um ponto de equilíbrio resulta no conjunto de equações (31).

$$\Delta I_{di} = \left( \frac{\partial I_{di}}{\partial E'_{qi}} \right) \Delta E'_{qi} + \left( \frac{\partial I_{di}}{\partial V_i} \right) \Delta V_i + \left( \frac{\partial I_{di}}{\partial (\delta_i - \theta_i)} \right) \Delta (\delta_i - \theta_i) \quad (31)$$

$$\left( \frac{\partial I_{di}}{\partial E'_{qi}} \right) = \frac{1}{x'_{di}} \quad (31.a)$$

$$\left( \frac{\partial I_{di}}{\partial V_i} \right) = - \frac{\cos(\delta_i - \theta_i)}{x_{di}} \quad (31.b)$$

$$\left( \frac{\partial I_{di}}{\partial(\delta_i - \theta_i)} \right) = \frac{V_i \text{sen}(\delta_i - \theta_i)}{x_{di}} \quad (31.c)$$

Substituindo as equações (31) na equação (30) tem-se a equação que expressa as variações da tensão interna do gerador  $i$  (equação (32)).

$$T'_{d0i} \Delta \dot{E}'_{qi} = \Delta E_{fdi} - \frac{x_{di}}{x_{di}} \Delta E'_{qi} + K_{Vi} \Delta V_i - K_{Ai} \Delta(\delta_i - \theta_i) \quad (32)$$

$$K_{Vi} = \frac{(x_{di} - x'_{di}) \cos(\delta_i - \theta_i)}{x_{di}} \quad (32.a)$$

$$K_{Ai} = \frac{(x_{di} - x'_{di}) V_i \text{sen}(\delta_i - \theta_i)}{x_{di}} \quad (32.b)$$

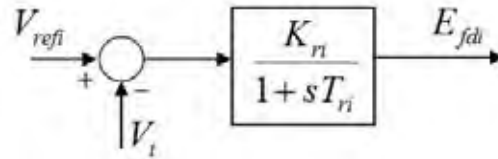
Os coeficientes  $K_{Vi}$  e  $K_{Ai}$  são denominados de coeficientes de reação de armadura do gerador síncrono  $i$ .

## 2.6 TENSÃO DE CAMPO DA MÁQUINA SÍNCRONA

Com a consideração dos efeitos do enrolamento de campo do gerador síncrono, ou seja, a variação da tensão de excitação da máquina síncrona pode-se introduzir o efeito do Sistema de Excitação (chamado comumente de Regulador Automático de Tensão – RAT) do gerador  $i$  para o controle de sua tensão terminal.

Neste trabalho, considerou-se o RAT de primeira ordem, representado por um ganho  $K_{ri}$  e por uma constante de tempo  $T_{ri}$ , comumente utilizado em estudos da estabilidade a pequenas perturbações (ANDERSON; FOUAD, 2003; DEMELLO; CONCORDIA, 1969; KUNDUR, 1994).

Figura 3 – Regulador Automático de Tensão.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A partir do diagrama mostrado na Fig. 3 é obtida a expressão da tensão de campo do gerador genérico  $i$  ( $E_{fdi}$ ) no domínio da frequência (equação (33)) e no domínio do tempo (equação (34)).

$$E_{fdi} = \frac{K_{ri}}{1 + sT_{ri}} (V_{refi} - V_i) \quad (33)$$

$$\dot{E}_{fdi} = \frac{-E_{fdi}}{T_{ri}} + \frac{K_{ri}}{T_{ri}} (V_{refi} - V_i) \quad (34)$$

Admitindo-se pequenas variações em torno de um ponto de operação, a forma linearizada de (34) é mostrada na equação (35).

$$\Delta \dot{E}_{fdi} = -\frac{1}{T_{ri}} \Delta E_{fdi} + \frac{K_{ri}}{T_{ri}} \Delta V_{refi} - \frac{K_{ri}}{T_{ri}} \Delta V_i \quad (35)$$

## 2.7 EQUAÇÕES DE MOVIMENTO DA MÁQUINA SÍNCRONA

Através da equação de balanço (swing) da máquina síncrona, pode-se obter o comportamento das grandezas mecânicas em função das grandezas elétricas (ANDERSON; FOUAD, 2003; KUNDUR, 1994).

A forma linearizada da equação de oscilação do gerador (equação diferencial de grau dois), decomposta em duas equações diferenciais de grau um são dadas nas equações (36) e (37), onde  $\omega_b$  é a velocidade síncrona (377 rad/s),  $M_i$  a inércia das massas girantes e  $D_i$  é o amortecimento inerente do sistema elétrico de potência.

$$\Delta \dot{\omega}_i = \frac{1}{M_i} (\Delta P_{mi} - \Delta P_{Gi} - D_i \Delta \omega_i) \quad (36)$$

$$\Delta \dot{\delta}_i = \omega_0 \Delta \omega_i \quad (37)$$

## 2.8 REPRESENTAÇÕES DO MSP PARA SISTEMAS MULTIMÁQUINAS

Um sistema de potência constituído por “ $ng$ ” geradores e “ $nb$ ” barras, onde cada gerador está equipado com um RAT descrito por um bloco de primeira ordem, pode ser representado pelo MSP no domínio do tempo por um conjunto de equações diferenciais e algébricas. Desta forma o MSP do sistema multimáquinas assume a forma mostrada nas equações (38), (39) e (40), onde  $\Delta x$  é o vetor das variáveis de estado,  $\Delta z$  o vetor das variáveis algébricas e  $\Delta u$  é o vetor das entradas do sistema elétrico de potência.

$$\Delta x = \left[ \begin{array}{c} \left[ \Delta \omega_1 \dots \Delta \omega_{ng} \right] \\ \left[ \Delta \delta_1 \dots \Delta \delta_{ng} \right] \\ \left[ \Delta E'_{q_1} \dots \Delta E'_{q_{ng}} \right] \\ \left[ \Delta E_{fd_1} \dots \Delta E_{fd_{ng}} \right] \end{array} \right]^t \quad (38)$$

$$\Delta z = \left[ \left[ \Delta \theta_1 \dots \Delta \theta_{nb} \right] \left[ \Delta V_1 \dots \Delta V_{nb} \right] \right]^t \quad (39)$$

$$\Delta u = \left[ \begin{array}{c} \left[ \Delta P_{m_1} \dots \Delta P_{m_{ng}} \right] \\ \left[ \Delta V_{ref_1} \dots \Delta V_{ref_{ng}} \right] \\ \left[ \Delta P_{L_1} \dots \Delta P_{L_{nb}} \right] \\ \left[ \Delta Q_{L_1} \dots \Delta Q_{L_{nb}} \right] \end{array} \right]^t \quad (40)$$

A representação completa do MSP para sistemas multimáquinas no domínio do tempo é obtida através das equações matriciais (41) e (42), onde foi considerado um sistema multimáquinas constituído de  $ng$  geradores e  $nb$  barras.

A matriz  $J_4$  que aparece na equação matricial (42) possui formação correspondente à matriz Jacobiana do fluxo de potência e é formada conforme as equações (43).

$$\begin{aligned}
\begin{bmatrix} \Delta \dot{\omega} \\ \Delta \dot{\delta} \\ \Delta \dot{E}'_q \\ \Delta \dot{E}'_{fd} \end{bmatrix} &= \overbrace{\begin{bmatrix} -[M]^{-1}[D] & -[M]^{-1}[A1_G] & -[M]^{-1}[A2_G] & [0]_{ng \times ng} \\ [\omega_0] & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} \\ [0]_{ng \times ng} & -[T'_{d0}]^{-1}[K_A] & -[T'_{d0}]^{-1}[x'_d]^{-1}[x_d] & [T'_{d0}]^{-1} \\ [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} & -[T_r]^{-1} \end{bmatrix}}^{J1} \begin{bmatrix} \Delta \omega \\ \Delta \delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E'_{fd} \end{bmatrix} + \\
&+ \overbrace{\begin{bmatrix} [M]^{-1}[A1_G] & [0]_{ng \times nb-ng} & -[M]^{-1}[A3_G] & [0]_{ng \times nb-ng} \\ [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times nb-ng} & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times nb-ng} \\ [T'_{d0}]^{-1}[K_A] & [0]_{ng \times nb-ng} & [T'_{d0}]^{-1}[K_v] & [0]_{ng \times nb-ng} \\ [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times nb-ng} & -[T_r]^{-1}[K_r] & [0]_{ng \times nb-ng} \end{bmatrix}}^{J2} \begin{bmatrix} \Delta z \\ \Delta \theta \\ \Delta V \end{bmatrix} + \\
&+ \overbrace{\begin{bmatrix} [M]^{-1} & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} \\ [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} \\ [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} \\ [0]_{ng \times ng} & [T_r]^{-1}[K_r] & [0]_{ng \times ng} & [0]_{ng \times ng} \end{bmatrix}}^{B1} \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta V_{ref} \\ \Delta P_L \\ \Delta Q_L \end{bmatrix}
\end{aligned} \tag{41}$$

$$\begin{aligned}
\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} &= \overbrace{\begin{bmatrix} [0]_{ng \times ng} & [A1_G] & [A2_G] & [0]_{ng \times ng} \\ [0]_{ng \times nb-ng} & [0]_{ng \times nb-ng} & [0]_{ng \times nb-ng} & [0]_{ng \times nb-ng} \\ [0]_{ng \times ng} & [R1_G] & [R2_G] & [0]_{ng \times ng} \\ [0]_{ng \times nb-ng} & [0]_{ng \times nb-ng} & [0]_{ng \times nb-ng} & [0]_{ng \times nb-ng} \end{bmatrix}}^{J3} \begin{bmatrix} \Delta \omega \\ \Delta \delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E'_{fd} \end{bmatrix} + \\
&+ \overbrace{\begin{bmatrix} J4_1 & J4_2 \\ J4_3 & J4_4 \end{bmatrix}}^{J4} \begin{bmatrix} \Delta \theta \\ \Delta V \end{bmatrix} + \overbrace{\begin{bmatrix} [0]_{nb \times ng} & [0]_{nb \times ng} & [diag(-1)]_{nb \times nb} & [0]_{nb \times nb} \\ [0]_{nb \times ng} & [0]_{nb \times ng} & [0]_{nb \times nb} & [diag(-1)]_{nb \times nb} \end{bmatrix}}^{B2} \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta V_{ref} \\ \Delta P_L \\ \Delta Q_L \end{bmatrix}
\end{aligned} \tag{42}$$

$$[J4_1] = \begin{cases} J4_{1(ii)} = -A1_{Gi} - \sum_{i \neq m} A1_{im} \\ J4_{1(im)} = A1_{im} \end{cases} \tag{43.a}$$

$$[J4_2] = \begin{cases} J4_{2(ii)} = A3_{Gi} - \sum_{i \neq m} A2_{im} \\ J4_{2(im)} = -A3_{im} \end{cases} \tag{43.b}$$

$$[J4_3] = \begin{cases} J4_{3(ii)} = -R1_{Gi} - \sum_{i \neq m} R1_{im} \\ J4_{3(im)} = R1_{im} \end{cases} \quad (43.c)$$

$$[J4_4] = \begin{cases} J4_{4(ii)} = R3_{Gi} - \sum_{i \neq m} R2_{im} \\ J4_{4(im)} = -R3_{im} \end{cases} \quad (43.d)$$

As equações (41) e (42) podem ser representadas de forma compacta como na equação (44).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J1 & J2 \\ J3 & J4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B1 \\ B2 \end{bmatrix} [\Delta u] \quad (44)$$

A representação em forma de espaço de estados é obtida através da eliminação do vetor de variáveis algébricas ( $\Delta z$ ), resultando na equação (45), onde  $A$  é matriz de estados (equação (45.a)) e  $B$  a matriz de entradas (equação (45.b)) do sistema.

$$\Delta \dot{x} = A \Delta x + B \Delta u \quad (45)$$

$$A = (J1 - J2 J4^{-1} J3) \quad (45.a)$$

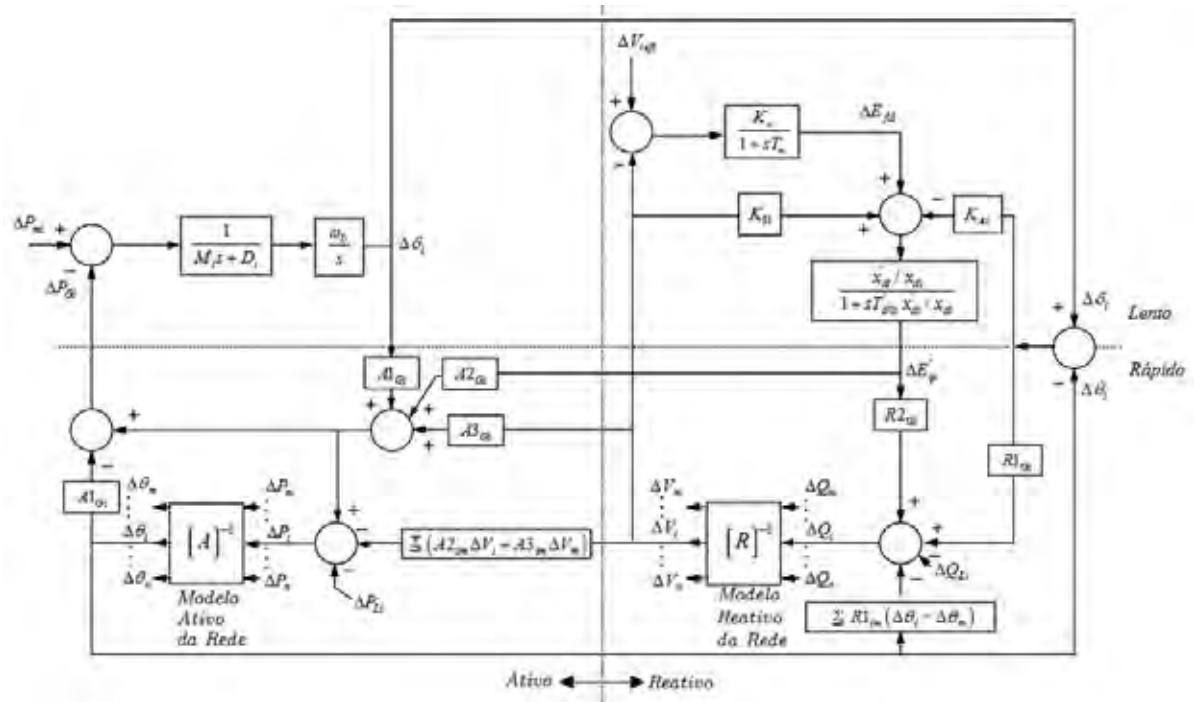
$$B = (B1 - J2 J4^{-1} B2) \quad (45.b)$$

## 2.9 REPRESENTAÇÃO NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA

A aplicação da Transformada de Laplace ao conjunto das equações algébricas (21) e (22) e diferenciais (32), (35), (36) e (37), permite representar o MSP para sistemas multimáquinas no domínio da frequência, como mostrado no diagrama da Fig. 4.

No diagrama de blocos apresentado na Fig. 4 pode-se observar que uma das vantagens inerentes ao MSP se deve justamente ao fato de “se ter acesso” às variáveis algébricas de todas as barras do sistema elétrico ( $\Delta V_i$  e  $\Delta \theta_i$ ). Dito de outra forma, o MSP multimáquinas preserva o sistema externo de transmissão.

Figura 4 – Diagrama de Blocos do MSP.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A importância desta característica é que ela permite que alguma variável algébrica possa ser utilizada como entrada de algum controlador a ser adicionado ao sistema elétrico de potência.

Outra característica é a decomposição do sistema elétrico de potência em quatro subsistemas, sendo eles os subsistemas ativo e reativo (delimitados pela linha vertical) e subsistemas rápido e lento (separados pela linha horizontal).

Considerando os subsistemas ativo e reativo pode-se concluir que existe uma ligação entre as variáveis do subsistema esquerdo (ativo) e direito (reativo).

Enquanto que o subsistema ativo fornece as correções do ângulo do rotor  $\Delta \delta_i$  e ângulo da tensão terminal das barras  $\Delta \theta_i$  a partir de solicitações de potência ativa, o subsistema reativo responde corrigindo o valor absoluto das tensões ( $\Delta E'_{qi}$ ,  $\Delta V_i$ ), resultantes do balanço de potência reativa.

Considerando ainda a Fig. 4, a decomposição do sistema em escalas de tempo rápida e lenta se deve justamente ao fato de que dinâmicas de diferentes velocidades ocorrem no sistema elétrico de potência.

Enquanto que as variáveis da rede de transmissão ( $\Delta V_i$ ,  $\Delta \theta_i$ ) são atualizadas instantaneamente pelo sistema algébrico, as variáveis da máquina síncrona ( $\Delta \delta_i$  e  $\Delta E'_{qi}$ ) são

atualizadas lentamente pelo sistema diferencial.

No diagrama de blocos da Fig. 4 esta modelagem fica representada nos modelos ativo e reativo da rede, expressos pelas equações (27). Note que esta representação permite observar claramente os acoplamentos  $(\Delta P - \Delta \theta)$  e  $(\Delta Q - \Delta V)$ .

## 2.10 CONCLUSÕES

Neste Capítulo foi apresentado o desenvolvimento de um modelo linear para a análise da estabilidade de sistemas elétricos submetidos a pequenas perturbações, denominado de Modelo de Sensibilidade de Potência, para sistemas multimáquinas.

Após o desenvolvimento matemático do modelo, foram feitas representações do sistema multimáquinas no domínio do tempo (na forma de espaço de estados), e no domínio da frequência (na forma de diagrama de blocos).

No próximo Capítulo serão apresentadas as principais características do dispositivo FACTS UPFC e dos controladores POD e ESP. Também são mostrados seus modelos matemáticos e posteriormente o procedimento para inclusão destes equacionamentos no Modelo de Sensibilidade de Potência.

## CAPÍTULO 3

---

### UNIFIED POWER FLOW CONTROLLER E CONTROLADORES SUPLEMENTARES DE AMORTECIMENTO

#### 3.1 INTRODUÇÃO

Neste Capítulo é apresentada a abordagem do dispositivo FACTS *Unified Power Flow Controller* (UPFC) e os controladores adicionais *Power Oscillation Damping* (POD) e Estabilizador de Sistemas de Potência (ESP).

Para o UPFC é descrito seu princípio de funcionamento e é realizado o equacionamento de um modelo linear de injeção de potência para posterior inclusão no MSP deduzido no Capítulo 2.

Em seguida é detalhado o POD, sendo apresentada a sua estrutura e, a partir dela, o controlador é equacionado, em função do seu sinal de entrada. Neste trabalho são avaliadas três grandezas candidatas a sinal de entrada, sendo dois sinais locais (as variações do fluxo de potência ativa e as variações da magnitude da corrente elétrica, ambas na linha de transmissão de instalação do UPFC) e um sinal remoto (uma combinação das variações da velocidade angular dos geradores). Definidos os sinais de entrada para o POD são escritas suas equações dinâmicas que serão incorporadas aos equacionamentos do MSP e do UPFC.

Na sequência é tratado do ESP onde é descrita sua finalidade, são discutidas sua estrutura e sua forma de atuação.

#### 3.2 UNIFIED POWER FLOW CONTROLER

O *Unified Power Flow Controler* é um dispositivo FACTS que propicia uma flexibilidade multifuncional capaz de beneficiar adequada operação do sistema elétrico de potência, exercendo um controle dinâmico em tempo real sobre os sistemas de transmissão em corrente alternada (CA) (HINGORANI; GYUGYI, 1999). É considerado um dispositivo versátil, capaz de controlar simultaneamente (ou seletivamente) os parâmetros que determinam o fluxo de potência em uma linha de transmissão (ângulo e valor absoluto da tensão nas barras e impedância da linha de transmissão) (GYUGYI, 1992).

Podendo desempenhar várias funções, esse dispositivo pode realizar o controle de

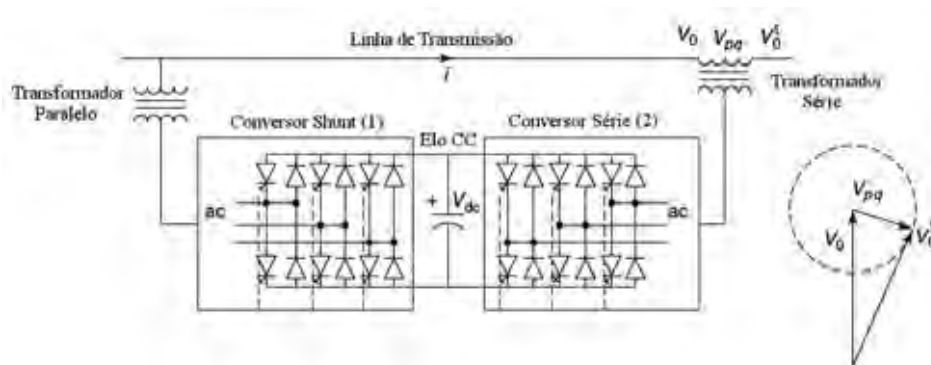
fluxo de potência, o controle de tensão e compensação série reativa da linha de transmissão onde ele encontra-se conectado, melhorando a estabilidade a pequenas perturbações, quando equipado com estabilizadores suplementares (WANG et al., 1997, WANG; SWIFT, 1998, AYRES, 2005).

A implementação prática de um UPFC consiste na instalação de dois conversores fonte de tensão (VSC) ligados ao sistema CA por meio de transformadores de acoplamento. Um conversor é ligado em série e o outro em derivação com a linha de transmissão, de forma que o UPFC faça uma ligação série-shunt. Os dois conversores possuem um elo comum em corrente contínua (CC), no qual um capacitor é instalado, como mostrado na Fig. 5.

O conversor série realiza a função principal do UPFC e é usado para gerar uma tensão série  $V_{pq}$  controlável em magnitude ( $0 \leq V_{pq} \leq V_{pqmax}$ ) em série com a linha de transmissão, variando o ângulo entre  $0^\circ$  e  $360^\circ$ . Desta maneira é possível controlar o fluxo de potência na linha em um valor especificado.

O conversor em derivação é controlado de tal forma que possa fornecer a quantidade precisa de potência ativa ao elo CC para disponibilizar ao conversor série quando esta for requerida. Concomitantemente, o conversor shunt também exerce a função de regulação automática de tensão da barra na qual ele encontra-se conectado, mantendo-a em um valor pré-especificado, seguindo uma característica de queda similarmente empregada em outros controladores FACTS como o SVC (WANG; SWIFT, 1996).

Figura 5 – Composição Básica do UPFC.



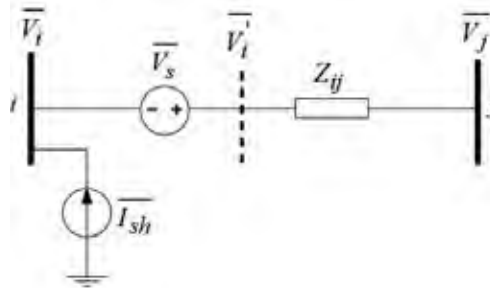
Fonte: Elaboração do próprio autor.

O elo CC permite um caminho livre para troca de potência ativa entre os dois conversores, o que faz com que este controlador possua uma das características mais importantes, que é a de fazer a compensação de potência ativa sem a necessidade da utilização

de dispositivos armazenadores/dissipadores de energia. Porém, a energia injetada/consumida por um conversor, deve necessariamente ser consumida/injetada pelo outro (AYRES, 2005; FURINI, 2008; GYUGYI, 1995).

### 3.3 MODELO DE INJEÇÃO DE POTÊNCIA PARA O UPFC

Figura 6 – Representação do UPFC: Modelo de Injeção de Potência.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A representação do UPFC no sistema elétrico de potência pode ser feita através de um circuito equivalente composto por uma fonte de tensão ideal e uma fonte de corrente ideal, representando, respectivamente, o conversor em série com a impedância e o conversor em derivação com a linha de transmissão, conforme indicado na Fig. 6 (AYRES, 2005; FURINI, 2008; MENG; SO, 2000).

O controle do fluxo de potência na linha de transmissão pode ser feito através do controle da magnitude e ângulo da tensão série gerada. O parâmetro  $r$  controla a magnitude, sendo  $0 < r < r_{máx}$  a faixa controlável e o parâmetro  $\gamma$  o defasamento angular, que pode variar entre  $0 < \gamma < 2\pi$ . Assim, a tensão  $\bar{V}_s$  pode esta ser expressa como na equação (46).

$$\bar{V}_s = r\bar{V}_i e^{j\gamma} = rV_i e^{j(\theta_i + \gamma)} \quad (46)$$

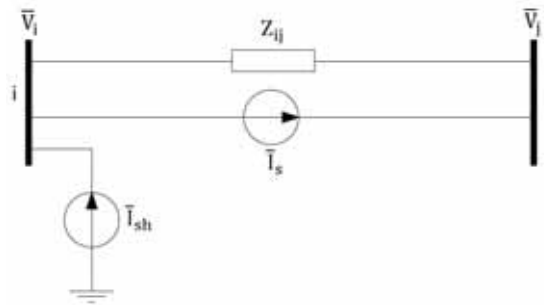
A tensão série produzida pelo UPFC pode ser decomposta em duas parcelas, uma parcela em fase ( $v_p$ ) e outra em quadratura ( $v_q$ ), com a corrente da linha de transmissão, conforme mostrado no diagrama fasorial dado na Fig. 8. Uma vez obtidas as componentes da tensão série, os parâmetros  $r$  e  $\gamma$  passam a ser dados pelas equações (47) e (48).

$$r = \frac{\sqrt{v_p^2 + v_q^2}}{V_i} \quad (47)$$

$$\gamma = \arctan\left(\frac{v_q}{v_p}\right) - \theta_i + \varphi \quad (48)$$

Para se obter as injeções de potência em cada barra de instalação do UPFC, a fonte de tensão série pode ser substituída por uma fonte de corrente, como mostrado na Fig. 7, sendo seu valor dado na equação (49).

