



Universidade Federal da Bahia
Escola Politécnica
Departamento de Engenharia Elétrica

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

**AMORTECIMENTO DE OSCILAÇÕES ELETROMECÂNICAS
EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA: UMA
ABORDAGEM PELO PROBLEMA DE ALOCAÇÃO PARCIAL
DE AUTOESTRUTURA**

Erick Baleeiro da Silva

TESE DE DOUTORADO

Salvador–BA
Agosto de 2020

Universidade Federal da Bahia
Escola Politécnica
Departamento de Engenharia Elétrica

Erick Baleeiro da Silva

**AMORTECIMENTO DE OSCILAÇÕES ELETROMECÂNICAS EM
SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA: UMA ABORDAGEM
PELO PROBLEMA DE ALOCAÇÃO PARCIAL DE
AUTOESTRUTURA**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal da Bahia, em cumprimento às exigências para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientador: José Mário Araújo, Dr.

Salvador–BA
Agosto de 2020

Ficha catalográfica.

S586 Silva, Erick Baleeiro da.

Amortecimento de oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência: uma abordagem pelo problema de alocação parcial de autoestrutura / Erick Baleeiro da Silva. – Salvador, 2020.

115 f.: il. color.

Orientador: Prof. Dr. José Mário Araújo.

Tese (doutorado) – Universidade Federal da Bahia. Escola Politécnica, 2020.

1. Sistemas elétricos de potência. 2. Oscilações eletromecânicas. 3. Modelagem dinâmica. 4. Realimentação - controle I. Araújo, José Mário. II. Universidade Federal da Bahia. III. Título.

CDD:621.317

Erick Baleeiro da Silva

“Amortecimento de oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência: uma abordagem pelo problema de alocação parcial de autoestrutura”

Tese apresentada à Universidade Federal da Bahia, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, para a obtenção do título de Doutor.

APROVADA em: 27 de Agosto de 2020.

BANCA EXAMINADORA



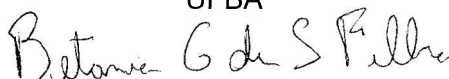
Prof. Dr. José Mário Araújo
Orientador/IFBA



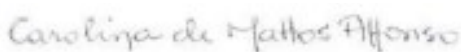
Prof. Dr. Tito Luís Maia Santos
UFBA



Prof. Dr. Fernando Augusto Moreira
UFBA



Prof^a. Dr^a. Betânia Gomes da Silva Filha
IFBA



Prof^a. Dr^a. Carolina de Mattos Affonso
UFPA

AGRADECIMENTOS

Agradeço,

Primeiramente a Deus, que me concede esta e outras inumeráveis oportunidades de crescimento, colocando em meu caminho pessoas que me apoiam, me orientam e com as quais eu aprendo.

Ao professor José Mário pela orientação, pelos conhecimentos transmitidos, pela paciência e, sobretudo, pela confiança depositada em mim ao longo do desenvolvimento desta tese.

À Professora Betânia Gomes por todo o apoio e material disponibilizado.

À Universidade Federal da Bahia e a todos os professores que gentilmente aceitaram participar da banca.

Aos colegas e amigos: Andressa Pereira, Ademário Carvalho e Kleymilson do Nascimento, que conviveram comigo durante todo o período da elaboração deste trabalho e contribuíram diretamente para o seu desenvolvimento.

À minha família, em especial meus pais e a minha irmã, que torcem por mim e me apoiam incondicionalmente.

*Só se pode alcançar um grande êxito,
quando nos mantemos fiéis a nós mesmos.*

—FRIEDRICH NIETZSCHE

RESUMO

Nesta tese, uma metodologia de alocação parcial de autoestrutura é aplicada para amortecer oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência. A abordagem está ancorada em realizar a alocação de um pequeno número de autovalores indesejáveis, por exemplo, que são mal amortecidos, preservando os demais autovalores do sistema - a chamada alocação sem espalhamento. O projeto ideal é realizado através de técnicas de algoritmos genéticos e, considerando que a ordem do sistema pode ser maior para um caso geral, observadores de estado são empregados para estimar os estados do sistema, oferecendo assim uma implementação viável na prática. Exemplos de simulação utilizando um sistema com máquina síncrona conectada a um barramento infinito e sistemas multimáquinas mostraram que a metodologia apresentada é eficiente no amortecimento dos modos de oscilação local e interárea, estabilizando rapidamente o sistema na ocorrência de um pequeno distúrbio quando comparado com o estabilizador de sistemas de potência clássico. Além do projeto tradicional utilizando técnicas frequenciais, algoritmos genéticos possibilitaram obter os parâmetros do estabilizador e definir uma região para a alocação parcial da autoestrutura de forma a minimizar o esforço necessário ao controlador, viabilizando a sua implementação para sistemas de maior porte.