Figura 7 – Representação da Fonte de Tensão Série por uma Fonte de Corrente.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

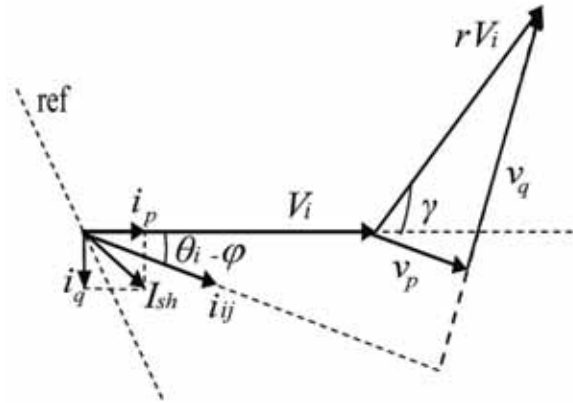
$$\bar{I}_s = \frac{rV_i e^{j(\theta_i + \gamma)}}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} (R_{ij}^2 - jX_{ij}^2) \quad (49)$$

A corrente em derivação (equação (50)) pode ser decomposta em duas componentes, sendo uma em fase ( $i_p$ ) e a outra em quadratura ( $i_q$ ), com a tensão terminal da barra inicial da instalação do UPFC. Este procedimento é realizado para representação da possibilidade de controle do nível de tensão através da inserção de reativos pelo conversor shunt (FURINI, 2008).

$$\bar{I}_{sh} = (i_p - j i_q) e^{j(\theta_i)} \quad (50)$$

O diagrama fasorial, considerando os fasores da tensão série e da corrente em derivação injetadas pelo UPFC é mostrado na Fig. 8.

Figura 8 – Diagrama Fasorial da Tensão  $\bar{V}_s$  e da Corrente  $\bar{I}_{sh}$  produzidas pelo UPFC.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

### 3.4 POTÊNCIA COMPLEXA INJETADA PELO CONVERSOR SÉRIE

A potência complexa injetada pelo conversor série pode ser escrita como na equação (51) ( $G$  é a condutância da linha e  $B$  sua susceptância), que pode ser decomposta em parcelas de potência ativa ( $P_s$ ) e potência reativa ( $Q_s$ ) (equações (52) e (53), respectivamente).

$$\bar{S}_s^* = \bar{V}_s^* (\bar{I}_{ij}) = rV_i e^{-j(\theta_i + \gamma)} \left[ \left( V_i e^{-j\theta_i} + rV_i e^{-j(\theta_i + \gamma)} - V_j e^{-j\theta_j} \right) (G + jB) \right] \quad (51)$$

$$P_s = r^2 (V_i)^2 G + r(V_i)^2 (G \cos \gamma + B \sin \gamma) - rV_i V_j \left[ G \cos(\theta_{ij} + \gamma) + B \sin(\theta_{ij} + \gamma) \right] \quad (52)$$

$$Q_s = -r^2 (V_i)^2 B + r(V_i)^2 (G \sin \gamma - B \cos \gamma) + rV_i V_j \left[ G \cos(\theta_{ij} + \gamma) - B \sin(\theta_{ij} + \gamma) \right] \quad (53)$$

### 3.5 POTÊNCIA COMPLEXA INJETADA PELO CONVERSOR SHUNT

A potência complexa gerada pelo conversor shunt é dada na equação (54), resultando em parcelas de potência ativa  $P_{sh}$  e potência reativa  $Q_{sh}$  (equações (55) e (56), respectivamente).

$$\bar{S}_{sh}^* = \bar{V}_{sh}^* (-\bar{I}_{sh}) \quad (54)$$

$$P_{sh} = -V_i i_p \quad (55)$$

$$Q_{sh} = -V_i i_q \quad (56)$$

Conforme já descrito, a potência ativa injetada por um conversor tem que ser absorvida pelo outro por meio do elo CC e vice e versa. Portanto, considerando que as perdas ativas no UPFC podem ser desprezadas, a soma da potência ativa gerada e da potência ativa consumida pelos conversores em qualquer instante deve ser nula, devendo então satisfazer a equação (57).

$$P_s + P_{sh} = 0 \quad (57)$$

A componente de corrente em fase  $i_p$  pode ser expressa em função dos parâmetros do conversor série, ficando assim o conversor em derivação responsável pelo balanço de potência ativa. Manipulando as equações (52), (55) e (57), obtém-se a equação (58).

$$i_p = -r^2 V_i G - r V_i (G \cos \gamma + B \operatorname{sen} \gamma) + r V_j [G \cos(\theta_{ij} + \gamma) + B \operatorname{sen}(\theta_{ij} + \gamma)] \quad (58)$$

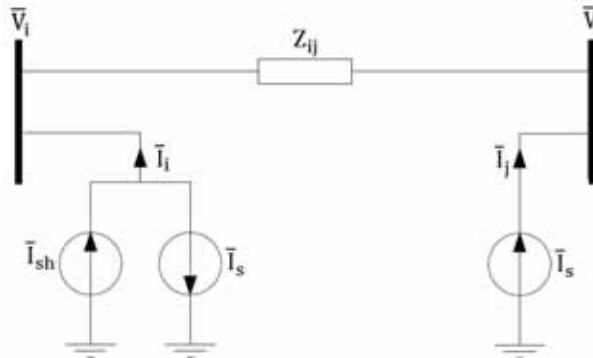
### 3.6 TRANSFORMANDO A FONTE DE CORRENTE SÉRIE

A fonte de corrente conectada entre as barras  $i$  e  $j$  pode ser dividida em duas fontes de corrente em derivação conforme mostrado na Fig. 9. As injeções de corrente são dadas pelas equações (59) e (60).

$$\begin{aligned} \bar{I}_i = \{ & -r^2 V_i G - r V_i (G \cos \gamma + B \operatorname{sen} \gamma) + r V_j [G \cos(\theta_{ij} + \gamma) + B \operatorname{sen}(\theta_{ij} + \gamma)] - j i_q \} e^{\theta_i} - \\ & - r V_i e^{j(\theta_i + \gamma)} (G + jB) \end{aligned} \quad (59)$$

$$\bar{I}_j = \bar{I}_s = rV_i e^{j(\theta_i + \gamma)} (G + jB) \quad (60)$$

Figura 9 – Transformação da Fonte de Corrente Série.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

As injeções de potência ativa ( $P_i$ ) e potência reativa ( $Q_i$ ) para a barra inicial  $i$  de instalação do UPFC podem ser obtidas a partir da potência complexa injetada nesta barra (equação (61)) que, decomposta em parte real e parte imaginária fornecem as parcelas de interesse ( $P_i$  e  $Q_i$ ) conforme as equações (62) e (63).

$$\bar{S}_i^* = \bar{V}_i^* (-\bar{I}_i) \quad (61)$$

$$P_i = r^2 (V_i)^2 G + r(V_i)^2 (2G \cos \gamma) - rV_i V_j [G \cos(\theta_{ij} + \gamma) + B \sin(\theta_{ij} + \gamma)] \quad (62)$$

$$Q_i = -r(V_i)^2 (G \sin \gamma + B \cos \gamma) - V_i i_q \quad (63)$$

De maneira análoga, a potência complexa ( $\bar{S}_j$ ), potência ativa ( $P_j$ ) e potência reativa ( $Q_j$ ) injetadas na barra  $j$  (barra final de instalação do UPFC) são mostradas nas equações (64), (65) e (66), respectivamente.

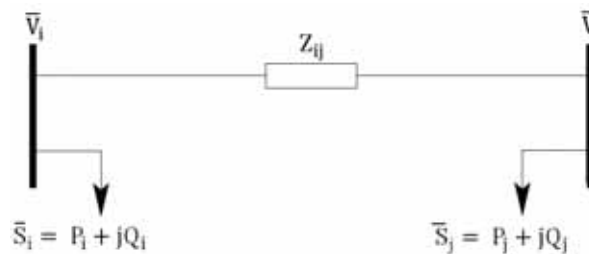
$$\bar{S}_j^* = \bar{V}_j^* (-\bar{I}_j) \quad (64)$$

$$P_j = rV_iV_j[B\text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) - G\cos(\theta_{ij} + \gamma)] \quad (65)$$

$$Q_j = rV_iV_j[G\text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) + G\cos(\theta_{ij} + \gamma)] \quad (66)$$

Após ter definido as injeções de potência nas barras nas quais o UPFC está conectado (equações (61) a (66)), o modelo de injeção de potência pode ser representado como na Fig. 10.

Figura 10 – Modelo de Injeção de Potência para o UPFC.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Portanto, as equações (62), (63), (65) e (66) podem ser linearizadas em torno de um ponto de equilíbrio, para a obtenção dos coeficientes ativos e reativos para o Modelo de Injeção de Potência do UPFC, cujas expressões são mostradas no Apêndice B.

Desta forma é possível fazer um estudo do dispositivo FACTS UPFC e analisar a sua influência na estabilidade do sistema elétrico de potência quando submetido a pequenas perturbações.

### 3.7 POWER OSCILLATION DAMPING

Conforme já mencionado, os dispositivos FACTS podem introduzir amortecimento às oscilações eletromecânicas, desde que estejam equipados com controladores que possuem ação suplementar de amortecimento (NOROOZIAN; ANDERSSON, 1995; WANG; SWIFT, 1996). Esta ação suplementar pode ser introduzida pelo controlador chamado de *Power Oscillation Damping* (POD) (CAI; ERLICH, 2003; WANG et al., 1997; WANG; SWIFT, 1998).

Os projetos dos controladores POD podem ser baseados em técnicas de controle

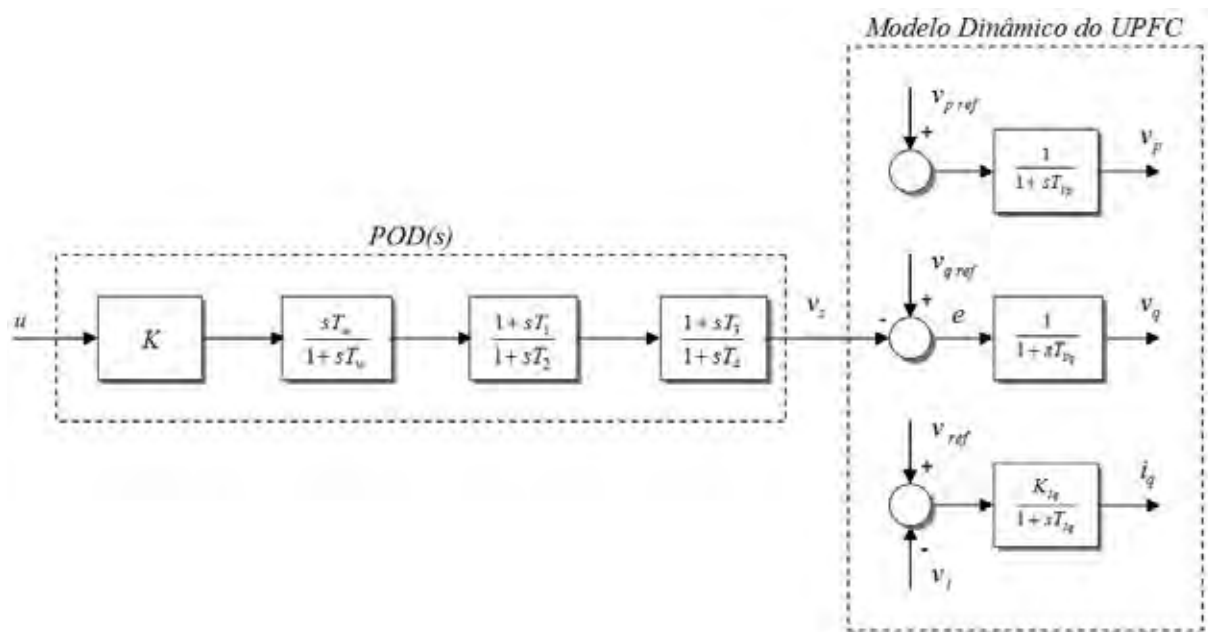
clássico e são ajustados visando o amortecimento adequado das oscilações de baixa frequência presentes no sistema elétrico.

A estrutura de um controlador POD, como a mostrada no diagrama da Fig. 11 é composta basicamente de um ganho  $K$  ajustado para fornecer a quantidade de amortecimento requerido, um bloco washout que permite somente a passagem de sinais associados às baixas frequências eletromecânicas de interesse, definido pela constante de tempo  $T_w$  e, por fim, uma associação de blocos de avanço-atraso de fase, definidos pelas constantes de tempo  $T_1 = T_3$  e  $T_2 = T_4$ , proporcionando a compensação de fase necessária ao bom desempenho do dispositivo.

O sinal de saída do controlador POD é uma tensão  $v_s$ , enquanto que  $u$  é o seu sinal de entrada (neste trabalho são considerados como sinais de entrada a corrente elétrica na linha de transmissão de instalação do conjunto UPFC/POD, o fluxo de potência ativa na linha de transmissão de instalação do conjunto UPFC/POD, além de uma combinação da velocidade angular dos geradores).

Para a inclusão do modelo do dispositivo FACTS UPFC no MSP é necessária a representação de um modelo dinâmico para os parâmetros de controle ( $v_p$ ,  $v_q$  e  $i_q$ ) do UPFC através de blocos de primeira ordem, conforme a Fig. 11 (AYRES, 2005; FURINI, 2008; MENG; SO, 2000).

Figura 11 – Modelo Dinâmico do UPFC Operando no Modo  $v_q$  – Blocos de Primeira Ordem.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Para os parâmetros  $v_p$  e  $v_q$ , os blocos são definidos pelas constantes de tempo  $T_{vp}$  e  $T_{vq}$ , respectivamente (estas constantes de tempo representam o atraso inerente do circuito de disparo dos tiristores constituintes do conversor série do UPFC). Para o caso do parâmetro  $i_q$ , define-se de maneira semelhante uma constante de tempo  $T_{Iq}$  e um ganho estático  $K_{Iq}$ , responsável pela regulação da tensão terminal da barra inicial de instalação do UPFC.

Embora a estrutura do controlador POD possa ser a mesma para diferentes sinais de entrada e para cada parâmetro do controlador UPFC a ser modulado ( $v_p$ ,  $v_q$  e  $i_q$ ), o ajuste dos parâmetros de cada controlador POD projetado serão diferentes, de forma a obter o torque de amortecimento desejado, dependendo da necessidade do sistema elétrico.

Na sequência é apresentada a formulação para a representação do dispositivo UPFC equipado com controlador POD operando no modo  $v_q$ , sendo que o mesmo raciocínio pode ser aplicado aos outros parâmetros de controle do UPFC (OGATA, 1990).

$$POD(s) = \frac{v_s(s)}{U(s)} = K \frac{sT_w}{1+sT_w} \frac{1+sT_1}{1+sT_2} \frac{1+sT_3}{1+sT_4} \quad (67)$$

Após manipulações são obtidas as equações (3.23).

$$POD(s) = \frac{v_s(s)}{U(s)} = \frac{b_0s^3 + b_1s^2 + b_2s + b_3}{s^3 + a_1s^2 + a_2s + a_3} = \frac{N(s)}{D(s)} \quad (68)$$

$$a_1 = \frac{T_2T_4 + (T_2 + T_4)T_w}{T_2T_4T_w} \quad a_2 = \frac{T_2 + T_4 + T_w}{T_2T_4T_w} \quad a_3 = \frac{1}{T_2T_4T_w} \quad (68.a)$$

$$b_0 = \frac{KT_1T_3}{T_2T_4} \quad b_1 = \frac{K(T_1 + T_3)}{T_2T_4} \quad b_2 = \frac{K}{T_2T_4} \quad b_3 = 0 \quad (68.b)$$

Para a representação do controle suplementar do UPFC considere uma variável de estado auxiliar  $\beta$  tal que satisfaça a equação (69).

$$D(s) \beta(s) = U(s) \quad (69)$$

Com isto a equação (68) pode ser escrita como nas equações (70) e (71).

$$v_s(s) = \frac{N(s)}{D(s)}U(s) = \frac{N(s)}{D(s)}D(s)\beta(s) = N(s)\beta(s) \quad (70)$$

$$D(s)\beta(s) = (s^3 + a_1s^2 + a_2s + a_3)\beta(s) = U(s) \quad (71)$$

Aplicando-se a antitransformada de Laplace à equação (71) obtém-se a equação (72), no domínio do tempo.

$$\ddot{\beta} + a_1\dot{\beta} + a_2\beta + a_3\beta = u(t) \quad (72)$$

A equação diferencial de terceira ordem mostrada em (72) pode ser decomposta em três equações diferenciais de primeira ordem pela definição de três variáveis auxiliares (equações (73.a) a (73.c)).

$$x_1 = \beta \quad (73.a)$$

$$x_2 = \dot{x}_1 = \dot{\beta} \quad (73.b)$$

$$x_3 = \dot{x}_2 = \ddot{\beta} \quad (73.c)$$

Como consequência da equação (73.c) tem-se a equação (73.d).

$$\dot{x}_3 = \ddot{\beta} \quad (73.d)$$

Com estas definições a equação (72), após manipulações, assume a forma mostrada na equação (74).

$$\dot{x}_3 = -a_1x_3 - a_2x_2 - a_3x_1 + u(t) \quad (74)$$

A combinação das equações (68) e (70) permite escrever a equação de saída do controlador (variável  $v_s$ ) como na equação (75).

$$v_s(s) = N(s)\beta(s) = (b_0s^3 + b_1s^2 + b_2s + b_3)\beta(s) \quad (75)$$

Aplicando-se a antitransformada de Laplace na equação (75) e substituindo-se as equações (73) e (74) obtém-se a saída do controlador no domínio do tempo (equação (76)).

$$v_s(t) = (b_3 - a_3b_0)x_1 + (b_2 - a_2b_0)x_2 + (b_1 - a_1b_0)x_3 + b_0u(t) \quad (76)$$

Portanto, a representação no espaço de estados do POD é definida pelas equações diferenciais (73.b), (73.c) e (74) que determinam três novas variáveis de estado  $x_1$ ,  $x_2$  e  $x_3$ , enquanto que sua saída é fornecida pela equação algébrica (76).

Considerando o controlador operando no modo  $v_q$ , isto é, controlando apenas a tensão em quadratura, a partir do diagrama de blocos mostrado na Fig. 11, a variável de controle pode ser escrita como na equação (77), obtida pela substituição da equação (76).

$$\dot{v}_q = -\frac{1}{T_{Vq}}v_q - \frac{1}{T_{Vq}}(b_3 - a_3b_0)x_1 - \frac{1}{T_{Vq}}(b_2 - a_2b_0)x_2 - \frac{1}{T_{Vq}}(b_1 - a_1b_0)x_3 - \frac{1}{T_{Vq}}b_0u(t) + \frac{1}{T_{Vq}}v_{ref} \quad (77)$$

As equações (73.b), (73.c), (74) e (77) descrevem o comportamento dinâmico de um POD que possui a estrutura mostrada na Figura 11. Observe que estas equações são função do sinal de entrada do controlador ( $u(t)$ ), que será detalhado na sequência.

### 3.8 SINAIS DE ENTRADA PARA O POD

Três sinais de entrada para o controlador POD são avaliados nesta sessão, sendo dois sinais locais (as variações do fluxo de potência ativa e as variações da magnitude da corrente elétrica, ambas na linha de transmissão de instalação do UPFC) e um sinal remoto (uma combinação das variações da velocidade angular dos geradores).

A equação que descreve cada sinal é apresentada e depois incorporada às equações que

determinam o comportamento dinâmico do POD.

### 3.8.1 SINAL DE ENTRADA: FLUXO DE POTÊNCIA ATIVA

As variações do fluxo de potência ativa na linha de transmissão de instalação do UPFC é uma grandeza disponível localmente, além de possuir alta observabilidade para os modos interárea de oscilação. Com isto, esta grandeza traduz-se em uma adequada escolha como sinal de entrada para o POD. Sua equação (deduzida no Capítulo 2) é rerepresentada na equação (78).

$$\Delta P_{im} = A1_{im} \Delta \theta_{im} + A2_{im} \Delta V_i + A3_{im} \Delta V_m \quad (78)$$

Substituindo-se a equação (78) nas equações (74) e (77) são obtidas as equações (79) e (80).

$$\dot{x}_3 = -a_1 x_3 - a_2 x_2 - a_3 x_1 + \Delta P_{im} \quad (79)$$

$$\dot{v}_q = -\frac{1}{T_{Vq}} v_q - \frac{1}{T_{Vq}} (b_3 - a_3 b_0) x_1 - \frac{1}{T_{Vq}} (b_2 - a_2 b_0) x_2 - \frac{1}{T_{Vq}} (b_1 - a_1 b_0) x_3 - \frac{1}{T_{Vq}} b_0 \Delta P_{im} + \frac{1}{T_{Vq}} v_{ref} \quad (80)$$

As equações (73.b), (73.c), (79) e (80) podem ser agrupadas às equações (41) e (42), definindo a forma matricial das variáveis de estado e das variáveis algébricas para um sistema multimáquinas com  $ng$  geradores,  $nb$  barras e  $n$  dispositivos UPFC equipados com controladores POD que utilizam como sinal de entrada as variações da potência ativa na linha de transmissão de instalação do UPFC.

### 3.8.2 SINAL DE ENTRADA: CORRENTE ELÉTRICA

Outra grandeza disponível localmente utilizada como sinal de entrada para o POD é a variação da magnitude da corrente elétrica na linha de transmissão de instalação do UPFC.

Para a dedução da equação deste sinal, considere o diagrama unifilar da Figura 2 e

admita que o local de instalação do UPFC seja a linha de transmissão entre as barras  $i$  e  $m$ , cuja corrente de circulação é dada pela equação (15) e repetida na equação (81).

$$\bar{I}_{im} = \frac{(\bar{V}_i - \bar{V}_m)}{Z_{im}} \quad (81)$$

Após a substituição das grandezas envolvidas na equação (81) e sua manipulação, é obtida a equação (82) que descreve, na sua forma linearizada, as variações da magnitude da corrente elétrica na linha de transmissão entre as barras  $i$  e  $m$ .

$$\Delta I_{im} = K_\theta \Delta \theta_{im} + K_i \Delta V_i + K_m \Delta V_m \quad (82)$$

Pela substituição da equação (82) nas equações (74) e (77) são obtidas as equações (83) e (84).

$$\dot{x}_3 = -a_1 x_3 - a_2 x_2 - a_3 x_1 + \Delta I_{im} \quad (83)$$

$$\dot{v}_q = -\frac{1}{T_{Vq}} v_q - \frac{1}{T_{Vq}} (b_3 - a_3 b_0) x_1 - \frac{1}{T_{Vq}} (b_2 - a_2 b_0) x_2 - \frac{1}{T_{Vq}} (b_1 - a_1 b_0) x_3 - \frac{1}{T_{Vq}} b_0 \Delta I_{im} + \frac{1}{T_{Vq}} v_{ref} \quad (84)$$

As equações (73.b), (73.c), (83) e (84) podem ser agrupadas às equações (41) e (42), definindo a forma matricial das variáveis de estado e das variáveis algébricas para um sistema multimáquinas com  $ng$  geradores,  $nb$  barras e  $n$  dispositivos UPFC equipados com controladores POD que utilizam como sinal de entrada as variações da magnitude da corrente elétrica na linha de transmissão de instalação do UPFC.

### 3.8.3 SINAL DE ENTRADA: VELOCIDADE ANGULAR

Em um SEP todo torque elétrico em fase com as variações do deslocamento angular do gerador ( $\Delta\delta$ ) equivale ao torque de sincronização. Quando esta grandeza está em fase com variações da velocidade angular ( $\Delta\omega$ ), o torque é dito de amortecimento (ANDERSON;

FOUAD, 2003; DEMELLO; CONCÓRDIA, 1969; KUNDUR, 1994; LARSEN; SWANN, 1981). Em vista disso, a velocidade angular do gerador síncrono (ou uma combinação da velocidade angular de alguns geradores) é uma escolha imediata como sinal de entrada para controladores quando se deseja introduzir amortecimento adicional às oscilações do SEP.

Desta forma, apesar de ser um sinal remoto, a velocidade angular do gerador síncrono (ou uma combinação de velocidades) também será testada como entrada para o POD. Além disso, sua implementação computacional é facilitada pelo fato de que esta grandeza é uma variável de estado do MSP.

Substituindo-se  $u(t)$  por  $\Delta\omega$  nas equações (74) e (77) estas se tornam as equações (85) e (86).

$$\dot{x}_3 = -a_1x_3 - a_2x_2 - a_3x_1 + \Delta\omega \quad (85)$$

$$\dot{v}_q = -\frac{1}{T_{Vq}}v_q - \frac{1}{T_{Vq}}(b_3 - a_3b_0)x_1 - \frac{1}{T_{Vq}}(b_2 - a_2b_0)x_2 - \frac{1}{T_{Vq}}(b_1 - a_1b_0)x_3 - \frac{1}{T_{Vq}}b_0\Delta\omega + \frac{1}{T_{Vq}}v_{ref} \quad (86)$$

Novamente, a forma matricial das variáveis de estado e das variáveis algébricas para um sistema multimáquinas com  $ng$  geradores,  $nb$  barras e  $n$  dispositivos UPFC equipados com controladores POD que utilizam como sinal de entrada as variações da velocidade angular pode ser obtida incorporando as equações (73.b), (73.c), (85) e (86) às equações (41) e (42).

### 3.9 ESTABILIZADOR DE SISTEMAS DE POTÊNCIA

Nos dias atuais uma das causas dos problemas de instabilidade em sistemas elétricos está relacionada à insuficiência de torque de amortecimento (DEMELLO; CONCÓRDIA, 1969; KUNDUR, 1994). Este fato ficou mais evidente a partir da década de 1950, onde o uso de reguladores automáticos de tensão (RATs) de ação rápida e contínua se tornou comum para a maioria das máquinas geradoras (ANDERSON; FOUAD, 2003; DEMELLO; CONCÓRDIA, 1969; KUNDUR, 1994; LARSEN; SWANN, 1981).

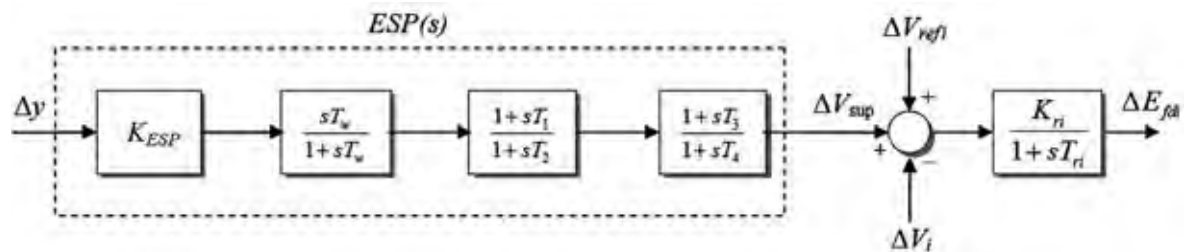
Esse tipo de RAT desempenha um importante papel na extensão dos limites tanto dos regimes permanentes quanto dos transitórios quando o sistema é submetido a uma grande perturbação, podendo reduzir o amortecimento intrínseco do sistema elétrico de potência.

Com isto, a utilização de Estabilizadores de Sistema de Potência (ESP) para introduzir amortecimento às oscilações eletromecânicas do sistema elétrico é uma estratégia utilizada de maneira eficaz, econômica e confiável há várias décadas (ANDERSON; FOUAD, 2003; DEMELLO; CONCORDIA, 1969; KUNDUR, 1994; LARSEN; SWANN, 1981; LI-JUN; ERLICH, 2005).

Sua localização (malha de controle da tensão do gerador) e filosofia de aplicação evidenciam que a principal atuação deste controlador é no amortecimento das oscilações de modo local. Ou seja, associadas aos geradores eletricamente próximos. Quando ajustados para amortecer oscilações do tipo interárea (grupo de geradores de uma área, oscilando contra geradores de outra área) seu desempenho é limitado, podendo vir a atuar adversamente e comprometer o amortecimento de modos locais antes estáveis (MOUSSA; YU, 1974).

A estrutura de um ESP é composta por um bloco de ganho estático  $K_{ESP}$ , ajustado de acordo com o amortecimento desejado, um bloco *washout*, sendo a constante  $T_w$  definida para atuação somente em modos eletromecânicos de oscilação e, de maneira geral, dois blocos *lead-lag*. Adota-se neste trabalho  $T_1 = T_3$  e  $T_2 = T_4$ , conforme mostrado na Figura 12.

Figura 12 – Regulador Automático de Tensão com o Sinal Suplementar do ESP.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Neste trabalho o sinal de entrada ( $\Delta y$ ) utilizado para o ESP são as variações da velocidade angular ( $\Delta \omega$ ) da máquina a ser equipada com este controlador e o sinal de saída é somado à malha de controle do RAT.

As filosofias de emprego dos controladores ESP e POD são distintas, porém nota-se que as estruturas dos controladores são idênticas. Portanto, os procedimentos para a inclusão desses controladores no MSP multimáquinas são análogos aos procedimentos realizados para o controlador POD. Por isso, não serão aqui repetidos.

### 3.10 CONCLUSÕES

Neste Capítulo foram apresentados conceitos básicos e princípios de operação do dispositivo FACTS UPFC que é um dispositivo relativamente novo e de atuação generalizada.

Na sequência foi apresentado o modelo de injeção de potência para o UPFC, sendo este então representado por uma fonte de tensão série regulável em módulo e fase e uma fonte de corrente shunt responsável pelo controle do nível de tensão na barra de instalação do dispositivo.

O modelo de um controlador adicional (POD) com a função de inserir amortecimento às oscilações do SEP também foi deduzido a partir da escolha de sua estrutura. Três grandezas presentes no SEP foram analisadas e modeladas como candidatas a sinais de entrada para o controlador.

Os procedimentos necessários para a modelagem e consequente inclusão do conjunto UPFC/POD no MSP foram mostrados, ficando evidenciada a flexibilidade que este modelo (MSP) possui para a consideração de novos componentes do sistema elétrico de potência.

O estabilizador de sistema de potência, equipamento de utilização consolidada no amortecimento de oscilações de baixa frequência do SEP, também foi apresentado e suas principais características destacadas.

No próximo Capítulo serão tratados os procedimentos necessários para a localização e projeto dos controladores POD (acoplado ao UPFC) e ESP e a influência que os zeros da FTMA têm na localização e no controle destes dispositivos.

## CAPÍTULO 4

---

### INFLUÊNCIA DOS ZEROS NO DESEMPENHO DO CONJUNTO UPFC/POD E ESPs E MÉTODOS DE AJUSTE DE PARÂMETROS

#### 4.1 INTRODUÇÃO

Para que o controlador POD acoplado ao dispositivo FACTS UPFC introduza amortecimento apropriado aos modos eletromecânicos problemáticos devem ser determinados quais os melhores locais para a sua instalação, considerando que sua atuação não deverá prejudicar os demais modos estáveis. A mesma afirmação é válida para o dispositivo ESP.

A melhor localização para instalação de dispositivos FACTS pode ser obtida a partir da análise dos resíduos da FTMA do controlador FACTS (ou do ESP) a ser inserido no sistema (FURINI; ARAUJO, 2008; MARTINS; LIMA, 1990). O resíduo obtido para cada localização possível do dispositivo fornece informações sobre a controlabilidade e observabilidade do conjunto entrada – saída para o controlador para um determinado autovalor. Portanto, o maior resíduo fornecerá maior amortecimento ao modo de oscilação selecionado (YANG et al., 1998). Entretanto, será demonstrado neste trabalho que os zeros ( $z$ ) das FTMA obtidos a partir do local de instalação do controlador, influenciam diretamente na maior ou menor facilidade que o controlador tem de inserir amortecimento ao sistema elétrico de potência.

Desta forma, destaca-se que além da análise dos polos da FTMA do controlador é necessário analisar a localização dos zeros da FTMA, os quais estão intimamente relacionados ao sinal de entrada utilizado e conseqüentemente, à possibilidade de inclusão de amortecimento (JONES; ANDERSON, 1998; MHASKAR; KULKARNI, 2006). Portanto, uma inadequada localização dos zeros da FTMA (i.e. proximidade ao polo ( $\lambda$ ) de interesse) 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 (MARTINS; LIMA, 1990).

Neste Capítulo é discutida a localização do conjunto UPFC/POD e ESPs a partir do método dos resíduos e a localização dos zeros.

Na seqüência, são discutidos métodos para o ajuste de parâmetros de controladores suplementares de amortecimento. Inicialmente, é apresentado o método dos resíduos (clássico) e após é proposta a utilização de algoritmos genéticos para realizar esta tarefa.

## 4.2 LOCALIZAÇÃO DOS CONTROLADORES (POD E ESP)

Os resíduos fornecem informações sobre a controlabilidade do sinal de saída e a observabilidade do sinal de entrada do POD e do ESP e podem ser obtidos de acordo com o procedimento mostrado na sequência (MARTINS; LIMA, 1990).

A análise do comportamento dinâmico de um sistema elétrico de potência multimáquinas contendo dispositivo FACTS e/ou ESP quando este é submetido a pequenas perturbações, pode ser obtida da sua representação na forma linearizada de espaço de estados de acordo com a equação (87).

$$\begin{aligned}\Delta \dot{x} &= A\Delta x + B\Delta u \\ \Delta y &= C\Delta x + D\Delta u\end{aligned}\tag{87}$$

Na equação (87)  $\Delta x$  é o vetor de variáveis de estado,  $\Delta y$  é o vetor de saídas e  $\Delta u$  é o vetor de entradas. As matrizes A, B, C e D representam respectivamente a matriz de estado, matriz de entradas, matriz de saídas e matriz de realimentação.

Através da aplicação da Transformada de Laplace pode-se obter uma função de transferência que definirá o comportamento do sistema como um todo de acordo com a equação (88).

$$G(s) = C \frac{\text{adj}(sI - A)}{\det(sI - A)} B + D\tag{88}$$

Todos os valores da variável  $s$  que satisfazem a equação  $\det(sI - A) = 0$ , conhecida como equação característica da matriz A, são chamados de autovalores ( $\lambda_i$ ) da matriz A. Os autovalores podem ocorrer em valores reais ou em pares complexos conjugados.

Os primeiros representam modos exponenciais puros e os segundos definem modos oscilatórios, sendo que seu amortecimento é dado pela parte real e a frequência de oscilação pela parte imaginária. Para cada modo oscilatório associado a um par complexo conjugado ( $\lambda_i = \sigma_i + j\omega_{nle}$ ) pode-se definir um coeficiente de amortecimento que determina uma taxa de amortecimento das oscilações de acordo com a equação (89).

$$\xi_i = \frac{-\sigma_i}{\sqrt{\sigma_i^2 + \omega_{nle}^2}} \quad (89)$$

Para estudos da estabilidade a pequenas perturbações realiza-se a análise do sinal da parte real dos autovalores da matriz A.

O Primeiro Método de Lyapunov estabelece que se o sistema possui todos os autovalores com parte real negativa este é estável. Porém se ao menos um autovalor possui parte real positiva o sistema é instável. Se a parte real de qualquer autovalor for nula nada se pode afirmar sobre a estabilidade do sistema.

Para cada autovalor, pode-se definir os autovetores a direita ( $\varphi_i$ ) e a esquerda ( $\psi_i$ ) que satisfazem as equações (90) e (91), respectivamente.

$$A\varphi_i = \lambda_i\varphi_i \quad (90)$$

$$\psi_i A = \lambda_i\psi_i \quad (91)$$

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

Os autovetores à direita e a esquerdo podem ser combinados de forma a definir uma relação entre as variáveis de estado e os modos oscilatórios. Esta relação é representada pelo fator de participação definida na equação (92).

$$p_{ki} = \varphi_{ki}\psi_{ik} \quad (92)$$

O fator de participação define a participação relativa de uma variável de estado k em um determinado modo de oscilação i.

Uma vez obtidas às características de cada modo oscilatório, ações de controle podem ser tomadas para que este modo se torne mais amortecido. Para que o controlador inserido contribua de maneira positiva ao amortecimento deve-se escolher um conjunto de entrada e saída de maneira que se obtenha a maior controlabilidade e observabilidade. Ou seja, o modo

oscilatório deve ser observável na variável de entrada do controlador, enquanto que a variável de saída deve produzir uma maior influência sobre o sistema. Os resíduos ( $R_{ijk}$ ) de uma função de transferência fornecem informações sobre a controlabilidade e observabilidade do conjunto entrada – saída para o controlador concomitantemente, para um determinado modo oscilatório.

Para uma melhor compreensão, considere que a função de transferência expressa pela equação (88) possa ser expandida em frações parciais, tal que seja dada pela equação (93), em função das matrizes  $C$  e  $B$  e dos autovetores à direita e a esquerda.

$$G(s) = \sum \frac{C_j \varphi_i \psi_i B_k}{(s - \lambda_i)} = \sum \frac{R_{ijk}}{(s - \lambda_i)} \quad (93)$$

Da equação (93) nota-se que o resíduo é dado pelo produto entre a matriz de observabilidade de uma entrada  $C_j$  e a matriz de controlabilidade de uma saída  $B_k$ , associado a um determinado autovalor de acordo com o conjunto de equações (94).

$$\begin{aligned} \text{Obser} &= C_j \varphi_i \\ \text{Cont} &= \psi_i B_k \\ R_{ijk} &= \text{Obser} \times \text{Cont} \end{aligned} \quad (94)$$

### 4.3 INFLUÊNCIA DOS ZEROS DA FTMA NO CONTROLE DO SEP

A localização dos zeros da função de transferência em malha aberta (FTMA) de um controlador é determinante no comportamento do polo da função de transferência em malha fechada (FTMF) do sistema a ser controlado. Desta forma a localização dos zeros da FTMA de um controlador está intimamente relacionada à facilidade ou dificuldade de controle sobre um sistema (MARTINS et al., 1992).

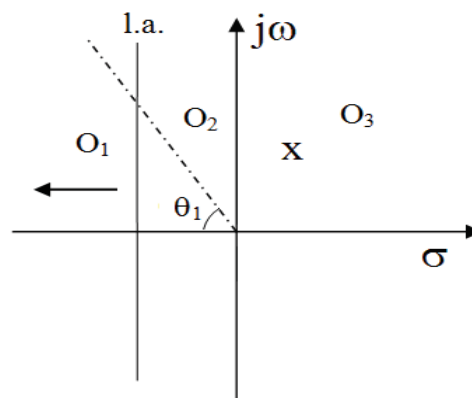
Como os polos da FTMF tendem a se deslocar para os zeros da FTMA quando o ganho de um controlador tende ao infinito, é importante que haja uma distância adequada entre os polos críticos e os zeros a fim de se obter um deslocamento adequado do autovalor de interesse com o aumento do ganho (TARANTO et al., 1998).

Se para uma dada localização do controlador no sistema, o conjunto entrada – saída fornecer condições apropriadas de controlabilidade e observabilidade para o polo de

interesse, esta posição contribuirá favoravelmente para o amortecimento deste polo de acordo com o método dos resíduos. Observe que neste método foca-se o projeto no polo de interesse e nenhuma informação é obtida em relação aos zeros da FTMA. Desta forma, em alguns casos, uma posição satisfatória obtida pelo método dos resíduos pode não fornecer amortecimento adequado devido à inadequada localização dos zeros da FTMA.

Portanto, a localização de zeros em uma determinada região do plano complexo pode limitar a eficácia em inserir amortecimento a partir de um controlador projetado pelo método dos resíduos, ou seja, o amortecimento desejado poderá não ser obtido. Assim, a escolha do sinal de entrada do controlador é extremamente importante já que pode dar origem a zeros posicionados em locais inadequados.

Figura 13 – Região de Estabilidade Desejada.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Como exemplo, considere a disposição de polo e zeros mostrados na Fig. 13. Nesta figura, a linha tracejada indica o amortecimento de interesse. O coeficiente de amortecimento desejado dado pela equação (89) pode não ser alcançado se houver um zero localizado do lado direito da linha de amortecimento (l.a.). Note que o zero representado pela posição ( $O_1$ ) está localizado no semiplano esquerdo do plano complexo do lado esquerdo da linha de amortecimento (l.a.). Isto significa que, independentemente da distância inicial ( $|\lambda_i - z|$ ) entre o polo  $\lambda_i$  de interesse e o zero  $z$  da FTMA, o zero da FTMA vai atrair o polo de interesse para a região do coeficiente de amortecimento desejado. Para o zero representado pelas posições ( $O_2$ ) e ( $O_3$ ) o coeficiente de amortecimento desejado vai depender da distância inicial ( $|\lambda_i - z|$ ) entre o polo de interesse e o zero da FTMA, do sinal de entrada e do tipo de ajuste dos parâmetros utilizado pelo controlador.

Neste trabalho, os zeros são obtidos através do software Matlab<sup>®</sup>, sendo que o

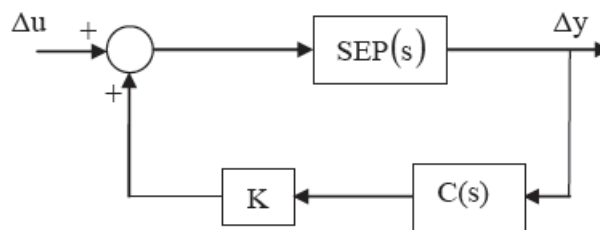
algoritmo utilizado é apresentado de maneira completa em (EMAMI-NAEIND; DOOREN, 1982).

#### 4.4 AJUSTE DOS PARÂMETROS USANDO O MÉTODO DOS RESÍDUOS

Nesta seção será apresentado o procedimento para ajuste dos parâmetros dos controladores POD e ESP com o objetivo de introduzir amortecimento ao polo de interesse, baseado nos resíduos da FTMA.

Desta forma, para determinar a influência que o controlador irá exercer sobre os autovalores do sistema, considere que o SEP seja representado por uma função de transferência  $SEP(s)$  e que  $KC(s)$  seja a função de transferência do controlador a ser inserido, como na Fig. 14.

Figura 14 – Função de Transferência do SEP com Controlador.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Na equação (95) é mostrada a relação entre a sensibilidade de um dado autovalor  $\lambda_i$ , o ganho estático  $K$  do controlador e o resíduo ( $R_{ijk}$ ) associado ao conjunto entrada-saída ( $\Delta u$  e  $\Delta y$ , respectivamente) para o mesmo autovalor (YANG et al., 1998).

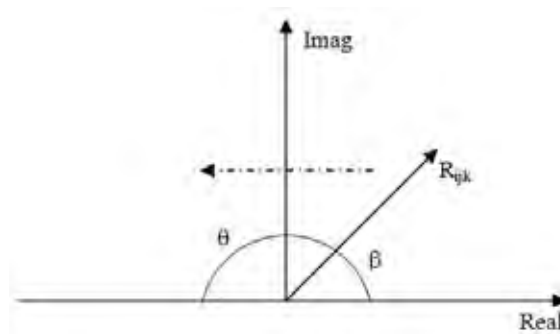
$$\frac{\Delta \lambda_i}{\Delta K} = R_{ijk} C(\lambda_i) \quad (95)$$

Considerando que para um estado de operação inicial o controlador possui um ganho nulo ( $K_0 = 0$ ), da equação (95) é possível concluir que devido à inclusão do controlador o autovalor de interesse  $\lambda_i$  sofrerá um deslocamento de modo a aumentar o valor absoluto da parte real deste autovalor. Da equação (96) se conclui que o resíduo  $R_{ijk}$  é diretamente proporcional ao deslocamento do autovalor de interesse e, portanto, é evidente que um maior resíduo terá maior efeito sobre o deslocamento deste autovalor.

$$\Delta\lambda_i = R_{ijk} \Delta KC(\lambda_i) \quad (96)$$

O projeto dos controladores é baseado no conceito de compensação de fase, ou seja, calculam-se os parâmetros de um controlador (ganho e constantes de tempo) tal que o resíduo se desloque  $\theta$  graus para o semiplano esquerdo do plano complexo como no diagrama mostrado na Fig. 15.

Figura 15 – Efeito do Controlador POD no Resíduo Associado ao Autovalor  $\lambda_i$ .



Fonte: Elaboração do próprio autor.

O procedimento necessário para a obtenção de todos os parâmetros do controlador POD (estrutura mostrada na Fig. 11, Capítulo 3) ou do controlador ESP (estrutura mostrada na Fig. 12, Capítulo 3) é dado pelas equações (97) (ABOUL-ELA et al., 1996).

$$\theta = 180^\circ - \beta \quad (97)$$

$$\alpha = \frac{1 - \text{sen}(\theta/2)}{1 + \text{sen}(\theta/2)} \quad (97.a)$$

$$T_2 = \frac{1}{\omega_{nle} \sqrt{\alpha}}; \quad T_1 = \alpha T_2 \quad (97.b)$$

Neste caso os blocos de compensação de fase são definidos pelas constantes de tempo  $T_1 = T_3$  e  $T_2 = T_4$ .

O ganho  $K_{POD}$  ( $K_{POD}$  – ganho do controlador POD utilizando o método dos resíduos) do controlador é calculado a partir das constantes de tempo anteriormente determinadas (equações (97)) e da posição desejada ( $\lambda_{ides}$ ) para o autovalor ( $\lambda_i$ ) associado ao modo de oscilação a ser amortecido, que possui frequência natural ( $\omega_{ni}$ ), de acordo com a equação (98).

$$K_{POD} = \left| \frac{\lambda_{ides} - \lambda_i}{R_{ijk} C(\lambda_i)} \right| \quad (98)$$

Em se tratando do controlador ESP o cálculo do seu ganho ( $K_{ESP}$ ) é realizado também pela equação (98), bastando substituir  $K_{POD}$  por  $K_{ESP}$ .

#### 4.5 AJUSTE DOS PARÂMETROS USANDO ALGORITMOS GENÉTICOS

Os Algoritmos Genéticos (AGs) constituem uma técnica de busca e otimização inspirada no princípio da evolução de Darwin, desenvolvidos por Holland na década dos anos 70 (HOLLAND, 1975). São algoritmos de busca baseados nos mecanismos de seleção natural e genética. Eles combinam a sobrevivência entre os melhores indivíduos com uma forma estruturada de troca de informação genética entre dois indivíduos para formar uma estrutura heurística de busca (BOMFIM, 2000).

Nos algoritmos genéticos, populações de indivíduos são criadas e submetidas aos operadores genéticos seleção, cruzamento e mutação. Estes operadores utilizam uma caracterização da qualidade de cada indivíduo como solução do problema em questão. Este processo é chamado de avaliação deste indivíduo. Um processo de evolução natural destes indivíduos é gerado, e eventualmente gerará um indivíduo que caracterizará uma solução ótima (talvez até a melhor possível) para o problema (LINDEN, 2006).

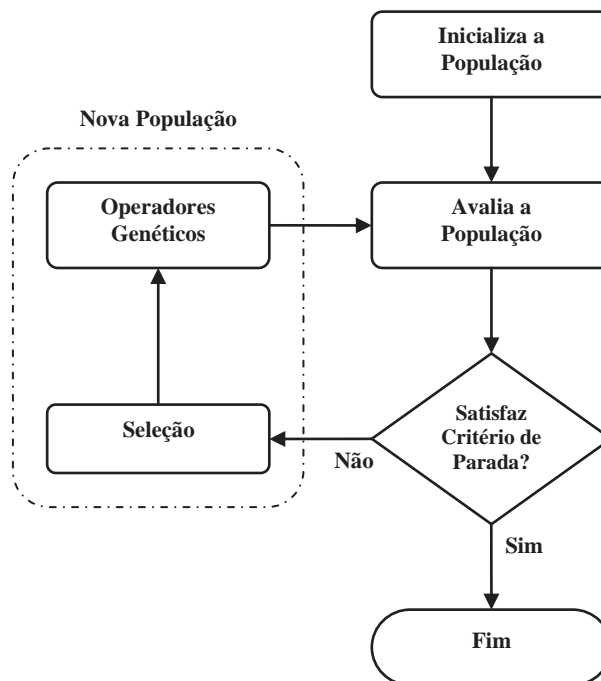
Portanto, o AG elementar realiza a seguinte sequência de operações:

1. Gera a população inicial (cromossomos) após escolher o tipo de codificação, para a solução potencial do problema;
2. Calcula a função objetivo de cada configuração da população que avalia a solução;
3. Operadores genéticos alteram a composição dos cromossomos gerados após a seleção, dando origem a nova população;

4. Se o critério de parada (ou critérios de parada) não for(em) satisfeito(s), repetir os passos 2 e 3.

No fluxograma mostrado na Fig. 16 é possível visualizar o esquema básico do algoritmo genético.

Figura 16 – Esquema Básico do Algoritmo Genético.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

## ▪ POPULAÇÃO

A representação cromossomial é fundamental para o algoritmo genético. Basicamente ela consiste em uma maneira de traduzir a informação de um problema em uma maneira viável de ser tratada pelo computador (NUNES; GRANDINETTI, 1994).

Existem várias formas de representação das variáveis, tais como binária, números inteiros ou números reais. Normalmente a representação mais usada é a binária, isto é, um cromossomo nada mais é do que uma sequência de bits e um gen é somente um bit. O que cada bit e/ou conjunto de bits representa é inerente ao problema.

Por exemplo, uma função  $f(x,y)$  pode ter suas variáveis representadas da maneira mostrada na sequência.

$$C_j = \underbrace{00100001}_x \underbrace{01001000}_y$$

O desempenho do algoritmo genético é extremamente sensível ao tamanho da população, logo este parâmetro deve ser definido com muito cuidado.

Os AGs necessitam de um conjunto de pontos iniciais, isto é, da população inicial, denominada primeira geração. Para gerar essa população, pode se utilizar um processo aleatório, heurístico ou a combinação dos dois. Pode-se também partir de um conjunto pré-definido de indivíduos.

No processo heurístico existe a vantagem de se poder colocar algum conhecimento do problema na população inicial de forma a auxiliar o método de busca. No processo aleatório, os genes de cada cromossomo da população inicial são gerados aleatoriamente. Independente do método escolhido, o importante é que a população inicial cubra a maior região possível do espaço de busca (LINDEN, 2006).

#### ▪ ***FUNÇÃO OBJETIVO***

A função objetivo é a maneira utilizada pelo AG para determinar a qualidade de um indivíduo como solução do problema em questão. Esta função deve, portanto ser escolhida tendo em vista um critério bem definido. Ela deve embutir todo o conhecimento que se possui sobre o problema a ser resolvido, tanto suas restrições quanto seus objetivos de qualidade. Essa função é específica para cada aplicação, e deve representar o comportamento dos cromossomos que, nesse caso, representam os parâmetros do controlador.

$$J = \max(\xi_i)$$

*sujeito a :*

$$T_1^{\min} \leq T_1 \leq T_1^{\max}$$

$$T_2^{\min} \leq T_2 \leq T_2^{\max}$$

$$K_{AG}^{\min} \leq K_{AG} \leq K_{AG}^{\max}$$

(99)

Neste trabalho, a função de avaliação foi definida com o objetivo de maximizar o coeficiente de amortecimento ( $\xi_i$ ). As restrições apresentadas na equação (99) permitem o

controle dos limites inferiores e superiores na busca de soluções para os parâmetros do controlador (BATI, 2010; JALILVAND et al, 2009).

Na equação (99)  $K_{AG}$  é o ganho do POD (estrutura mostrada na Fig. 11, Capítulo 3) determinado utilizando o AG, (ou  $K_{ESPAG}$  no caso do ESP (estrutura mostrada na Figura 12), Capítulo 3).

### ▪ **SELEÇÃO**

O processo de seleção em AGs seleciona indivíduos para a reprodução. A seleção é baseada na aptidão dos indivíduos: indivíduos mais aptos têm maior probabilidade de ser escolhidos para a reprodução. Para escolher os indivíduos na população que criarão os descendentes para a próxima geração, existem muitos mecanismos de seleção. Dentre elas as técnicas mais utilizadas são a roleta, o torneio e o elitismo.

### ▪ **OPERADORES GENÉTICOS: CRUZAMENTO E MUTAÇÃO**

Os indivíduos selecionados para a população seguinte são recombinados por meio do operador *crossover*. Este operador caracteriza-se como o principal dos AGs. Os pares de indivíduos são escolhidos aleatoriamente e novos indivíduos são criados a partir do intercâmbio do material genético. Os descendentes serão diferentes, porém com características genéticas de ambos. Este método (*single-point crossover*) é o mais aplicado, conforme exemplo mostrado na sequência.

$$\begin{array}{c|ccc} 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 1 \end{array} \Rightarrow \begin{array}{c|ccc} 0 & 1 & 0 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 0 & 0 & 1 \end{array}$$

Os cromossomos criados a partir do operador crossover são, posteriormente, submetidos à operação de mutação.

A mutação é um operador secundário, que produz mudanças aleatórias espontâneas em vários cromossomos (LINDEN, 2006). O efeito da mutação é aumentar a diversidade da população reduzindo a possibilidade de estagná-la (indivíduos iguais). Esta operação poderá introduzir genes bons ou ruins. Estes últimos poderão ser eliminados na população seguinte, através da seleção.

O tipo mais comum de mutação é a mutação por troca de bit, onde se escolhe

aleatoriamente uma posição de um descendente para fazer a troca do valor do bit. Supondo uma estrutura com representação em número binário de duas variáveis e a posição escolhida para ser mudada é a quarta.

$$\underbrace{0 \ 1 \ 0 \ \underline{1} \ 0}_{\text{antes da mutação}} \Rightarrow \underbrace{0 \ 1 \ 0 \ \underline{0} \ 0}_{\text{depois da mutação}}$$

#### ▪ **CRITÉRIO DE PARADA**

Alguns dos vários critérios de parada para os AGs são:

- número de gerações (ou avaliações);
- valor máximo da função de aptidão (se este for conhecido);
- perda de diversidade nas soluções;
- tempo de execução ou processamento, etc.

#### ▪ **PARÂMETROS GENÉTICOS**

Vários parâmetros controlam o processo de evolução em um AG, tais como: tamanho da população, taxa de cruzamento (crossover), taxa de mutação e número de gerações, que é o número total de ciclos de evolução de um AG.

Na Tabela. 1 são apresentados os parâmetros adotados para o AG neste trabalho. As simulações efetuadas foram realizadas utilizando a biblioteca de rotinas (toolbox) criadas especialmente para trabalhar com AGs no ambiente Matlab<sup>®</sup>.

TABELA 1 – PARÂMETROS DO ALGORITMO GENÉTICO.

Representação das variáveis no cromossomo:	Binário
Tamanho da população:	80
Número de variáveis no cromossomo:	03
Método de seleção:	Roleta
Taxa de cruzamento:	0,8
Taxa de mutação:	0,01
Número máximo de gerações:	100

Fonte: Elaboração do próprio autor.

## 4.6 CONCLUSÕES

Neste capítulo foram apresentadas todas as etapas do processo aplicado neste trabalho para o ajuste dos parâmetros dos controladores suplementares de amortecimento. Inicialmente foi abordado o método dos resíduos, o qual será utilizado para localização e ajuste individual dos controladores POD e ESP no sistema elétrico de potência. Foi apresentado também o procedimento para o ajuste dos parâmetros dos controladores inspirado no princípio da evolução de Darwin denominado algoritmos genéticos.

A forma como os zeros da função de transferência em malha aberta (FTMA) influenciam no comportamento dos polos da função de transferência em malha fechada (FTMF) foram evidenciadas.

No Capítulo 5 serão apresentados resultados para dois sistemas teste onde se verifica que devido à má localização dos zeros da FTMA do conjunto UPFC/POD ou ESP, ocorre a limitação do amortecimento inserido para localizações em que o método dos resíduos classifica como mais eficientes.

Também serão apresentadas análises no domínio da frequência e no domínio do tempo com o objetivo de avaliar a estabilidade a pequenas perturbações dos sistemas testes. Nestas análises os controladores POD e ESP tiveram seus parâmetros ajustados pelo método dos resíduos e também pelo algoritmo genético.

## CAPÍTULO 5

---

### SIMULAÇÕES E RESULTADOS

#### 5.1 INTRODUÇÃO

Neste Capítulo são apresentados os resultados para dois sistemas de potência teste, onde se verifica que devido ao mau posicionamento dos zeros da FTMA do conjunto UPFC/POD, ocorre a limitação do amortecimento inserido para localizações em que o método dos resíduos classifica como mais eficientes.

O primeiro sistema teste é constituído de duas áreas simétricas, possuindo quatro geradores e dez barras e é muito utilizado no estudo do comportamento das oscilações de baixa frequência associadas a modos interárea de oscilação. Seu diagrama unifilar é mostrado na Figura 17 e os dados completos são encontrados em (KLEIN et al., 1991; SAUER; PAI, 1998), reproduzidos no Apêndice C.

O segundo sistema teste é o chamado New England (Fig. 20) e seus dados completos são encontrados em (ARAUJO; ZANETTA JR., 2001), reproduzidos no Apêndice C.

As simulações foram realizadas com o auxílio do software MATLAB<sup>®</sup>. Para a solução de fluxo de potência (cálculo das condições iniciais do ponto de operação) foi utilizada a ferramenta MATPOWER<sup>®</sup>, desenvolvida em linguagem MATLAB, disponível em (ZIMMERMAN, 2007).

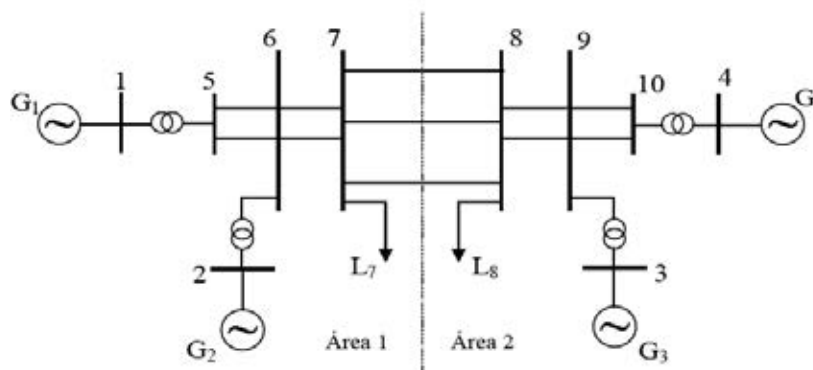
São apresentadas análises no domínio da frequência (utilizando os autovalores da matriz de estados A dos sistemas teste, bem como os coeficientes de amortecimento e frequência natural a eles associados) e no domínio do tempo admitindo-se a ocorrência de uma perturbação em forma de degrau de amplitude 0,05 pu na potência mecânica de entrada de alguma máquina geradora.

#### 5.2 SISTEMA SIMÉTRICO DE DUAS ÁREAS

No sistema multimáquinas considerado, nota-se claramente a existência de duas áreas simétricas, sendo estas conectadas por três linhas de transmissão paralelas longas, ou seja, com alta reatância indutiva. Tal fato, aliado ao ponto de operação considerado, contribui para a falta de amortecimento, ocasionando instabilidade (MOURA et al., 2009). Isto pode ser visto através da análise das raízes da equação característica do modelo do sistema, ou seja,

pela análise dos autovalores dominantes da matriz de estados do sistema elétrico, conforme mostrado na Tabela 2 (nesta Tabela também são mostrados o coeficiente de amortecimento  $\xi$  e a frequência natural não amortecida  $\omega_n$ , associados aos autovalores dominantes).

Figura 17 – Diagrama Unifilar do Sistema Multimáquinas de Duas Áreas.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Analisando-se os autovalores obtidos conclui-se que o sistema sob estudo apresenta três modos oscilatórios. Avaliando os valores de suas frequências é possível classificá-los como sendo dois modos locais (local 1 e local 2) e um modo interárea (ANDERSON; FOUAD, 2003; DEMELLO; CONCÓRDIA, 1969; KUNDUR, 1994; LARSEN; SWANN, 1981). Além disso, pode-se afirmar que o sistema é instável para o ponto de operação considerado e que esta instabilidade é causada pelo modo oscilatório interárea.

TABELA 2 – SISTEMA SIMÉTRICO DE DUAS ÁREAS: AUTOVALORES DOMINANTES, FREQUÊNCIA E COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO ( $\xi$ ): CASO BASE.

Autovalores	Frequência (Hz)	$\xi$ (pu)
$-0,2356 \pm j 6,2953$ (Local 1)	1,003	0,037
$-0,1585 \pm j 5,8779$ (Local 2)	0,936	0,027
$0,0460 \pm j 4,1382$ (Interárea)	0,659	-0,011

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Para solucionar o problema de instabilidade do sistema elétrico para este ponto de operação é proposta a inclusão do conjunto UPFC/POD cujo modelo para a análise da estabilidade a pequenas perturbações foi deduzido no Capítulo 3.

A escolha do sinal de entrada para o controlador POD deve ser realizada de forma que este tenha grande observabilidade do modo oscilatório a ser amortecido e que, preferencialmente, esteja localmente disponível (WATANABE et al., 1998). No caso do

sistema simétrico de duas áreas foi utilizado como sinal de entrada para o controlador POD as variações do fluxo de potência ativa na linha de transmissão onde o conjunto UPFC/POD encontra-se instalado. O nível de compensação fixa inserido pela tensão série do UPFC é de 10% da reatância total da linha de transmissão.

### 5.2.1 LOCALIZAÇÃO DO CONTROLADOR POD

A melhor localização para instalação do conjunto UPFC/POD pode ser obtida a partir da análise dos resíduos da FTMA do controlador FACTS a ser inserido no sistema elétrico de potência (MARTINS; LIMA, 1990; FURINI; ARAUJO, 2008).

Na Tabela 3 é mostrado o módulo dos resíduos, correspondentes aos autovalores associados aos modos eletromecânicos interárea, para as possíveis localizações do conjunto UPFC/POD no sistema elétrico de potência (observe que a magnitude dos resíduos é sensível à localização do conjunto UPFC/POD).

TABELA 3 – MÓDULOS DOS RESÍDUOS ASSOCIADOS AO MODO INTERÁREA PARA DIVERSAS LOCALIZAÇÕES DO CONJUNTO UPFC/POD.

L.T.	6 – 7	7 – 8	8 – 9
Resíduos (pu)	12,464	11,728	10,021

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Dos resíduos apresentados na Tabela 3, o maior valor é encontrado para o conjunto UPFC/POD localizado na linha de transmissão 6 – 7 e, portanto, acredita-se que seja nesta linha de transmissão o melhor local para a instalação do conjunto UPFC/POD no SEP, para assim introduzir maior amortecimento ao modo de oscilação desejado.

### 5.2.2 AJUSTE DOS PARÂMETROS DO CONTROLADOR POD

Nesta seção serão apresentados os ajustes do controlador POD utilizando o método dos resíduos e o algoritmo genético conforme descritos no Capítulo 4. O objetivo estipulado foi que para o autovalor de interesse (interárea) o coeficiente de amortecimento ( $\xi$ ) se tornasse igual a 0,1 pu. A constante de tempo  $T_w$  em todos os projetos foi considerada igual a 10 segundos.

Os parâmetros obtidos são mostrados na Tabela 4 e foram projetados de maneira a deslocar o par complexo conjugado de autovalores associado ao modo interárea para o

semiplano esquerdo do plano complexo.

TABELA 4 – PARÂMETROS DOS CONTROLADORES POD PARA O SISTEMA SIMÉTRICO DE DUAS ÁREAS.

L.T.	Método dos Resíduos			Algoritmo Genético		
	$T_1 = T_3$ (s)	$T_2 = T_4$ (s)	$K_{POD}$ (pu)	$T_1 = T_3$ (s)	$T_2 = T_4$ (s)	$K_{AG}$ (pu)
6 – 7	0,66519	0,08864	0,00487	0,67	0,088	0,00477
7 – 8	0,70156	0,08264	0,00462	0,72	0,081	0,00435
8 – 9	0,68404	0,08565	0,00562	0,70	0,085	0,00534

Fonte: Elaboração do próprio autor.

### 5.2.3 INFLUÊNCIA DOS ZEROS NO AMORTECIMENTO DO SEP

Considerando a atuação do controlador POD no sistema elétrico de potência foram obtidos os coeficientes de amortecimento associados ao modo interárea, cujos valores são mostrados na Tabela 5, para as diferentes localizações do conjunto UPFC/POD utilizando-se o fluxo de potência ativa como sinal de entrada.

TABELA 5 – AUTOVALORES DO MODO INTERÁREA, FREQUÊNCIA E COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO ( $\xi$ ) PARA O UPFC/POD DO SISTEMA SIMÉTRICO DE DUAS ÁREAS.

L.T.	Método dos Resíduos		Algoritmo Genético	
	Autovalores	$\xi$ (pu)	Autovalores	$\xi$ (pu)
6 – 7	$0,00015 \pm j 4,2480$	-3,554e-005	$-0,00028 \pm j 4,2481$	6,801e-005
7 – 8	$-0,45145 \pm j 4,2313$	0,1061	$-0,45221 \pm j 4,2134$	0,1067
8 – 9	$0,00978 \pm j 4,2423$	-0,0023	$0,00932 \pm j 4,2426$	-0,0022

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Analisando os valores mostrados na Tabela 5 observa-se que o coeficiente de amortecimento ( $\xi_i$ ) desejável só é obtido para o conjunto UPFC/POD instalado na linha de transmissão 7 – 8. No entanto, o conjunto UPFC/POD quando instalado na linha de transmissão 6 – 7 deveria fornecer o melhor coeficiente de amortecimento já que foi classificada como a melhor localização para instalação do conjunto UPFC/POD de acordo com o método dos resíduos, conforme mostrado na Tabela 3.

Para a linha de transmissão 6 – 7 apenas o conjunto UPFC/POD cujo ajuste dos parâmetros foi realizado através do algoritmo genético, conseguiu deslocar o autovalor de interesse para o semiplano esquerdo do plano complexo. Porém, o coeficiente de

amortecimento inserido é muito baixo. No caso da linha de transmissão 8 – 9 nenhum método de ajuste para o conjunto UPFC/POD foi capaz de tornar o sistema simétrico de duas áreas estável.

A dificuldade que o conjunto UPFC/POD encontra em inserir amortecimento ao sistema elétrico de potência quando instalado nas linhas de transmissão 6 – 7 e 8 – 9 é explicado pela influência que o zero ( $z$ ) da FTMA exerce sobre o polo ( $\lambda_i$ ) de interesse (modo interárea).

Na Tabela 6 é mostrada a distância ( $|\lambda_i - z|$ ) entre o polo ( $\lambda_i$ ) de interesse e o zero ( $z$ ) da FTMA para cada local de instalação do conjunto UPFC/POD no sistema elétrico de potência.

TABELA 6 – DISTÂNCIA ENTRE O POLO ( $\lambda$ ) DE INTERESSE E O ZERO ( $Z$ ) DA FTMA.

L.T.	6 – 7	7 – 8	8 – 9
$ \lambda_i - z $	0,144	1,480	0,117

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Dos valores mostrados pode ser observado que para a localização do UPFC/POD na linha de transmissão 8 – 9 ocorre a menor separação entre o polo de interesse e o zero. Esta é exatamente a localização onde ocorre a maior dificuldade de inserção de amortecimento ao modo interárea, de acordo com os dados mostrados na Tabela 5.

A segunda menor distância entre o polo de interesse e o zero se dá para a localização do conjunto UPFC/POD na linha de transmissão 6 – 7 e, neste caso, é possível adicionar amortecimento, mesmo que de forma precária, às oscilações do modo interárea (ver Tabela 5).

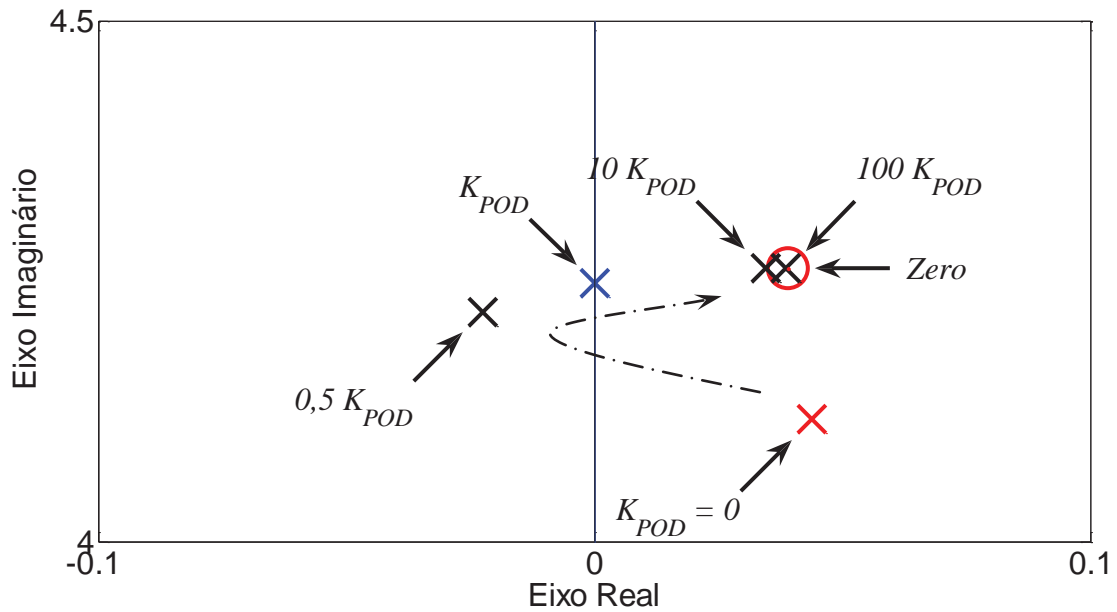
Quando o local escolhido para a instalação do conjunto UPFC/POD é a linha de transmissão 7 – 8 ocorre a maior separação entre o polo e o zero. Esta é a localização do UPFC/POD onde se conseguiu inserir mais amortecimento às oscilações do modo interárea.

Desta análise pode-se concluir que quanto menor a distância entre o polo de interesse e o zero ( $|\lambda_i - z|$ ), maior é a dificuldade que o controlador tem em fornecer amortecimento ao SEP.

Para uma melhor compreensão da influência da distância ente o polo de interesse e o zero ( $z$ ) da FTMA considere a Fig. 18 e a Fig. 19.

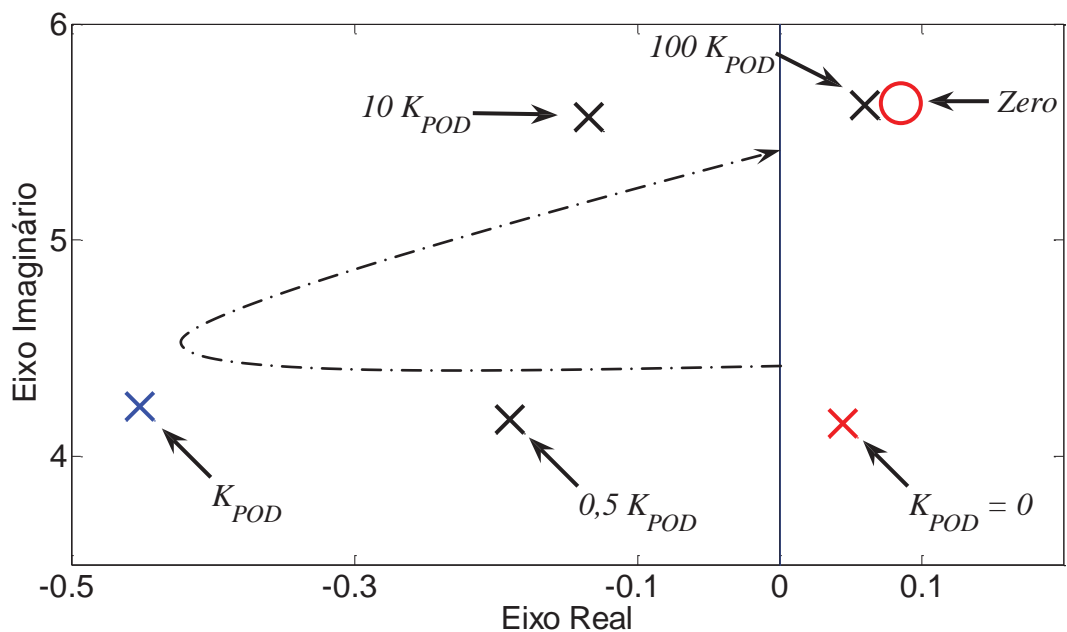
Nestas figuras, fica evidente o comportamento do polo ( $\lambda_i$ ) e do zero ( $z$ ) para o conjunto UPFC/POD instalado nas linhas de transmissão 6 – 7 e 7 – 8, respectivamente. As simulações foram realizadas variando-se o ganho do controlador em  $0$ ,  $0,5K_{POD}$ ,  $K_{POD}$ ,  $10K_{POD}$  e  $100K_{POD}$ .

Figura 18 – Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 6 – 7.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Figura 19 – Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 7 – 8.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

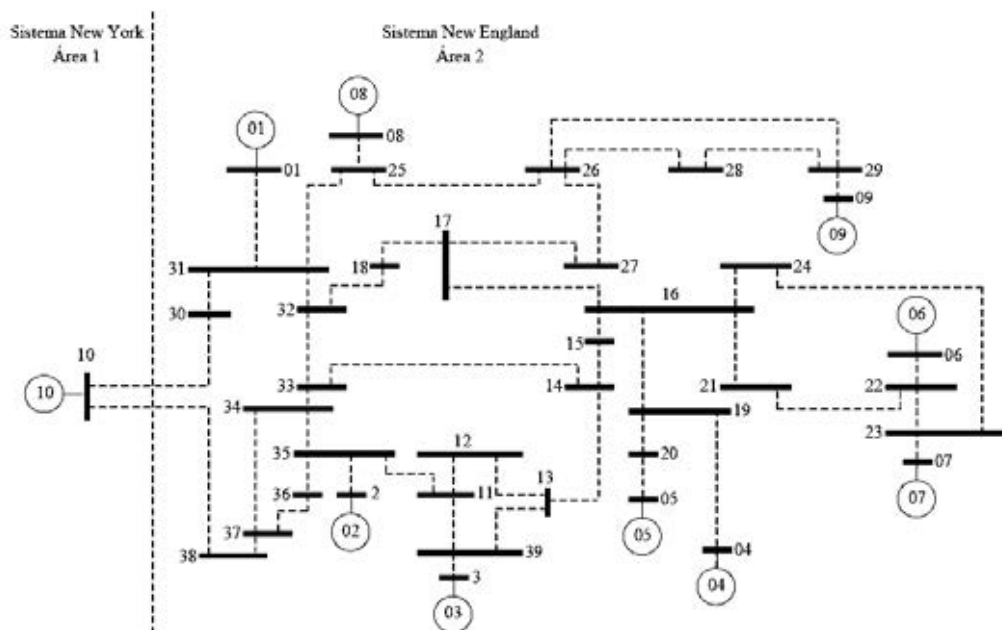
Os zeros ( $z$ ) da FTMA obtidos a partir do conjunto UPFC/POD instalado nas linhas de transmissão 6 – 7 e 7 – 8 estão localizados no semiplano direito do plano complexo. Observe-se ainda que pelo fato da distância inicial ( $|\lambda_i - z|$ ) entre o polo ( $\lambda_i$ ) de interesse e o zero ( $z$ ) da

FTMA para o conjunto UPFC/POD localizado na linha de transmissão 6 – 7 ser pequena quando comparada com a distância obtida para o conjunto UPFC/POD localizado na linha de transmissão 7 – 8, o polo de interesse caminha mais rapidamente em direção ao zero da FTMA quando se aumenta o ganho do controlador. Portanto, a localização do zero da FTMA, aliada ao fato de encontrar-se muito próximo do polo de interesse, é responsável pela dificuldade que o controlador tem em fornecer amortecimento ao sistema elétrico de potência quando instalado nesta linha de transmissão.

Quando o controlador encontra-se localizado na linha de transmissão 7 – 8, o polo de interesse para o ganho de projeto  $K_{POD}$  está no semiplano esquerdo do plano complexo, afastado do eixo imaginário. Nota-se também que a distância inicial ( $|\lambda_i - z|$ ) entre o polo de interesse e o zero da FTMA é aproximadamente 10 vezes maior do que a distância inicial ( $|\lambda_i - z|$ ) obtida para o conjunto UPFC/POD localizado na linha de transmissão 6 – 7. Daí, a maior dificuldade que o zero da FTMA tem em atrair o polo, justificando assim o fato do conjunto UPFC/POD inserir amortecimento efetivo ao SEP mesmo possuindo um resíduo menor que obtido para o conjunto instalado na linha de transmissão 6 – 7. Os resultados para a linha de transmissão 8 – 9 são análogos aos da linha de transmissão 6 – 7 (MOURA et al., 2010).

### 5.3 SISTEMA NEW ENGLAND

Figura 20 – Diagrama Unifilar do Sistema Multimáquinas New England.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A Figura 20 ilustra o diagrama unifilar do sistema New England. Neste sistema, observa-se a existência de duas áreas, sendo que o sistema New York (área 1) é representado de maneira compacta pelo gerador 10.

Foram calculados os autovalores da matriz de estado representativa do sistema. A Tabela 7 apresenta quatro autovalores dominantes, todos instáveis. Desses modos eletromecânicos instáveis, três são modos locais e um modo interárea.

TABELA 7 – SISTEMA NEW ENGLAND: AUTOVALORES DOMINANTES, FREQUÊNCIA E COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO ( $\xi$ ): CASO BASE.

<b>Autovalores</b>	<b>Frequência (Hz)</b>	<b><math>\xi</math> (pu)</b>
0,05796 $\pm j$ 6,8626 (Local 1)	1,0922	-0,00844
0,16931 $\pm j$ 5,9126 (Local 2)	0,9414	-0,02862
0,09009 $\pm j$ 6,3175 (Local 3)	1,0056	-0,01426
0,00149 $\pm j$ 3,5348 (Interárea)	0,5625	-0,00042

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Para solucionar o problema da instabilidade a pequenas perturbações para o ponto de operação considerado, novamente é proposto incluir um conjunto UPFC/POD para se estabilizar o modo interárea. Para estabilização dos modos locais, usam-se controladores suplementares do tipo Estabilizadores de Sistemas de Potência (ESP).

No caso do controlador POD serão analisados três sinais de entrada, a saber, a corrente elétrica e o fluxo de potência ativa na linha de transmissão de instalação do conjunto UPFC/POD (sinais localmente disponíveis), além de uma combinação da velocidade angular dos geradores (sinal remoto). Neste primeiro momento não será considerada a atuação dos ESPs.

### **5.3.1 LOCALIZAÇÃO DO CONTROLADOR POD**

De maneira análoga à realizada para o sistema simétrico, são obtidos os módulos dos resíduos, correspondentes aos autovalores associados aos modos eletromecânicos interárea, para as possíveis localizações do conjunto UPFC/POD no SEP, conforme mostrados na Tabela 8.

Dos valores apresentados na Tabela 8 conclui-se que a linha de interligação entre as barras 30 e 10 é o melhor local para instalar o conjunto UPFC/POD quando os sinais de entrada do controlador é o fluxo de potência ativa e a velocidade angular. Para a corrente

elétrica a melhor localização ficou entre as barras 30 e 31.

Observa-se ainda que o módulo dos resíduos referentes ao sinal fluxo de potência ativa é muito maior quando comparado aos sinais provenientes da corrente elétrica e da velocidade angular. Esse fato é explicado pela alta observabilidade do modo interárea nesse sinal de entrada.

TABELA 8 – MÓDULOS DOS RESÍDUOS ASSOCIADOS AO MODO INTERÁREA PARA DIVERSAS LOCALIZAÇÕES DO CONJUNTO UPFC/POD.

L.T.	Resíduos (pu)		
	Fluxo de Potência Ativa	Corrente Elétrica	Velocidade Angular
30 – 10	<b>8,2717</b>	0,4105	<b>0,0100</b>
30 – 31	7,6210	<b>0,5761</b>	0,0085
38 – 10	4,5633	0,2033	0,0063
37 – 38	2,6717	0,1054	0,0033

Fonte: Elaboração do próprio autor.

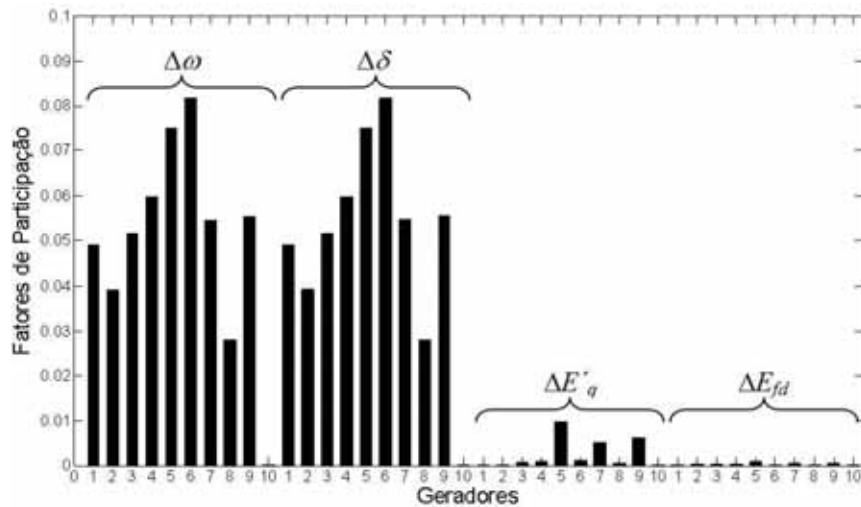
### 5.3.2 AJUSTE DOS PARÂMETROS DO CONTROLADOR POD

Nesta seção serão apresentados os ajustes do controlador POD para cada um dos sinais de entrada considerados utilizando o método dos resíduos e o algoritmo genético. O objetivo estipulado foi que para o autovalor de interesse (interárea), o coeficiente de amortecimento ( $\xi$ ) se tornasse igual a 0,1 pu, para um nível de compensação inserido pela tensão série do UPFC de 10% da reatância total da linha de transmissão. A constante de tempo  $T_w$  em todos os projetos foi de 10 segundos.

O amortecimento de oscilações eletromecânicas do tipo interárea pode ser realizado através de sinais remotos, como a velocidade angular. Porém, para que a introdução de amortecimento seja efetivo é necessário que o sinal carregue informações sobre ambas as áreas e, portanto, a utilização da diferença entre a velocidade angular de dois geradores (um em cada área) é prática comum (KLEIN et al., 1991).

Neste trabalho foi considerada a diferença entre a velocidade angular do gerador 10 (pertencente à área 1) e o gerador 6 (pertencente à área 2), pois este gerador possui a maior participação no modo interárea, conforme pode ser concluído a partir do cálculo dos fatores de participação mostrados na Fig. 21.

Figura 21 – Fatores de Participação para o Modo Interárea.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Nas Tabelas 9, 10 e 11 são mostrados os parâmetros do controlador POD (calculados através do método dos resíduos e do algoritmo genético) a partir das melhores localizações obtidas através do método dos resíduos para cada um dos sinais de entrada considerados para o controlador.

TABELA 9 – PARÂMETROS DOS CONTROLADORES POD – SINAL FLUXO DE POTÊNCIA ATIVA.

L.T.	Método dos Resíduos			Algoritmo Genético		
	$T_1 = T_3$ (s)	$T_2 = T_4$ (s)	$K_{POD}$ (pu)	$T_1 = T_3$ (s)	$T_2 = T_4$ (s)	$K_{AG}$ (pu)
30 – 10	0,824	0,097	0,0050	0,890	0,071	0,0041
30 – 31	0,794	0,100	0,0060	0,870	0,072	0,0047
38 – 10	0,742	0,107	0,0113	0,910	0,073	0,0073
37 – 38	0,641	0,121	0,0260	0,880	0,069	0,0133

Fonte: Elaboração do próprio autor.

TABELA 10 – PARÂMETROS DOS CONTROLADORES POD – SINAL CORRENTE ELÉTRICA.

L.T.	Método dos Resíduos			Algoritmo Genético		
	$T_1 = T_3$ (s)	$T_2 = T_4$ (s)	$K_{POD}$ (pu)	$T_1 = T_3$ (s)	$T_2 = T_4$ (s)	$K_{AG}$ (pu)
30 – 10	0,824	0,097	0,1018	0,890	0,071	0,0846
30 – 31	0,772	0,103	0,0825	0,870	0,072	0,0628
38 – 10	0,730	0,109	0,2618	0,910	0,074	0,1644
37 – 38	0,615	0,130	0,7119	0,880	0,069	0,3357

Fonte: Elaboração do próprio autor.

TABELA 11 – PARÂMETROS DOS CONTROLADORES POD – SINAL VELOCIDADE ANGULAR.

L.T.	Método dos Resíduos			Algoritmo Genético		
	$T_1 = T_3$ (s)	$T_2 = T_4$ (s)	$K_{POD}$ (pu)	$T_1 = T_3$ (s)	$T_2 = T_4$ (s)	$K_{AG}$ (pu)
30 – 10	0,319	0,247	27,480	0,320	0,241	26,713
30 – 31	0,306	0,255	35,134	0,310	0,252	34,257
38 – 10	0,298	0,265	50,144	0,300	0,261	49,015
37 – 38	0,296	0,265	96,590	0,320	0,245	83,009

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Conforme esperado, a compensação de fase exigida para o sinal de velocidade angular é pequena, pois o amortecimento de oscilações eletromecânicas é obtido por torques elétricos em fase com esse sinal. Observa-se também que o ganho do controlador obtido através do algoritmo genético para os três sinais de entrada utilizados é menor que o ganho obtido através do método dos resíduos.

### 5.3.3 INFLUÊNCIA DOS ZEROS NO AMORTECIMENTO DO SEP

Nesta seção, será analisada como a localização do zero ( $z$ ) da FTMA de um controlador é determinante no comportamento do polo ( $\lambda_i$ ) de interesse da função de transferência em malha fechada (FTMF) do sistema a ser controlado.

#### ▪ SINAL DE ENTRADA DO POD: FLUXO DE POTÊNCIA ATIVA

Considerando a atuação do controlador POD no sistema elétrico de potência foram obtidos os coeficientes de amortecimento associados ao modo interárea, cujos valores são mostrados na Tabela 12, para as diferentes localizações do conjunto UPFC/POD utilizando-se o fluxo de potência ativa como sinal de entrada. Pela análise dos dados mostrados observa-se que os melhores coeficientes de amortecimento ( $\xi$ ) ocorrem quando o conjunto UPFC/POD está instalado nas linhas de transmissão 30 – 31 e 37 – 38, respectivamente. No entanto, o conjunto UPFC/POD quando instalado na linha de transmissão 30 – 10, deveria fornecer o melhor coeficiente de amortecimento já que esse local foi classificado como a melhor localização para a instalação do conjunto, de acordo com o método dos resíduos (Tabela 8).

Observa-se ainda através da Tabela 12, que o ajuste dos parâmetros do controlador através do algoritmo genético apresentou resultados mais satisfatórios do que os obtidos através do método dos resíduos.

TABELA 12 - COEFICIENTES DE AMORTECIMENTO ( $\xi$ ) DO MODO INTERÁREA – SINAL FLUXO DE POTÊNCIA ATIVA.

L.T.	30 – 10	30 – 31	38 – 10	37 – 38
$\xi_{resíduos}$ (pu)	0,0331	0,0790	0,0305	0,0690
$\xi_{genético}$ (pu)	0,0411	0,1073	0,0412	0,1068

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Na Tabela 13 são apresentadas as distâncias entre o polo ( $\lambda_i$ ) de interesse (modo interárea) e o zero ( $z$ ) da FTMA. Conclui-se que as duas maiores distâncias ( $|\lambda_i - z|$ ) ocorrem quando o conjunto UPFC/POD está instalado nas linhas de transmissão 30 – 31 e 37 – 38. O fato de existir um zero mal posicionado, ou seja, próximo ao polo de interesse quando o conjunto UPFC/POD está instalado na linha de transmissão 30 – 10 é responsável pela ineficiência na obtenção do coeficiente de amortecimento desejado.

TABELA 13 – DISTÂNCIA ENTRE O POLO ( $\lambda$ ) DE INTERESSE E O ZERO ( $z$ ) DA FTMA: SINAL FLUXO DE POTÊNCIA ATIVA.

L.T.	30 – 10	30 – 31	38 – 10	37 – 38
$ \lambda_i - z $	0,267	0,558	0,241	0,560

Fonte: Elaboração do próprio autor.

A partir da Fig. 22 pode-se observar o comportamento do polo de interesse e o zero da FTMA quando da instalação do conjunto UPFC/POD na linha de transmissão 30 – 10. O zero da FTMA localiza-se no semiplano direito do plano complexo e a distância ( $|\lambda_i - z|$ ) entre o polo de interesse e o zero da FTMA quando comparada com a distância obtida para o conjunto UPFC/POD instalado na linha de transmissão 37 – 38 (ver Tabela 13) é responsável pelo baixo coeficiente de amortecimento inserido pelo controlador quando instalado nesta linha de transmissão.

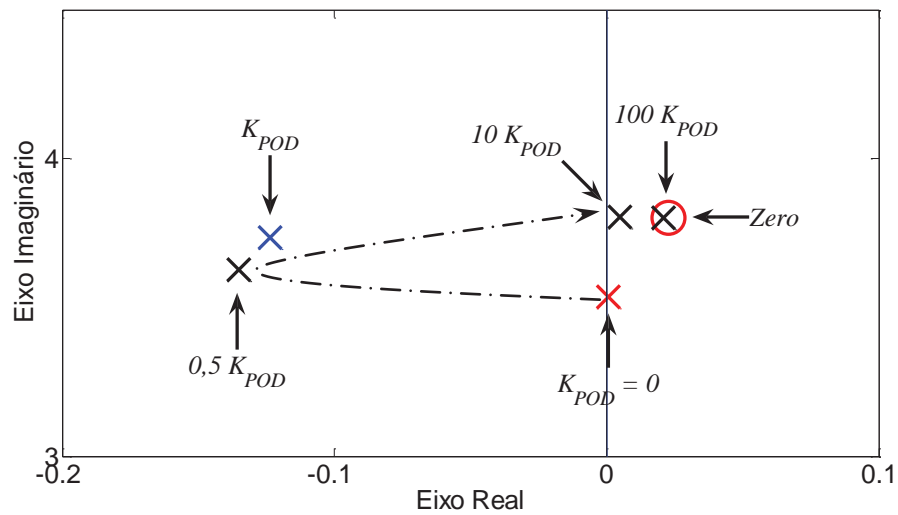
Para o ganho de projeto  $K_{POD}$ , observa-se que o polo de interesse caminha em direção ao zero da FTMA, sendo que o deslocamento para o semiplano esquerdo do plano complexo, não é suficiente para inserir o amortecimento desejado ao sistema.

A localização do polo de interesse e o zero da FTMA quando o conjunto UPFC/POD é instalado na linha de transmissão 30 – 31 podem ser visualizados através da Fig. 23. O zero da FTMA está localizado no semiplano direito do plano complexo, assim como aconteceu para o conjunto UPFC/POD instalado na linha de transmissão 30 – 10. Entretanto, nesta localização o conjunto UPFC/POD utilizando o ajuste dos parâmetros pelo método dos

resíduos, obteve um coeficiente de amortecimento ( $\xi$ ) de 7,9%, ficando acima do mínimo recomendado pela literatura que é de 5% (MARTINS et al., 1996; AMBAFI et al., 2012). Utilizando os parâmetros obtidos através do algoritmo genético, o coeficiente de amortecimento atingiu o valor desejado (10%), conforme mostrado na Tabela 12.

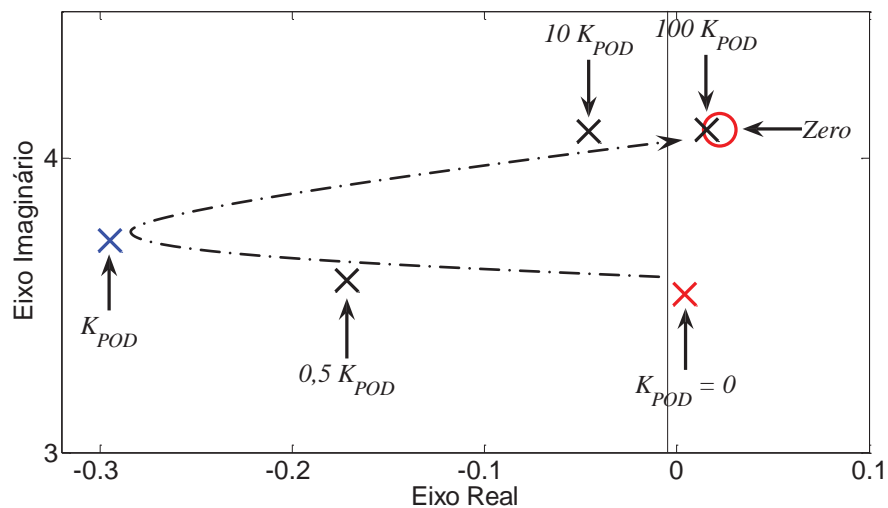
A combinação entre a distância do polo de interesse e o zero da FTMA e o método de ajuste através do algoritmo genético foram os fatores determinantes para o bom desempenho do conjunto UPFC/POD instalado nesta linha de transmissão do SEP.

Figura 22 – Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 30 – 10:  
Sinal Fluxo de Potência Ativa.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

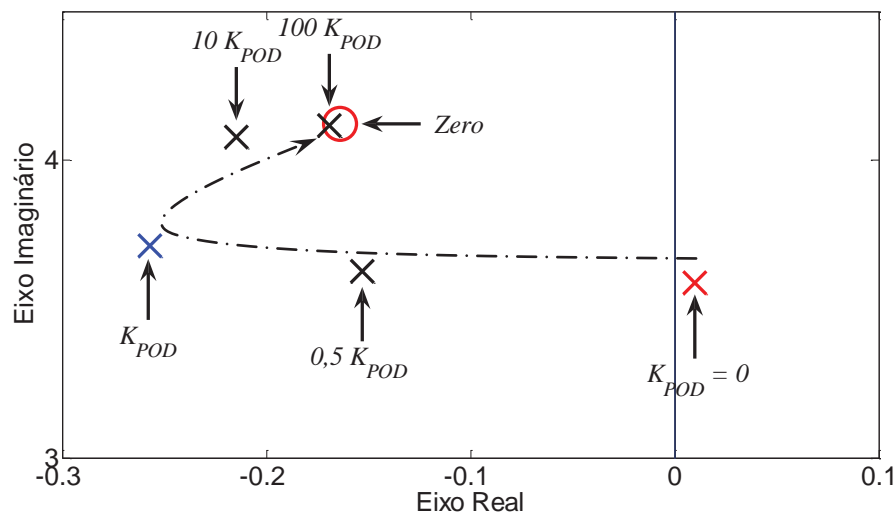
Figura 23 – Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 30 – 31:  
Sinal Fluxo de Potência Ativa.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Na Fig. 24 é mostrado o deslocamento do polo de interesse de acordo com a variação do ganho do controlador  $K_{POD}$  para o conjunto UPFC/POD instalado na linha de transmissão localizada entre as barras 37 e 38. Observa-se que o zero da FTMA está localizado no semiplano esquerdo do plano complexo, o que faz com que o polo de interesse se desloque com maior facilidade para o semiplano esquerdo do plano complexo em função da força de atração que o zero da FTMA exerce sobre ele. Além da boa localização do zero da FTMA, é possível observar que a distância entre o polo de interesse e o zero da FTMA para o conjunto UPFC/POD instalado entre as barras em questão, é a maior apresentada na Tabela 13. Assim, conclui-se que a localização do zero da FTMA influencia diretamente na maior ou menor facilidade que o controlador tem de inserir amortecimento ao SEP. Analisando o sistema apenas através da teoria dos resíduos, o conjunto UPFC/POD instalado entre as barras 37 e 38 não seria indicado para fornecer o coeficiente de amortecimento desejado já que o seu resíduo é bem menor que o resíduo obtido para o conjunto instalado na linha de transmissão 30 – 10 (ver Tabela 8).

Figura 24 – Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 37 – 38:  
Sinal Fluxo de Potência Ativa.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

#### ▪ **SINAL DE ENTRADA DO POD: CORRENTE ELÉTRICA**

Quando a variação da magnitude da corrente elétrica é escolhida como sinal de entrada para o controlador, o método dos resíduos indica a linha de transmissão 30 – 31 como a melhor localização para instalação do conjunto UPFC/POD (ver Tabela 5.7), justamente onde

o controlador forneceu o melhor coeficiente de amortecimento ( $\xi$ ), conforme os dados mostrados na Tabela 14. Neste caso, o método dos resíduos forneceu a localização corretamente.

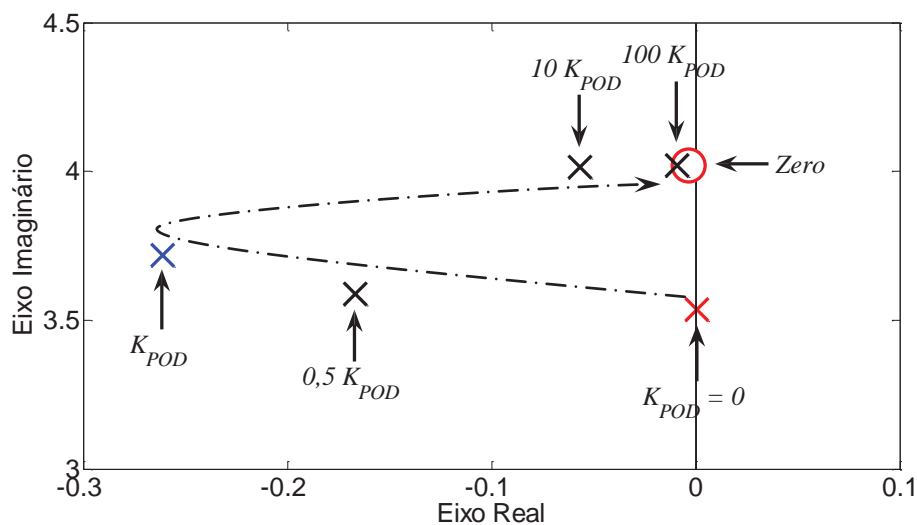
Observa-se também que o conjunto UPFC/POD quando instalado nas demais linhas de transmissão forneceu um baixo coeficiente de amortecimento em relação ao desejado. Este fato é explicado pela existência de um zero da FTMA do controlador mau posicionado associado ao polo de interesse. Na Tabela 15, é possível verificar como o coeficiente de amortecimento ( $\xi$ ) está relacionado com as distâncias entre o polo de interesse e o zero da FTMA. Analisando estes dados conclui-se que quanto mais próximos estiverem o polo de interesse e o zero da FTMA, menor o coeficiente de amortecimento obtido (observe os valores mostrados na Tabela 14: o menor coeficiente de amortecimento ocorre para a localização de menor distância entre o pólo e o zero (ver Tabela 15)).

TABELA 14 – COEFICIENTES DE AMORTECIMENTO ( $\xi$ ) DO MODO INTERÁREA – SINAL CORRENTE ELÉTRICA.

L.T.	30 – 10	30 – 31	38 – 10	37 – 38
$\xi_{\text{resíduos}} \text{ (pu)}$	0,0326	0,0690	0,0138	0,0100
$\xi_{\text{genético}} \text{ (pu)}$	0,0405	0,0994	0,0166	0,0121

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Figura 25 – Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 30 – 31: Sinal Corrente Elétrica.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Na Fig. 25 é apresentado o comportamento do polo de interesse e do zero da FTMA para o conjunto UPFC/POD instalado na linha de transmissão 30 – 31. Verifica-se claramente através do deslocamento do polo que, aumentando-se o ganho do controlador o polo de interesse caminha em direção ao zero da FTMA.

De acordo com os valores mostrados na Tabela 15 nota-se que a separação ( $|\lambda_i - z|$ ) entre o polo de interesse e o zero da FTMA para o conjunto UPFC/POD instalado na linha de transmissão 30 – 31 é responsável pelo melhor deslocamento do polo de interesse (modo interárea) para o semiplano esquerdo do plano complexo.

TABELA 15 – DISTÂNCIA ENTRE O POLO ( $\lambda$ ) DE INTERESSE E O ZERO ( $z$ ) DA FTMA:  
SINAL CORRENTE ELÉTRICA.

L.T.	30 – 10	30 – 31	38 – 10	37 – 38
$ \lambda_i - z $	0,266	0,484	0,137	0,083

Fonte: Elaboração do próprio autor.

#### ▪ SINAL DE ENTRADA DO POD: VELOCIDADE ANGULAR

A utilização da velocidade angular como sinal de entrada do controlador apresentou alto desempenho para as duas técnicas de ajuste utilizadas (Tabela 16), fato este explicado pela boa separação entre o polo de interesse (interárea) e o zero da FTMA do controlador conforme a Tabela 17, favorecendo seu deslocamento para o semiplano esquerdo do plano complexo.

TABELA 16 – COEFICIENTES DE AMORTECIMENTO ( $\xi$ ) DO MODO  
INTERÁREA – SINAL VELOCIDADE ANGULAR.

L.T.	30 – 10	30 – 31	38 – 10	37 – 38
$\xi_{resíduos}$ (pu)	0,1035	0,1012	0,1010	0,1002
$\xi_{genético}$ (pu)	0,1090	0,1018	0,1008	0,9990

Fonte: Elaboração do próprio autor.

TABELA 17 – DISTÂNCIA ENTRE O POLO ( $\lambda$ ) DE INTERESSE E ZERO ( $z$ ) DA FTMA:  
SINAL VELOCIDADE ANGULAR.

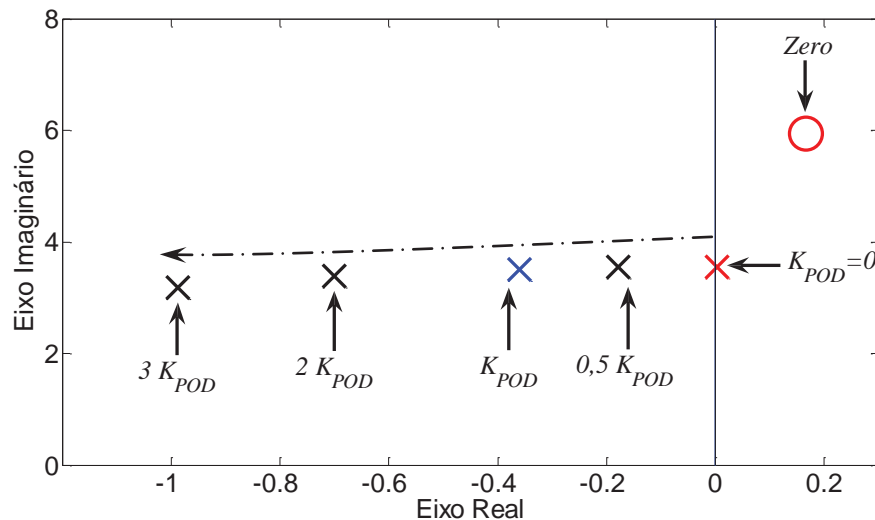
L.T.	30 – 10	30 – 31	38 – 10	37 – 38
$ \lambda_i - z $	2,387	2,373	2,401	2,318

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Na Fig. 26 é mostrado o comportamento do polo de interesse e o zero da FTMA para o UPFC/POD instalado na linha de transmissão 30 – 10. As simulações foram realizadas variando-se o ganho do controlador em  $0$ ,  $0,5 K_{POD}$ ,  $K_{POD}$ ,  $2 K_{POD}$  e  $3 K_{POD}$ .

Através do gráfico é possível visualizar que apesar do zero da FTMA estar localizado no semi-plano direito do plano complexo, a distância  $(|\lambda_i - z|)$  inicial para o polo de interesse favorece o deslocamento. Para os polos obtidos em malha fechada, nota-se que para cada aumento de ganho do controlador, o polo se desloca ainda mais para o semiplano esquerdo do plano complexo, inserindo assim amortecimento adicional ao sistema. O comportamento para as demais linhas de transmissão são análogos ao da linha de transmissão 30 – 10.

Figura 26 – Conjunto UPFC/POD Instalado na Linha de Transmissão 30 – 10: Sinal Velocidade Angular.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

### 5.3.4 ATUAÇÃO SIMULTÂNEA DO CONJUNTO UPFC/POD E ESPs

Nesta seção será analisada a influência da atuação simultânea do conjunto UPFC/POD (com a função de introduzir amortecimento adicional ao modo interárea) e de ESPs (para se amortecer os modos locais instáveis) no comportamento dinâmico do SEP.

As análises serão realizadas no domínio da frequência e no domínio do tempo. Para tal fim assumiu-se que para um pequeno aumento na carga do sistema, corresponderá um pequeno ajuste na geração. Este ajuste será representado por um degrau de 0,05 pu na potência mecânica de entrada da unidade geradora 1.

Em todos os casos o sinal de entrada para o controlador ESP são os desvios da

velocidade angular do rotor do gerador de instalação do dispositivo.

### 5.3.5 LOCALIZAÇÃO DOS CONTROLADORES ESP

A alocação dos controladores ESPs pode ser feita a partir dos resíduos da FTMA. Na Tabela 18 são mostrados os módulos dos resíduos associados às possíveis localizações dos controladores ESPs aos modos instáveis listados na Tabela 7, excetuando a máquina geradora 10, que representa a área vizinha.

Observe que os geradores 9 e 5 possuem grande participação na formação de todos os modos locais instáveis (apresentam maiores resíduos), sendo portanto, as melhores localizações para instalação dos ESPs.

TABELA 18 – MÓDULOS DOS RESÍDUOS – ESP.

ESP	Resíduos		
	Modo Local 1	Modo Local 2	Modo Local 3
Gerador 1	0,000999	6,47e-005	9,72e-005
Gerador 2	0,000394	0,000260	0,002281
Gerador 3	0,000312	0,000273	0,002383
Gerador 4	0,000287	0,000334	5,24e-005
<b>Gerador 5</b>	<b>0,000287</b>	<b>0,035796</b>	<b>0,015053</b>
Gerador 6	0,000368	1,61e-005	0,000715
Gerador 7	0,002666	0,000200	0,005222
Gerador 8	0,000784	0,000784	0,000160
<b>Gerador 9</b>	<b>0,016612</b>	<b>0,021521</b>	<b>0,040841</b>

Fonte: Elaboração do próprio autor.

### 5.3.6 AJUSTE DOS PARÂMETROS DOS CONTROLADORES ESPs

A filosofia de emprego dos controladores ESP e POD é distinta, porém a estrutura dos controladores é idêntica. Assim, os parâmetros dos controladores ESP foram obtidos de forma análoga aos parâmetros do controlador POD, sendo apresentados na Tabela 19. O coeficiente de amortecimento ( $\xi$ ) de projeto foi considerado igual a 0,1 pu.

Após a inclusão dos ESPs os 3 modos locais antes instáveis são amortecidos (conforme pode-se concluir dos valores apresentados na Tabela 20), bem como o modo interárea. Observe que o modo local 1 e o modo interárea são fracamente amortecidos.

TABELA 19 – PARÂMETROS DOS CONTROLADORES ESP.

Controlador	Método dos Resíduos			Algoritmo Genético		
	$T_1 = T_3$ (s)	$T_2 = T_4$ (s)	$K_{ESP}$ (pu)	$T_1 = T_3$ (s)	$T_2 = T_4$ (s)	$K_{ESPAG}$ (pu)
ESP – GERADOR 9	0,257	0,097	6,697	0,260	0,100	6,714
ESP – GERADOR 5	0,369	0,077	4,463	0,360	0,081	4,689

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Para melhorar o desempenho do sistema elétrico de potência frente a pequenas perturbações será incluído o conjunto UPFC/POD para se introduzir maior amortecimento a esses modos.

TABELA 20 – AUTOVALORES DOMINANTES, FREQUÊNCIA E COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO ( $\xi$ ) COM ESPs.

Método dos Resíduos		Algoritmo Genético	
Autovalores	$\xi$ (pu)	Autovalores	$\xi$ (pu)
$-0,14849 \pm j 6,8441$ (Modo 1)	0,02169	$-0,15140 \pm j 6,8434$ (Modo 1)	0,02210
$-0,91799 \pm j 5,6801$ (Modo 2)	0,15954	$-0,94740 \pm j 5,6731$ (Modo 2)	0,17685
$-0,69823 \pm j 6,2706$ (Modo 3)	0,11067	$-0,71190 \pm j 6,2889$ (Modo 3)	0,11212
$-0,08782 \pm j 3,4870$ (Interárea)	0,02517	$-0,09050 \pm j 3,4868$ (Interárea)	0,02590

Fonte: Elaboração do próprio autor.

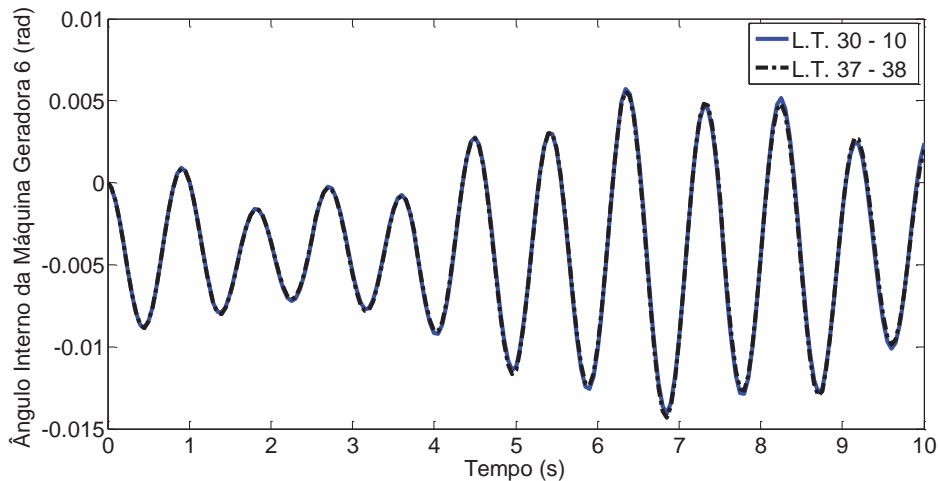
#### ▪ **SINAL DE ENTRADA DO POD: FLUXO DE POTÊNCIA ATIVA**

O comportamento do ângulo interno da máquina geradora 6 (pertencente à área 2), em relação ao ângulo interno da unidade geradora 10 (pertencente à área 1) ( $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$ ), é mostrado na Fig. 27 (situação em que o UPFC está em operação no sistema mas não há a atuação dos controladores POD e ESPs) e na Fig. 28 (onde ocorre a atuação de todos os controladores). As diferentes curvas se referem ao conjunto UPFC/POD instalado nas linhas de transmissão 30 – 10 e 37 – 38, considerando-se como sinal de entrada para o controlador o fluxo de potência ativa na linha de sua instalação. As linhas de transmissão em questão possuem o maior e o menor resíduo, respectivamente, conforme dados apresentados na Tabela 8.

Da análise destas curvas pode-se concluir que sem a atuação dos controladores as oscilações são crescentes (Fig. 27), indicando instabilidade. Porém, quando há a inclusão do conjunto UPFC/POD e dos ESPs no sistema elétrico de potência as oscilações são controladas com a introdução de amortecimento, conforme mostrado na Fig. 28.

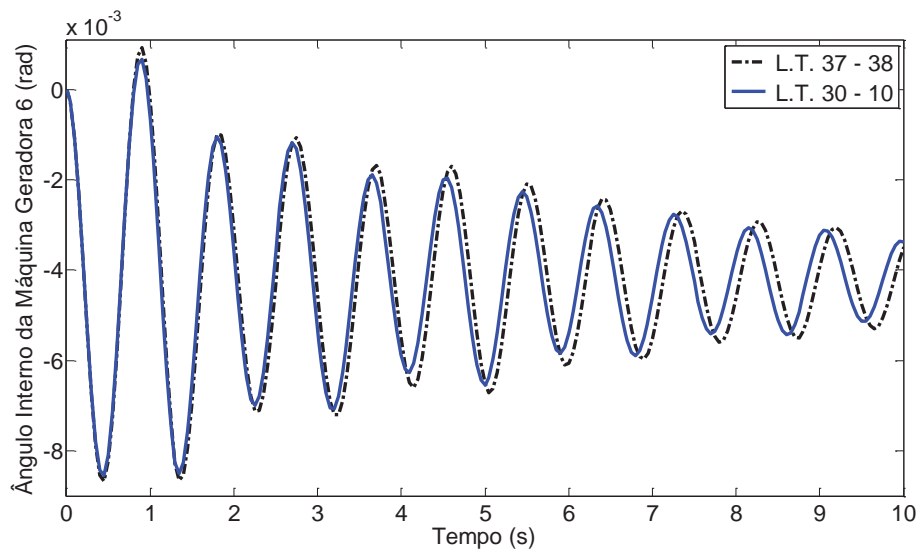
Da Fig. 24 é observado que o zero da FTMA para o conjunto UPFC/POD está bem localizado no semiplano esquerdo do plano complexo. Dos resultados apresentados na Tabela 13 vê-se que o polo de interesse e o zero da FTMA possui a maior distância das linhas de transmissão em análise.

Figura 27 – Comportamento Dinâmico:  $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$  Sem Atuação dos Controladores.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Figura 28 – Comportamento Dinâmico:  $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$  Com Atuação dos Controladores.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A conjunção destes fatores contribuiu para que a curva da Fig. 28 referente ao conjunto UPFC/POD instalado na linha de transmissão 37 – 38 apresentasse um comportamento muito próximo ao da curva referente ao conjunto UPFC/POD instalado na

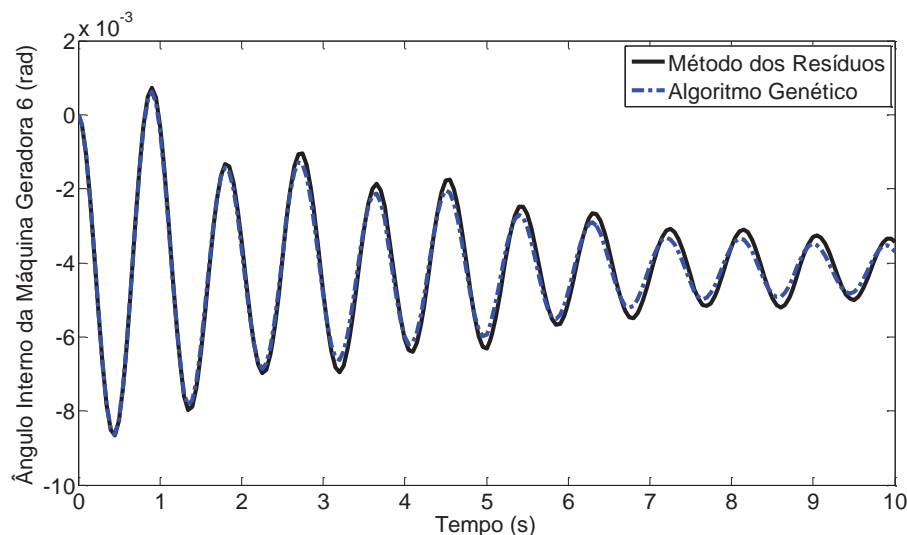
linha de transmissão 30 – 10. Através da análise dos resíduos não seria possível chegar a esta conclusão já que o valor do resíduo obtido para o conjunto UPFC/POD instalado na linha de transmissão 37 – 38 é aproximadamente 3 vezes menor que o resíduo obtido para o conjunto UPFC/POD localizado na linha de transmissão 30 – 10 (ver Tabela 8).

Portanto, não basta apenas que para um dado sinal de entrada do controlador, este seja instalado no local de maior resíduo. É desejável que o zero possua uma boa separação do polo de interesse obtido a partir da FTMA e que este zero esteja bem localizado no plano complexo.

#### ▪ **SINAL DE ENTRADA DO POD: CORRENTE ELÉTRICA**

Na Tabela 14 verifica-se que os coeficientes de amortecimento obtidos através do ajuste realizado pelo algoritmo genético apresentaram resultados um pouco mais satisfatórios do que os valores obtidos através do ajuste convencional (método dos resíduos). Observe nos gráficos da Fig. 29, que para o conjunto UPFC/POD instalado na linha de transmissão 30 – 31, o comportamento dinâmico do ângulo interno da máquina geradora 6 ( $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$ ) é melhor quando o ajuste dos parâmetros do controlador é realizado através do algoritmo genético.

Figura 29 – Comportamento Dinâmico:  $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$  Usando Diferentes Técnicas de Ajustes.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Uma grande vantagem desta técnica é se trabalhar com uma grande população de pontos, sendo uma heurística de busca no espaço de soluções. Entretanto, as duas técnicas de

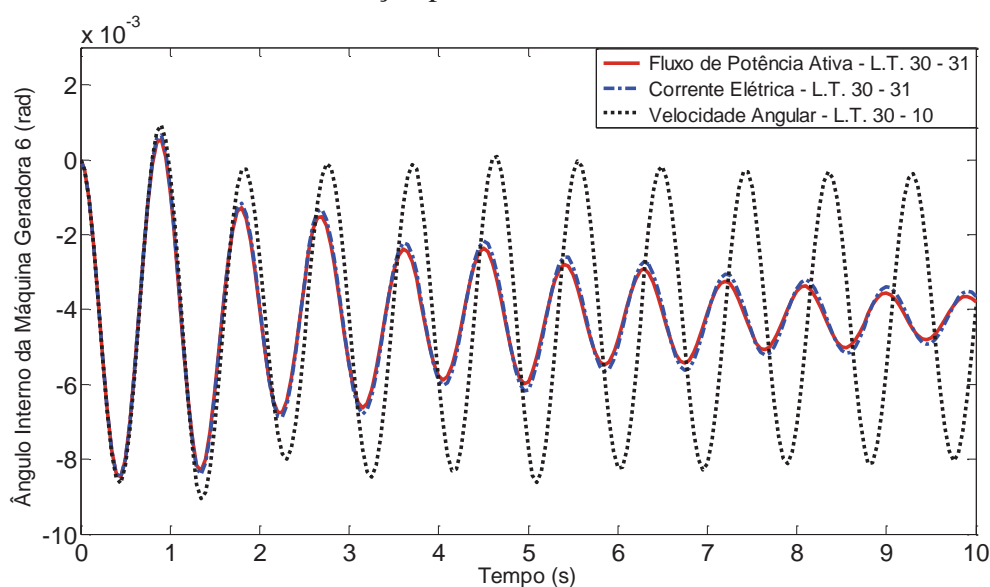
ajuste utilizadas neste trabalho ficam limitadas pela influência do zero da FTMA, já que em nenhum dos dois métodos a localização do zero da FTMA é levada em consideração durante o projeto do controlador.

#### ▪ **SINAL DE ENTRADA DO POD: VELOCIDADE ANGULAR**

Nos gráficos da Fig. 30 são mostrados o comportamento dinâmico do ângulo interno do gerador 6 ( $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$ ) considerando-se o conjunto UPFC/POD instalado nas melhores localizações, as quais foram obtidas pelas análises dos resíduos e zeros da FTMA do controlador POD (para os sinais fluxo de potência ativa e corrente elétrica instalação na L.T. 30 – 31; para o sinal velocidade angular instalação na L.T. 30 – 10). Assim, é possível analisar para qual sinal de entrada do controlador o sistema apresenta um amortecimento global mais significativo.

Observe que nas curvas referentes à utilização da corrente elétrica e do fluxo de potência ativa (sinais disponíveis no local de instalação do conjunto UPFC/POD), as oscilações são bem amortecidas, ou seja, o coeficiente de amortecimento obtido foi suficiente para um bom desempenho do sistema elétrico de potência quando submetido a uma pequena perturbação.

Figura 30 – Comportamento Dinâmico:  $\Delta\delta_6 - \Delta\delta_{10}$ : Diferentes Sinais de Entrada e Localização para o Controlador POD.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Porém, quando se utilizou a velocidade angular como sinal de entrada para o controlador verifica-se através da curva apresentada na Fig. 30, que o sistema tem o seu pior comportamento para os 3 sinais de entrada utilizados pelo controlador, caracterizado por uma oscilação fracamente amortecida. Inicialmente esperava-se um desempenho melhor do SEP quando comparado com os obtidos para os outros dois sinais de entrada, já que o coeficiente de amortecimento ( $\xi$ ) fornecido ao modo interárea com o sinal velocidade angular foi satisfatório para todas as localizações conforme apresentado na Tabela 16.

A explicação para este comportamento pode ser dada analisando-se os autovalores mostrados nas Tabelas 21, 22 e 23, nas quais são apresentados os quatro modos oscilatórios de interesse e o coeficiente de amortecimento considerando-se a inclusão dos ESPs e do UPFC/POD para cada um dos sinais de entrada do controlador sob estudo.

TABELA 21 – AUTOVALORES DOMINANTES E COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO ( $\xi$ ) – SINAL VELOCIDADE ANGULAR.

Método dos Resíduos		Algoritmo Genético	
Autovalores	$\xi$ (pu)	Autovalores	$\xi$ (pu)
$-0,02190 \pm j 6,7469$ (Modo 1)	0,00324	$-0,02780 \pm j 6,7555$ (Modo 1)	0,00344
$-0,94880 \pm j 5,6779$ (Modo 2)	0,16482	$-0,98010 \pm j 5,6675$ (Modo 2)	0,17040
$-0,68284 \pm j 6,3453$ (Modo 3)	0,10700	$-0,70360 \pm j 6,3693$ (Modo 3)	0,10980
$-0,35221 \pm j 3,4875$ (Interárea)	0,10048	$-0,34480 \pm j 3,4582$ (Interárea)	0,10188

Fonte: Elaboração do próprio autor.

TABELA 22 – AUTOVALORES DOMINANTES E COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO ( $\xi$ ) – SINAL FLUXO DE POTÊNCIA ATIVA.

Método dos Resíduos		Algoritmo Genético	
Autovalores	$\xi$ (pu)	Autovalores	$\xi$ (pu)
$-0,20806 \pm j 7,2578$ (Modo 1)	0,02865	$-0,20802 \pm j 7,2577$ (Modo 1)	0,02865
$-0,97624 \pm j 5,7017$ (Modo 2)	0,16876	$-1,03490 \pm j 5,6904$ (Modo 2)	0,17893
$-0,66849 \pm j 6,2433$ (Modo 3)	0,10646	$-0,66677 \pm j 6,2534$ (Modo 3)	0,10602
$-0,32294 \pm j 3,5784$ (Interárea)	0,08988	$-0,38109 \pm j 3,4876$ (Interárea)	0,10862

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Analisando-se os autovalores mostrados na Tabela 21 pode-se afirmar que o conjunto UPFC/POD forneceu um coeficiente de amortecimento satisfatório ao modo interárea, mas prejudicou o amortecimento do modo local 1, que passou a ter um coeficiente de amortecimento associado menor que o mostrado na Tabela 20 (atuação apenas dos ESPs). Isto

não ocorre para os outros sinais utilizados, pois o maior amortecimento inserido ao modo interárea não prejudicou os modos locais, conforme atestam os valores mostrados nas Tabelas 22 e 23.

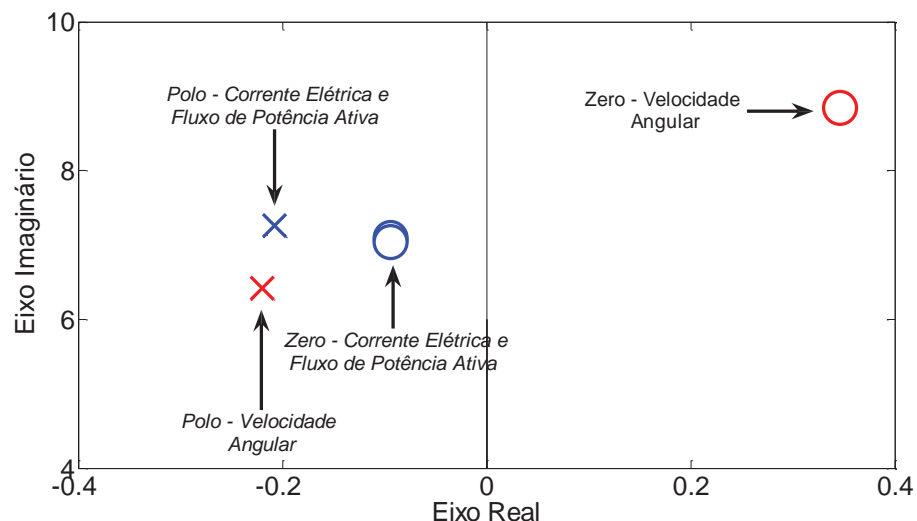
TABELA 23 – AUTOVALORES DOMINANTES E COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO ( $\xi$ ) – SINAL CORRENTE ELÉTRICA.

Método dos Resíduos		Algoritmo Genético	
Autovalores	$\xi$ (pu)	Autovalores	$\xi$ (pu)
$-0,20818 \pm j 7,2578$ (Modo 1)	0,02867	$-0,20821 \pm j 7,2577$ (Modo 1)	0,02867
$-0,96783 \pm j 5,7054$ (Modo 2)	0,16725	$-1,02040 \pm j 5,6985$ (Modo 2)	0,17625
$-0,67083 \pm j 6,2404$ (Modo 3)	0,10688	$-0,67248 \pm j 6,2503$ (Modo 3)	0,10697
$-0,31283 \pm j 3,5932$ (Interárea)	0,08673	$-0,37827 \pm j 3,5021$ (Interárea)	0,10739

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Assim, conclui-se que utilizando a velocidade angular como sinal de entrada do controlador, o coeficiente de amortecimento fornecido ao modo interárea é satisfatório conforme verificou-se anteriormente. Entretanto, para o comportamento global do sistema ele não é eficaz, pois dificulta o amortecimento dos modos oscilatórios restantes e consequentemente, afeta a estabilidade do sistema elétrico. Desta maneira, o fluxo de potência ativa e a corrente elétrica são escolhas melhores como sinais de entrada para o controlador, pois além de inserir amortecimento ao modo interárea não deteriora em demasia os demais modos de oscilação.

Figura 31 – Localização dos Polos ( $\lambda_i$ ) e Zeros ( $z$ ) Associados ao Modo Local 1.



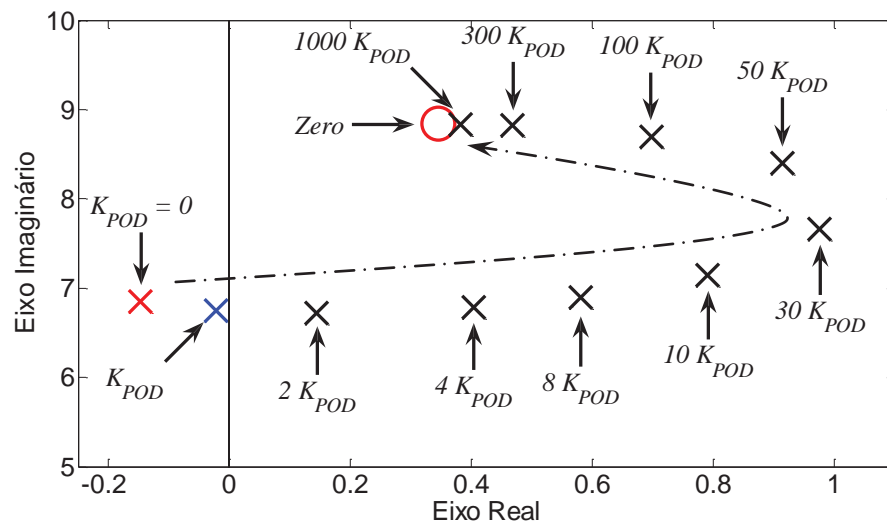
Fonte: Elaboração do próprio autor.

A dificuldade observada em amortecer o modo local 1 quando da aplicação do conjunto UPFC/POD com sinal de entrada velocidade angular é melhor compreendida analisando-se a localização do zero e do polo de interesse relacionado a este modo, obtidos através da FTMA do controlador, considerando os 3 sinais de entrada (Fig. 31).

Observa-se na Fig. 31 que o zero relacionado ao modo local 1 obtido para a FTMA do UPFC/POD utilizando a velocidade angular como sinal de entrada está localizado no semiplano direito do plano complexo. Esta inadequada localização faz com que para este sinal de entrada, o polo relacionado ao modo local 1 seja atraído pelo zero e conseqüentemente, ocorrerá a instabilidade na medida em que se aumenta o ganho do controlador.

Na Fig. 32 pode ser mais bem observada a atração que o zero exerce sobre o polo relacionado ao modo local 1, com o aumento do ganho do controlador que utiliza como sinal de entrada a velocidade angular. Observe que variando-se o ganho do controlador de 0 a 1000 vezes o valor do ganho de projeto ( $K_{POD}$ ), é possível visualizar o deslocamento do polo em direção ao zero da FTMA. Portanto, para que um determinado modo de oscilação não seja negativamente afetado pelo ganho do controlador, é desejável que todos os zeros das FTMA estejam localizados no semiplano esquerdo do plano complexo ou o mais próximo deste.

Figura 32 – Influência do Ganho do Controlador Associado ao Modo Local 1.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

## 5.4 CONCLUSÕES

Neste capítulo utilizou-se o dispositivo FACTS UPFC equipado com o controlador POD para o amortecimento das oscilações eletromecânicas do modo interárea e os ESPs para

o amortecimento de modos locais. Avaliou-se também como a atuação simultânea destes dispositivos influenciam o desempenho do sistema elétrico.

Concluiu-se das simulações realizadas e resultados obtidos que índices como os resíduos das funções de transferência fornecem informações extremamente valiosas, tanto para se averiguar as ações necessárias para a estabilização do sistema, quanto para se verificar a atuação das ações adotadas em cada modo oscilatório.

Observou-se que os resíduos podem determinar a melhor localização do dispositivo FACTS no sistema elétrico de potência, de modo a inserir alta taxa de amortecimento às oscilações eletromecânicas. Constatou-se também que um resíduo maior pode fornecer mais amortecimento para um mesmo valor de ganho. Porém, se existir um zero próximo ao polo de interesse da função de transferência em malha aberta do conjunto UPFC/POD, o amortecimento requerido pode não ser alcançado.

Portanto, a teoria dos resíduos pode fornecer a melhor localização para os dispositivos FACTS, porém não é sensível à presença de zeros. Desta forma, o amortecimento desejado depende da localização dos zeros da função de transferência em malha aberta do conjunto UPFC/POD. Quanto maior a distância entre o polo de interesse e o zero relacionado a ele, melhor a eficiência do projeto.

Quanto ao ajuste dos parâmetros dos controladores POD e ESP o conjunto solução obtido pela aplicação do algoritmo genético mostrou, de maneira clara, ser possível atender a um posicionamento adequado dos modos oscilatórios. Além do mais, os algoritmos genéticos apresentam a vantagem de não utilizar parâmetros que dependem de informações subjetivas do problema, são de fácil implementação e proporcionam maior flexibilidade no tratamento do problema a ser resolvido.

Analisou-se ainda a eficiência de três sinais de entrada para controladores suplementares de amortecimento para o sistema teste New England.

A velocidade angular (sinal remoto) apresentou resultados satisfatórios quanto ao amortecimento inserido ao modo interárea, mas retirou amortecimento do modo local 1, prejudicando o comportamento dinâmico global do sistema. A corrente elétrica e o fluxo de potência ativa são sinais locais, mas ocorrem zeros próximos ao polo de interesse, limitando a inserção de amortecimento e, neste caso, uma localização fornecida pelo método dos resíduos pode não ser eficaz.

Portanto, conclui-se que a escolha da localização, o sinal de entrada e o ajuste de controladores POD no sistema elétrico de potência são tarefas complexas que exigem alto grau de conhecimento do comportamento do sistema a ser controlado.

## CAPÍTULO 6

---

### CONCLUSÕES FINAIS

Este trabalho analisou como o posicionamento dos zeros da função de transferência em malha aberta influencia a capacidade de controladores suplementares (POD acoplado ao FACTS UPFC e ESP) de introduzir amortecimento às oscilações de baixa frequência de um sistema elétrico de potência. Também foi realizado o ajuste dos parâmetros desses controladores, utilizando o método dos resíduos e algoritmo genético. Para realizar essas tarefas o Modelo de Sensibilidade de Potência foi utilizado para a representação do sistema elétrico.

O Modelo de Sensibilidade de Potência, cujo princípio fundamental é baseado no balanço nodal de potências que deve ser satisfeito a qualquer instante em todas as barras do sistema elétrico, tem como principal característica a preservação do sistema de transmissão, isto é, todos os nós da rede elétrica são mantidos na representação. Entenda por esta preservação a permanência na modelagem dos valores das tensões em todas as barras (módulo e fase). Com isto é facilitada a inclusão de novos dispositivos e controladores no modelo.

Para a escolha do melhor local no sistema elétrico onde deve ser colocado o controlador adicional com o objetivo de inserção eficaz de amortecimento, o método dos resíduos pode ser utilizado e fornece importantes informações a respeito da controlabilidade e da observabilidade do conjunto entrada – saída do controlador. Este método, porém, é insensível à presença de zeros. Desta forma, se existir um zero da função de transferência em malha aberta próximo ao polo de interesse do conjunto UPFC/POD ou do ESP, o coeficiente de amortecimento desejado pode não ser alcançado.

Em relação ao ajuste dos controladores, duas técnicas foram utilizadas. Uma baseada na compensação de fase e classicamente utilizada no ajuste, conhecida como método dos resíduos. Também foi proposta para o ajuste dos parâmetros dos controladores a utilização do algoritmo genético. As duas técnicas demonstraram de maneira clara, ser possível atender a um posicionamento adequado dos modos oscilatórios. Entretanto, os dois métodos avaliados são limitados pela influência dos zeros da FTMA, já que em nenhum deles a localização dos zeros da FTMA é levada em consideração durante o projeto do controlador.

Estes estudos foram aplicados em dois sistemas teste. No primeiro, sistema simétrico de duas áreas, foi utilizado o conjunto UPFC/POD para se estabilizar um modo instável do

tipo interárea. Como o sinal de entrada para o POD foi utilizada a variação da potência ativa na linha de transmissão de instalação do conjunto.

A partir de simulações concluiu-se que a melhor localização obtida a partir do método dos resíduos não foi a mais eficaz para se introduzir amortecimento ao sistema elétrico. Esta dificuldade foi explicada a partir do mau posicionamento de um zero da FTMA.

Outro sistema teste utilizado foi o conhecido como New England que possui, para o ponto de operação considerado, modos locais e interárea instáveis.

Para a estabilização do sistema foi proposta a utilização de estabilizadores de sistemas de potência (para estabilizar os modos locais) e do conjunto UPFC/POD (para um melhor posicionamento no plano complexo dos autovalores associados ao modo interárea).

O sinal de entrada para o ESP foi a combinação linear da velocidade angular de dois geradores de áreas diferentes. Para o controlador POD foram avaliados três sinais de entrada: dois sinais localmente disponíveis e um sinal remoto. Os ajustes foram realizados utilizando-se as duas técnicas apresentadas: método dos resíduos e algoritmo genético.

Concluiu-se que os sinais locais (fluxo de potência ativa e magnitude da corrente elétrica na linha de transmissão do conjunto UPFC/POD) além de possuírem maior observabilidade do modo oscilatório de interesse (interárea), os polos de interesse estão próximos aos zeros da FTMA, limitando a inserção de amortecimento. Entretanto, o coeficiente de amortecimento que é fornecido ao modo oscilatório de interesse não deteriora em demasia os demais modos de oscilação. A velocidade angular (sinal remoto) apresentou resultados satisfatórios quanto ao amortecimento inserido ao modo interárea, mas retirou amortecimento de um modo local que foi aqui chamado de (1) prejudicando o comportamento dinâmico global do sistema.

A partir das simulações realizadas concluiu-se que a localização do conjunto UPFC/POD e ESP, a escolha do sinal de entrada e o ajuste dos seus parâmetros são fundamentais para que haja introdução de amortecimento ao modo oscilatório de interesse. Entretanto, é a localização do zero da FTMA e distância que ele se encontra do polo de interesse que vai determinar se o controlador vai conseguir fornecer o coeficiente de amortecimento desejado ao sistema elétrico de potência.

## **TRABALHOS FUTUROS**

Neste trabalho foi mostrado como o posicionamento dos zeros da FTMA pode comprometer a introdução de amortecimento no sistema elétrico para controlador POD

acoplado ao UPFC e ESP. Uma sugestão para estudos futuros seria analisar a influência dos zeros da função de transferência em malha aberta de controladores suplementares de amortecimento na localização e controle de outros dispositivos FACTS como o STATCOM (*Static Synchronous Compensator*) e o SSSC (*Static Synchronous Series Compensator*), visando o amortecimento de oscilações de baixa frequência no sistema elétrico de potência. Desta forma, a distância ( $|\lambda_i - z|$ ) entre o polo de interesse e o zero da FTMA poderá ser utilizada como índice para localização de controladores suplementares de amortecimento no sistema elétrico de potência, em conjunto com o método dos resíduos que é tradicionalmente utilizado.

Quanto às técnicas de ajuste aqui utilizadas, elas ficaram limitadas pela influência do zero da FTMA, já que em nenhum dos métodos a localização do zero da FTMA é levada em consideração durante o projeto do controlador. Desta forma, desenvolver uma técnica de ajuste dos parâmetros do controlador suplementar de amortecimento que considere a localização do zero da FTMA, além do polo de interesse poderá ser tópico de interesse para trabalhos futuros.

## REFERÊNCIAS

---

- ABOUL-ELA M. E. et al. Damping controller design for power system oscillations using global signals. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, , v. 11, n. 2, p. 767–773, 1996.
- AMBIFI, J. G. et al. Performance evaluation of PSS and STATCOM on oscillation damping of a north-central power network of Nigeria grid system. *International Journal of Engineering and Technology*, Saddar, v. 2, n. 2, p. 209–219, 2012.
- ANDERSON, P.; FOUAD, A. A. *Power system control and stability*. 2. ed. Iowa: Iowa State University Press, 2003. 568 p. (IEEE Power System Engineering Series).
- ARAUJO, P. B.; ZANETTA, L. C. Pole placement method using system matrix transfer function and sparsity. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, Oxford, v. 23, n. 3, p. 173–178, 2001.
- AYRES, H. M. *Aplicação do controlador UPFC para o amortecimento de oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência*. 2005. 127 f. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Elétrica e Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2005.
- BATI, A. F. Damping of power systems oscillations by using genetic algorithm-based optimal controller. *Iraqi Journal for Electrical and Electronic Engineering*, Basra, v. 6, n. 1, p. 50–55, 2010.
- BOMFIM, A. L. B. *Ajuste coordenado de estabilizadores de sistema de potência usando algoritmos genéticos*. 2000. 186 f. Tese (Doutorado), Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2000.
- CAI, L.; ERLICH I. Simultaneous coordinated tuning of PSS and FACTS controller for damping power system oscillations in multimachine systems. *Power Tech Conference Proceedings*, Bologna, v. 2, n. 6, p. 23–26, 2003.
- DECKMANN, S. M.; DA COSTA, V. F. A power sensitivity model for electromechanical oscillation studies. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 9, n. 2, p. 965–971, 1994.
- DEL ROSSO, A. D., CANIZARES, C. A., DONA, V. M. A Study of TCSC Controller Design for Power System Stability Improvement. *IEEE Transactions on PS*, Piscataway, v. 18, n. 4, November, 2003.
- DEMELLO, F. P.; CONCORDIA, C. Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Piscataway, v. 88, n. 4, p. 316–329, 1969.
- EMAMI-NAEINI A.; DOOREN P. V. Computation of zeros of linear multivariable systems. *Automatica*, Kidlington, v. 18, n. 4, p. 415–430, 1982.

FURINI, M. A. *Estudo da estabilidade a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência multimáquinas sob ação dos controladores FACTS TCSC E UPFC*. 2008. 153 f. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Elétrica de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2008.

FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Melhora da estabilidade dinâmica de sistemas elétricos de potência multimáquinas usando o dispositivo FACTS thyristor controlled series capacitor – TCSC. *SBA – Controle e Automação*, Campinas, v. 19, n. 2, p. 214–225, 2008.

GYUGYI, L. Unified power-flow control concept for flexible AC transmission systems. *IEEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution*, Stevenage, v. 139, n. 4, p. 323–331, 1992.

GYUGYI, L. 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.

HINGORANI, N. G.; GYUGYI, L. *Understanding FACTS: concepts and technology of flexible AC transmission systems*. New York: IEEE Press; John Wiley, 1999. 452 p.

HOLLAND, J. H. *Adaptation in natural and artificial systems: An introductory analysis with applications to biology, control, and artificial intelligence*. Oxford: U Michigan Press, 1975. 183p.

JALILVAND A.; SAFARI A.; BAGHERI A. Damping controller-based UPFC design using chaotic optimization algorithm. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL ENGINEERING/ELECTRONICS, COMPUTER, TELECOMMUNICATIONS, AND INFORMATION TECHNOLOGY – ECTI-CON, 6., Chiang Mai. *Proceedings...* Piscataway: IEEE, 2009. p. 32–35.

JONES, L. E.; ANDERSON, G. Application of modal analysis of zeros to power system control and stability. *Electric Power Systems Research*, Lausanne, v. 43 n. 3, p. 205–211, 1998.

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

KUNDUR, P. *Power system stability and control*. New York: McGraw-Hill, 1994. 1176p.

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 Transactions on PAS*, Piscataway, v. 100, n. 6, p. 3017–3046, 1981.

LINDEN, R. *Algoritmos genéticos: uma importante ferramenta da inteligência computacional*. Rio de Janeiro: Brasport, 2006. 372p.

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 Systems*, Piscataway, v. 5, n. 4, p. 74–82, 1990.

MARTINS, N.; PINTO, H. J. C. P.; LIMA, L. T. G. Efficient methods for finding transfer function zeros of power systems. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 7, n. 3, p. 1350–1361, 1992.

MARTINS, N. et al. Oscillations damping analysis and control studies of the future interconnection between the north-northeast and south-southeast systems. In: SIMPÓSIO DE ESPECIALISTAS EM PLANEJAMENTO DA OPERAÇÃO E EXPANSÃO ELÉTRICA – SEPOPE, 1996, Recife. *Anais...* Recife: [s.n.], 1996.

MENG, Z. J.; SO, P. L. A current injection UPFC model for enhancing power system dynamic performance. *IEEE on Power Engineering Society Winter Meeting*, Piscataway, v. 2, p. 1544–1549, 2000.

MHASKAR, U. P.; KULKARNI, A. M. 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.

MOURA, R. F.; FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Influência da localização e do ajuste de dispositivos FACTS UPFC/POD no amortecimento de oscilações do sistema elétrico de potência. In: LATIN-AMERICAN CONGRESS ON ELECTRICITY GENERATION AND TRANSMISSION – CLAGTEE, 8., 2009, Ubatuba. *Proceedings...* Ubatuba: Fundação para o Desenvolvimento Científico e Tecnológico, 2009. 6 p.

MOURA, R. F.; FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Influência dos zeros na localização e controle de dispositivos FACTS UPFC/POD para o amortecimento de oscilações eletromecânicas. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS – SBSE, 2010, Belém. *Anais...* Belém: Universidade Federal do Pará, 2010. 6 p.

NOROOZIAN M.; ANDERSSON G. Damping of inter-area and local modes by use of controllable components. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Piscataway, v. 10, n. 4, p. 2007–2012, 1995.

NUNES, L. E. N. P.; GRANDINETTI F. J. Ajuste dos parâmetros de um controlador proporcional, integral e derivativo através de algoritmos genéticos. *Revista Ciências Exatas*, Taubaté, v. 9/10, n. 1–2, p. 47–52, 1994.

OGATA, K. *Modern control engineering*. 2. ed. Englewood Cliffs: Prentice-Hall, 1990. 963p.

PELLANDA P. C. et al. Síntese de sinais e escolha de estrutura dos estabilizadores dos TCSCs da interligação norte-sul considerando robustez a perturbações externas. In: SIMPÓSIO DE ESPECIALISTAS EM PLANEJAMENTO DA OPERAÇÃO E EXPANSÃO ELÉTRICA – SEPOPE, 2006, Florianópolis. *Anais...* Florianópolis: [s.n.], 2006.

SAUER, P. W.; PAI M. A. *Power system dynamics and stability*. New York: Prentice Hall, 1998. 357 p.

SONG, Y. H.; JOHNS, A. T. *Flexible AC transmission systems (FACTS)*. London: The Institution of Electrical Engineers, 1999. 592p.

TARANTO, G. N. et al. Decentralized design of power system damping controllers using a linear matrix inequality algorithm. In: SIMPÓSIO DE ESPECIALISTAS EM PLANEJAMENTO DA OPERAÇÃO E EXPANSÃO ELÉTRICA – SEPOPE, 1998, Salvador. *Anais...* Salvador: [s.n.], 1998.

WANG, H. F. Interaction analysis and co-ordination of SVC voltage and damping control. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRIC UTILITY DEREGULATION AND RESTRUCTURING AND POWER TECHNOLOGIES, 2000, London. *Proceedings...* London: [s.n.], 2000. p. 361-365.

WANG, H. F.; SWIFT, F. J. Capability of the static var compensator in damping power system oscillations. *IEE Proceedings Generation, Transmission & Distribution*, Stevenage, v. 143, n. 4, p. 353–358, 1996.

WANG H. F.; SWIFT F. J.; LI M. FACTS – based stabilizer designed by the phase compensation method Part – II: multi-machine power systems. In: ADVANCES IN POWER SYSTEM CONTROL, OPERATION AND MANAGEMENT – APSCOM, 1997, Hong Kong. *Proceedings...* Hong Kong: [s.n.], 1997. p. 644–649.

WANG H. F.; SWIFT F. J. An unified model for the analysis of FACTS devices in damping power system oscillations Part II: multi-machine power systems. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Piscataway, v. 13, n. 4, p. 1355–1362, 1998.

WATANABE, E. H. et al. Tecnologia FACTS. *SBA – Controle e Automação*, Campinas, v. 9, n. 1, p. 39–55, 1998.

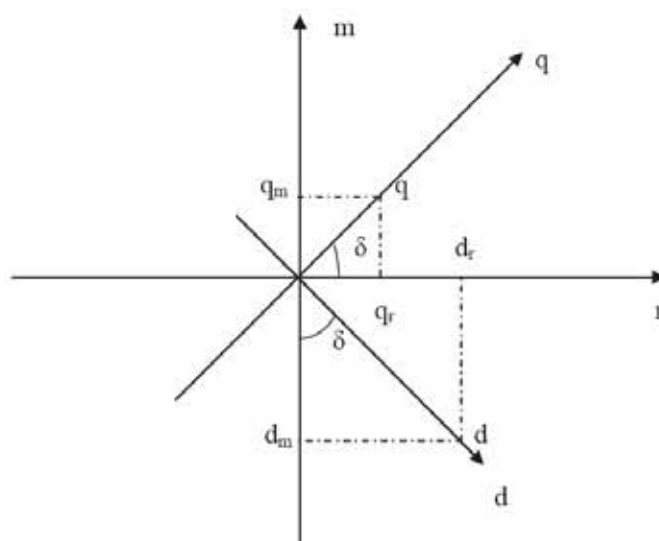
YANG, N.; LIU, Q.; MCCALLEY, J. D. TCSC controller design for damping interárea oscillations. *IEEE Transactions on Power Systems*, Piscataway, v. 13, n. 14, p. 1304–1310, 1998.

ZIMMERMAN, R.; GAN, D. *MATPOWER* – A MATLAB power system simulation package. Tempe: Power Systems Engineering Research Center, 2010. Disponível em: <<http://www.pserc.cornell.edu/matpower/matpower.html>>. Acesso em: 18 fev. 2010.

## APÊNDICE A – MATRIZ DE TRANSFORMAÇÃO DE COORDENADAS

Considere dois sistemas de coordenadas distintos, conforme a Fig. 33, onde se tem um sistema fixo, determinado pelos eixos real ( $r$ ) e imaginário ( $m$ ), e outro rotativo, determinado pelos eixos direto ( $d$ ) e em quadratura ( $q$ ) (ANDERSON; FOUAD, 2003).

Figura 33 – Sistemas de Coordenadas  $r,m$  e  $d,q$ .



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Da Fig. 33 pode-se expressar uma grandeza sobre o eixo real ( $r$ ), como na expressão (100).

$$r = d_r + q_r \quad (100)$$

De maneira semelhante para uma grandeza no eixo imaginário ( $m$ ), tem-se a equação (101).

$$m = -d_m + q_m \quad (101)$$

Da Fig. 33 também podem ser obtidas as relações trigonométricas de interesse, descritas pelas equações (102).

$$\cos \delta = \frac{q_r}{q} \quad (102.a)$$

$$\cos \delta = \frac{q_m}{q} \quad (102.b)$$

$$\cos \delta = \frac{d_m}{d} \quad (102.c)$$

$$\text{sen} \delta = \frac{d_r}{d} \quad (102.d)$$

Através de substituições pertinentes, pode ser escrito o sistema matricial que transforma uma grandeza descrita no sistema de coordenadas (r,m), para o sistema de coordenadas (d,q) (equação 103).

$$\begin{bmatrix} r \\ m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{sen} \delta & \cos \delta \\ -\cos \delta & \text{sen} \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix} = T^{-1} \begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix} \quad (103)$$

De maneira similar, obtém-se a transformada inversa entre os sistemas de coordenadas (d,q) e (r,m) (equação 104).

$$\begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{sen} \delta & -\cos \delta \\ \cos \delta & \text{sen} \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} r \\ m \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} r \\ m \end{bmatrix} \quad (104)$$

## APÊNDICE B – COEFICIENTES DO MODELO DE INJEÇÃO DE POTÊNCIA DO UPFC

---

Neste apêndice são mostrados os coeficientes lineares do Modelo de Injeção de Potência do UPFC estudado no Capítulo 3. O modelo possui coeficientes ativos e reativos para as barras inicial e final de instalação do UPFC, conforme descrito a seguir.

### B.1 BARRA INICIAL DE INSTALAÇÃO – COEFICIENTES ATIVOS

$$\Delta P_i = A1_{Ui} \Delta \theta_{ij} + A2_{Ui} \Delta V_i + A3_{Ui} \Delta V_j + A4_{Ui} \Delta V_p + A5_{Ui} \Delta V_q + A6_{Ui} \Delta I_q \quad (105)$$

$$A1_{Ui} = \frac{\partial P_i}{\partial \theta_{ij}} = \frac{1}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ 2rV_i^2 R_{ij} \text{sen} \gamma \left[ \frac{V_j^2 - V_i V_j \cos(\theta_{ij})}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos(\theta_{ij})} \right] + \right. \\ \left. + rV_i V_j \left[ X_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) + R_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) \right] \left[ \frac{V_i^2 - V_i V_j \cos(\theta_{ij})}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos(\theta_{ij})} \right] \right\} \quad (105.a)$$

$$A2_{Ui} = \frac{\partial P_i}{\partial V_i} = \frac{1}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ rV_i^2 R_{ij} \cos \gamma - \left\{ 2rV_i^2 R_{ij} \text{sen} \gamma - \right. \right. \\ \left. \left. - rV_i V_j \left[ X_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) + R_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) \right] \right\} \left[ \frac{V_j \text{sen}(\theta_{ij})}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos(\theta_{ij})} \right] \right\} \quad (105.b)$$

$$A3_{Ui} = \frac{\partial P_i}{\partial V_j} = \frac{1}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ rV_i \left[ X_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) - R_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] + \left\{ 2rV_i^2 R_{ij} \text{sen} \gamma + \right. \right. \\ \left. \left. + rV_i V_j \left[ X_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) + R_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) \right] \right\} \left[ \frac{V_i \text{sen}(\theta_{ij})}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos(\theta_{ij})} \right] \right\} \quad (105.c)$$

$$A4_{Ui} = \frac{\partial P_i}{\partial V_j} = \frac{1}{(R_{ij}^2 + X_{ij}^2)(V_p^2 + V_q^2)} \left\{ 2V_p R_{ij} (V_p^2 + V_q^2) + 2rV_p V_i^2 R_{ij} \cos \gamma + 2rV_q V_i^2 R_{ij} \text{sen} \gamma - rV_i V_j \right. \\ \left. \left[ V_q X_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) + V_q R_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) - V_p X_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) + V_p R_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] \right\} \quad (105.d)$$

$$A5_{Ui} = \frac{\partial P_i}{\partial V_q} = \frac{1}{\left(R_{ij}^2 + X_{ij}^2\right)} \frac{1}{\left(V_p^2 + V_q^2\right)} \left\{ 2V_q R_{ij} \left(V_p^2 + V_q^2\right) + 2rV_q V_k^2 R_{ij} \cos \gamma - 2rV_p V_i^2 R_{ij} \text{sen} \gamma + \right. \\ \left. + rV_i V_j \left[ V_q X_{ij} \text{sen} \left(\theta_{ij} + \gamma\right) - V_q R_{ij} \cos \left(\theta_{ij} + \gamma\right) + V_p X_{ij} \cos \left(\theta_{ij} + \gamma\right) + V_p R_{ij} \text{sen} \left(\theta_{ij} + \gamma\right) \right] \right\} \quad (105.e)$$

$$A6_{Ui} = \frac{\partial P_i}{\partial I_q} = 0 \quad (105.f)$$

## B.2 BARRA INICIAL DE INSTALAÇÃO – COEFICIENTES REATIVOS

$$\Delta Q_i = R1_{Ui} \Delta \theta_{ij} + R2_{Ui} \Delta V_i + R3_{Ui} \Delta V_j + R4_{Ui} \Delta V_p + R5_{Ui} \Delta V_q + R6_{Ui} \Delta I_q \quad (106)$$

$$R1_{Ui} = \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_{ij}} = \frac{1}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ rV_i^2 \left( R_{ij} \text{sen} \gamma + X_{ij} \cos \gamma \right) \left[ \frac{V_j^2 - V_i V_j \cos \left(\theta_{ij}\right)}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos \left(\theta_{ij}\right)} \right] \right\} \quad (106.a)$$

$$R2_{Ui} = \frac{\partial Q_i}{\partial V_i} = \frac{V_p^2 + V_q^2}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ R_{ij} \left( \cos \gamma - \text{sen} \gamma \right) + X_{ij} \left( \cos \gamma + \text{sen} \gamma \right) \left[ \frac{V_i V_j \text{sen} \left(\theta_{ij}\right)}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos \left(\theta_{ij}\right)} \right] \right\} - i_q \quad (106.b)$$

$$R3_{Ui} = \frac{\partial Q_i}{\partial V_j} = \frac{1}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ -rV_i^2 \left( R_{ij} \cos \gamma + X_{ij} \text{sen} \gamma \right) \left[ \frac{V_j \text{sen} \left(\theta_{ij}\right)}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos \left(\theta_{ij}\right)} \right] \right\} \quad (106.c)$$

$$R4_{Ui} = \frac{\partial Q_i}{\partial V_p} = \frac{1}{\left(R_{ij}^2 + X_{ij}^2\right)} \frac{V_i^2}{\left(V_p^2 + V_q^2\right)} \left\{ -r \left[ V_q \left( R_{ij} \cos \gamma + X_{ij} \text{sen} \gamma \right) + V_p \left( X_{ij} \cos \gamma - R_{ij} \text{sen} \gamma \right) \right] \right\} \quad (106.d)$$

$$R5_{Ui} = \frac{\partial Q_i}{\partial V_q} = \frac{1}{\left(R_{ij}^2 + X_{ij}^2\right)} \frac{V_i^2}{\left(V_p^2 + V_q^2\right)} \left\{ -r \left[ V_q \left( R_{ij} \text{sen} \gamma - X_{ij} \cos \gamma \right) + V_p \left( X_{ij} \text{sen} \gamma + R_{ij} \cos \gamma \right) \right] \right\} \quad (106.e)$$

$$R6_{Ui} = \frac{\partial Q_i}{\partial I_q} = -V_i \quad (106.f)$$

### B.3 BARRA FINAL DE INSTALAÇÃO – COEFICIENTES ATIVOS

$$\Delta P_j = A1_{Uf} \Delta \theta_{ij} + A2_{Uf} \Delta V_i + A3_{Uf} \Delta V_j + A4_{Uf} \Delta V_p + A5_{Uf} \Delta V_q + A6_{Uf} \Delta I_q \quad (107)$$

$$A1_{Uf} = \frac{\partial P_j}{\partial \theta_{ij}} = \frac{rV_i V_j}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ \left[ -X_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) + R_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) \right] \left[ \frac{V_i^2 - V_i V_j \cos(\theta_{ij})}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos(\theta_{ij})} \right] \right\} \quad (107.a)$$

$$A2_{Uf} = \frac{\partial P_j}{\partial V_i} = \frac{rV_i V_j}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ \left[ X_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) - R_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) \right] \left[ \frac{V_j \text{sen}(\theta_{ij})}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos(\theta_{ij})} \right] \right\} \quad (107.b)$$

$$A3_{Uf} = \frac{\partial P_j}{\partial V_j} = \frac{-rV_i}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ \left[ X_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) + R_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] + \right. \\ \left. + V_j \left[ X_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) + R_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] \left[ \frac{V_i \text{sen}(\theta_{ij})}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos(\theta_{ij})} \right] \right\} \quad (107.c)$$

$$A4_{Uf} = \frac{\partial P_j}{\partial V_p} = \frac{1}{(R_{ij}^2 + X_{ij}^2)(V_p^2 + V_q^2)} \left\{ -rV_i V_j \left[ V_q \left[ R_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) - X_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] + \right. \right. \\ \left. \left. + V_p \left[ R_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) + X_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) \right] \right\} \quad (107.d)$$

$$A5_{Uf} = \frac{\partial P_j}{\partial V_q} = \frac{1}{(R_{ij}^2 + X_{ij}^2)(V_p^2 + V_q^2)} \left\{ -rV_i V_j \left[ V_q \left[ R_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) + X_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) \right] + \right. \right. \\ \left. \left. + V_p \left[ -R_{ij} \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) + X_{ij} \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] \right\} \quad (107.e)$$

$$A6_{Uf} = \frac{\partial P_j}{\partial I_q} = 0 \quad (107.f)$$

### B.4 BARRA FINAL DE INSTALAÇÃO – COEFICIENTES REATIVOS

$$\Delta Q_j = R1_{Uf} \Delta \theta_{ij} + R2_{Uf} \Delta V_i + R3_{Uf} \Delta V_j + R4_{Uf} \Delta V_p + R5_{Uf} \Delta V_q + R6_{Uf} \Delta I_q \quad (108)$$

$$R1_{Uf} = \frac{\partial Q_j}{\partial \theta_{ij}} = \frac{rV_i V_j}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ \left[ X_{ij} \cdot \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) + R_{ij} \cdot \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] \left[ \frac{V_i^2 - V_i V_j \cos(\theta_{ij})}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos(\theta_{ij})} \right] \right\} \quad (108.a)$$

$$R2_{Uf} = \frac{\partial Q_j}{\partial V_i} = \frac{-rV_i V_j}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ \left[ X_{ij} \cdot \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) + R_{ij} \cdot \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] \left[ \frac{V_j \cdot \text{sen}(\theta_{ij})}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos(\theta_{ij})} \right] \right\} \quad (108.b)$$

$$R3_{Uf} = \frac{\partial Q_j}{\partial V_j} = \frac{rV_i}{R_{ij}^2 + X_{ij}^2} \left\{ \left[ -X_{ij} \cdot \cos(\theta_{ij} + \gamma) + R_{ij} \cdot \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) \right] + \right. \\ \left. + V_j \left[ X_{ij} \cdot \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) + R_{ij} \cdot \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] \left[ \frac{V_i \cdot \text{sen}(\theta_{ij})}{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos(\theta_{ij})} \right] \right\} \quad (108.c)$$

$$R4_{Uf} = \frac{\partial Q_j}{\partial V_p} = \frac{1}{(R_{ij}^2 + X_{ij}^2)(V_p^2 + V_q^2)} \frac{rV_i V_j}{V_q} \left\{ \left[ -R_{ij} \cdot \cos(\theta_{ij} + \gamma) - X_{ij} \cdot \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) \right] + \right. \\ \left. + V_p \left[ R_{ij} \cdot \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) - X_{ij} \cdot \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] \right\} \quad (108.d)$$

$$R5_{Uf} = \frac{\partial Q_j}{\partial V_q} = \frac{1}{(R_{ij}^2 + X_{ij}^2)(V_p^2 + V_q^2)} \frac{rV_i V_j}{V_q} \left\{ \left[ R_{ij} \cdot \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) - X_{ij} \cdot \cos(\theta_{ij} + \gamma) \right] + \right. \\ \left. + V_p \left[ R_{ij} \cdot \cos(\theta_{ij} + \gamma) + X_{ij} \cdot \text{sen}(\theta_{ij} + \gamma) \right] \right\} \quad (108.e)$$

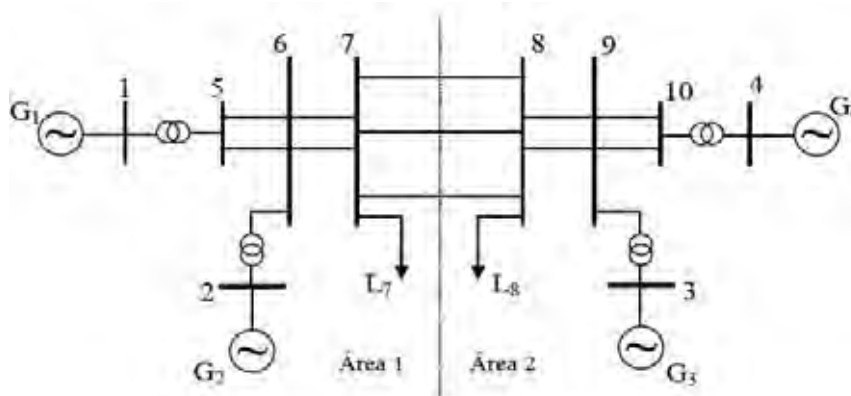
$$R6_{Uf} = \frac{\partial Q_j}{\partial I_q} = 0 \quad (108.f)$$

## APÊNDICE C – DADOS DOS SISTEMAS MULTIMÁQUINAS

### C.1 SISTEMA DE DUAS ÁREAS

O diagrama unifilar do sistema simétrico de duas áreas é dado pela Fig. 34. Os dados reproduzidos nas Tabelas 24 – 26 podem ser encontrados em (SAUER; PAI, 1998).

Figura 34 – Sistema Multimáquinas de Duas Áreas.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

TABELA: 24 – DADOS DAS MÁQUINAS GERADORAS E REGULADORES AUTOMÁTICOS DE TENSÃO

Gerador	$x'd$ (pu)	$xq$ (pu)	$xd$ (pu)	H (s)	D (pu)	T'do (s)	Kr (pu)	Tr (pu)
G1	0,033	0,19	0,2	54	0,1	8	200	0,001
G2	0,033	0,19	0,2	54	0,1	8	200	0,001
G3	0,033	0,19	0,2	63	0,1	8	200	0,001
G4	0,033	0,19	0,2	63	0,1	8	200	0,001

Fonte: Elaboração do próprio autor.

TABELA: 25 – DADOS DO PONTO DE OPERAÇÃO INICIAL – CASO BASE.

Barra	V (pu)	Ang. (graus)	$P_G$ (MW)	$Q_G$ (MVar)	$P_L$ (MW)	$Q_L$ (MVar)
1	1,0	8,683	700,00	195,97	-	-
2	1,0	-2,088	700,00	505,25	-	-
3	1,0	-11,92	700,00	601,55	-	-
4	1,0	0	743,69	236,08	-	-
5	0,973	3,846	-	-	-	-
6	0,936	-6,928	-	-	-	-
7	0,886	-16,16	-	-	1159	212
8	0,865	-26,57	-	-	1575	288
9	0,924	-16,76	-	-	-	-
10	0,968	-5,149	-	-	-	-

Fonte: Elaboração do próprio autor.

TABELA: 26 – DADOS DAS LINHAS DE TRANSMISSÃO.

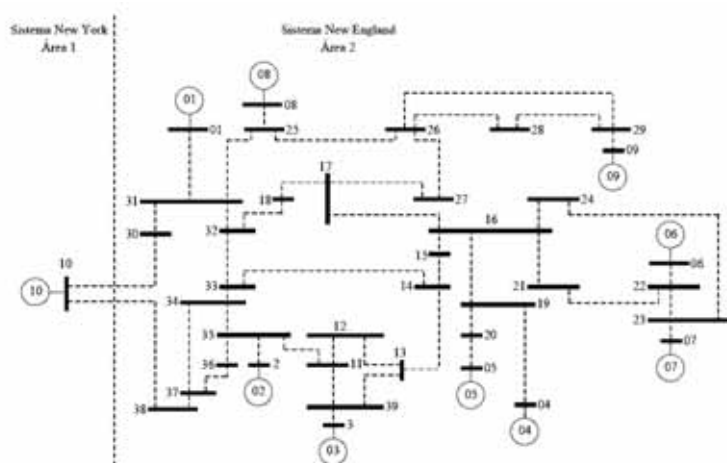
Barra Inicial	Barra Final	R (pu)	X (pu)	B (pu)
1	5	0,001	0,012	-
2	6	0,001	0,012	-
7	8	0,022	0,22	0,33
7	8	0,022	0,22	0,33
7	8	0,022	0,22	0,33
6	7	0,002	0,02	0,03
6	7	0,002	0,02	0,03
4	10	0,001	0,012	-
3	9	0,001	0,012	-
9	8	0,002	0,02	0,03
9	8	0,002	0,02	0,03
5	6	0,005	0,05	0,075
5	6	0,005	0,05	0,075
10	9	0,005	0,05	0,075
10	9	0,005	0,05	0,075

Fonte: Elaboração do próprio autor.

## C.2 SISTEMA NEW ENGLAND

O diagrama unifilar do sistema New England é mostrado na Fig. 35. Os dados reproduzidos nas Tabelas 27 – 29, para esse sistema podem ser encontrados em (ARAÚJO; ZANETTA Jr., 2001).

Figura 35 – Sistema Multimáquinas New England.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

TABELA: 27 – DADOS DAS MÁQUINAS GERADORAS E REGULADORES AUTOMÁTICOS DE TENSÃO.

<b>Gerador</b>	<b>x'd (pu)</b>	<b>xq (pu)</b>	<b>xd (pu)</b>	<b>H (s)</b>	<b>D (pu)</b>	<b>T'do (s)</b>	<b>Kr (pu)</b>	<b>Tr (pu)</b>
<b>G1</b>	0,0310	0,0609	0,1000	42,0	4,0	10,2	5,0	0,06
<b>G2</b>	0,0697	0,2820	0,2950	30,3	9,75	6,56	6,2	0,05
<b>G3</b>	0,0531	0,2370	0,2495	35,8	10,0	5,70	5,0	0,06
<b>G4</b>	0,0436	0,2580	0,2620	28,6	10,0	6,56	5,0	0,06
<b>G5</b>	0,1320	0,6200	0,6700	26,0	3,0	5,40	40	0,02
<b>G6</b>	0,0500	0,2410	0,2540	34,8	10,0	7,30	5,0	0,02
<b>G7</b>	0,0490	0,2920	0,2950	26,4	8,0	5,66	40	0,02
<b>G8</b>	0,0570	0,2800	0,2900	24,3	9,0	6,70	5,0	0,02
<b>G9</b>	0,0570	0,2050	0,2106	34,5	14,0	4,79	40	0,02
<b>G10</b>	0,0001	1E-10	1E-10	9999	0,0	7,00	0,001	0,02

Fonte: Elaboração do próprio autor.

TABELA: 28 – DADOS DAS LINHAS DE TRANSMISSÃO.

<b>Barra Inicial</b>	<b>Barra Final</b>	<b>R (pu)</b>	<b>X (pu)</b>	<b>B (pu)</b>
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
33	34	0,0008	0,0128	0,1342
33	14	0,0008	0,0129	0,1382
34	35	0,0002	0,0026	0,0434
34	37	0,0008	0,0112	0,1476
35	36	0,0006	0,0092	0,1130
35	11	0,0007	0,0082	0,1389
36	37	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
12	13	0,0016	0,0435	0
35	2	0	0,0250	0
39	3	0	0,0200	0
19	4	0,0007	0,0142	0
20	5	0,0009	0,0180	0
22	6	0	0,0143	0
23	7	0,0005	0,0272	0
25	8	0,0006	0,0232	0
31	1	0	0,0181	0
29	9	0,0008	0,0156	0
19	20	0,0007	0,0138	0

Fonte: Elaboração do próprio autor.

TABELA: 29 – DADOS DO PONTO DE OPERAÇÃO INICIAL – CASO BASE.

Barra	V (pu)	Ang. (graus)	P <sub>G</sub> (MW)	Q <sub>G</sub> (MVar)	P <sub>L</sub> (MW)	Q <sub>L</sub> (MVar)
1	1,040	-4,0	250,0	165,8	0	0
2	0,982	0,0	551,6	149,3	9	5
3	0,983	2,3	650,0	148,2	0	0
4	0,997	4,0	632,0	48,5	0	0
5	1,012	3,0	508,0	138,6	0	0
6	1,049	5,1	650,0	229,5	0	0
7	1,064	7,8	560,0	199,2	0	0
8	1,028	1,8	540,0	17,6	0	0
9	1,027	7,5	830,0	48,8	0	0
10	1,030	-10,9	1000,0	216,7	1204	250
11	0,958	-6,5	-	-	0	0
12	0,939	-6,5	-	-	8	88
13	0,960	-6,4	-	-	0	0
14	0,961	-8,2	-	-	0	0
15	0,969	-8,5	-	-	320	153
16	0,988	-7	-	-	329	32
17	0,993	-8,01	-	-	0	0
18	0,991	-9,1	-	-	158	30
19	0,990	-1,2	-	-	0	0
20	0,987	-2,1	-	-	628	103
21	0,995	-4,5	-	-	274	115
22	1,022	0,1	-	-	0	0
23	1,020	-0,2	-	-	275	85
24	0,997	-6,9	-	-	275	85
25	1,019	-6,4	-	-	224	48
26	1,018	-6,2	-	-	139	17
27	1,000	-8,3	-	-	281	76
28	1,019	-2,5	-	-	206	28
29	1,021	-0,4	-	-	284	27
30	1,036	-9,3	-	-	0	0
31	1,019	-6,4	-	-	0	0
32	0,991	-9,4	-	-	322	2
33	0,955	-10,3	-	-	500	184
34	0,954	-9,1	-	-	0	0
35	0,955	-8,3	-	-	0	0
36	0,947	-10,8	-	-	233	84
37	0,948	-11,3	-	-	522	176
38	1,008	-11,1	-	-	0	0
39	0,962	-5,6	-	-	0	0

Fonte: Elaboração do próprio autor.

## APÊNDICE D – ARTIGOS PUBLICADOS E SUBMETIDOS

---

A seguir são apresentados os artigos desenvolvidos durante a pesquisa de doutoramento.

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. *SBA – Controle & Automação*, Campinas, 2011. (Publicado).

MOURA, R. F.; FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Análise das limitações no amortecimento de oscilações eletromecânicas devido à má localização dos zeros da função de transferência de controladores suplementares, In: IEEE/PES T&D LATIN AMÉRICA, 2010, São Paulo. *Proceedings...* São Paulo: [s.n.], 2010, 6 p. (Publicado).

MOURA, R. F.; FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Análise de resíduos e zeros da função de transferência de controladores suplementares de amortecimento de dispositivos FACTS UPFC para diferentes sinais de entrada. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA – CBA, 2010, Bonito. *Anais...* Bonito: [s.n.], 2010. 6 p. (Publicado).

MOURA, R. F.; FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Influência dos zeros na localização e controle de dispositivos FACTS UPFC/POD para o amortecimento de oscilações eletromecânicas. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS – SBSE, 2010, Belém. *Anais...* Belém: [s.n.], 2010. 6 p. (Publicado).

MENEZES, M. M.; ARAUJO, P. B.; MOURA, R. F. Comparação de desempenho entre o TCSC e SSSC com controladores suplementares. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS – SBSE, 2010, Belém. *Anais...* Belém: [s.n.], 2010. 6 p. (Publicado).

MOURA, R. F.; FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Influência da localização e do ajuste de dispositivos FACTS UPFC/POD no amortecimento de oscilações no SEP. In: LATIN-AMERICAN CONGRESS ON ELECTRICITY GENERATION AND TRANSMISSION, 8., 2009, Ubatuba. *Proceedings...* Ubatuba: Fundação para o Desenvolvimento Científico e Tecnológico, 2009. 7 p. (Publicado).

MOURA, R. F.; FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Ajuste de Parâmetros de Controladores UPFC/POD Utilizando Algoritmos Genéticos. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS – SBSE, 2012, Goiânia. *Anais...* Goiânia: [s.n.], 2012. (Publicado).

MOURA, R. F.; FURINI, M. A.; ARAUJO, P. B. Algoritmos Genéticos Aplicado no Projeto de Controladores Suplementares de Amortecimento UPFC/POD. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA – CBA, 2012, Campina Grande. *Anais...* Campina Grande: [s.n.], 2012. (Submetido).