Palavras-chave: Estabilidade, Sistemas elétricos de potência, Pequenos distúrbios, Realimentação de estados, Controle por realimentação linear.

ABSTRACT

In this thesis, a partial eigenstructure assignment methodology is applied to dampen electromechanical oscillations in electrical power systems. The approach is anchored in allocating a small number of undesirable eigenvalues, for example, which are poorly damped, preserving the other eigenvalues in the system - the so-called no spillover allocation. The ideal design is carried out using genetic algorithm techniques and, considering that the order of the system may be higher for a general case, state observers are employed to estimate the states of the system, thus offering a viable implementation in practice. Simulation examples using a system with a synchronous machine connected to an infinite bus and multi-machine systems showed that the presented methodology is efficient in dampening the local and inter-area oscillation modes, quickly stabilizing the system in the event of a small disturbance when compared to the stabilizer of classic power systems. In addition to the traditional design using frequency techniques, genetic algorithms made it possible to obtain the stabilizer parameters and define a region for the partial eigenstructure assignment in order to minimize the effort from the controller, enabling its implementation for larger systems.

Keywords: Stability, Electrical power systems, Small disturbances, Eigenvalue assignment, Linear feedback control.

SUMÁRIO

Capítulo 1—INTRODUÇÃO	1
1.1 DEFINIÇÃO DO PROBLEMA	1
1.2 TRABALHOS RELACIONADOS	2
1.3 MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS	3
1.4 ORGANIZAÇÃO DA TESE	4
1.5 LISTA DE PUBLICAÇÕES	5
1.5.1 Produções Científicas Associadas a Este Trabalho	5
Capítulo 2—ESTABILIDADE A PEQUENOS SINAIS EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA	9
2.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS	9
2.1.1 Natureza das Oscilações Eletromecânicas	10
2.1.2 Modos de Oscilação	10
2.1.2.1 Modos locais:	10
2.1.2.2 Modos Interáreas:	11
2.1.2.3 Modos Intra-área:	11
2.1.2.4 Modos Intraplanta:	12
2.2 ANÁLISE MODAL APLICADA EM SISTEMAS DE POTÊNCIA	12
2.2.1 Autovalores e Autovetores	14
Capítulo 3—MODELAGEM DINÂMICA DE SISTEMAS DE POTÊNCIA	19
3.1 MODELO DE HEFFRON-PHILLIPS	19
3.2 EQUILÍBRIO DINÂMICO ENTRE TORQUES	21
3.2.1 Torque Sincronizante	22
3.2.2 Torque de Amortecimento	22
3.3 EXCITAÇÃO DOS GERADORES	23

3.4	MODELO DE CARGA-FREQUÊNCIA	24
3.4.1	Modelo de Sistema com Áreas Interligadas	24
Capítulo 4—ESTABILIZADOR DE SISTEMA DE POTÊNCIA		27
4.1	CONCEITOS INICIAIS	27
4.2	OBJETIVOS DE DESEMPENHO	31
4.2.1	Limites de Estabilidade a Pequenos Sinais	31
4.2.2	Conceitos de Sintonização	31
Capítulo 5—PROBLEMA DE AUTOVALOR		33
5.1	FORMULAÇÃO DO PROBLEMA DE AUTOVALOR	33
5.1.1	Alocação Parcial de Autovalores	34
5.1.2	Projeto do Observador de Estados	36
Capítulo 6—METODOLOGIA		39
6.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS	39
6.2	PROJETO DE ESP E PEVA APLICADO AO MODELO DE HEFFRON-PHILLIPS	39
6.2.1	Projeto de Estabilizadores de Sistemas de Potência	39
6.2.1.1	Sintonia do ESP Através do Método de Ajuste de Fase:	42
6.2.1.2	Sintonia do ESP Utilizando Algoritmos Genéticos:	45
6.2.2	Procedimentos para Alocação Parcial de Autoestrutura	48
6.3	PROCEDIMENTOS PARA A PEVA BASEADA EM OBSERVADORES DE ESTADO	52
6.3.1	Projeto para PEVA	53
6.3.2	Projeto do Observador de Estados	56
Capítulo 7—RESULTADOS E DISCUSSÕES		59
7.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS	59
7.2	SISTEMA DE HEFFRON-PHILLIPS	59
7.3	SISTEMA TESTE CONTENDO TRÊS ÁREAS INTERLIGADAS	62
7.4	SISTEMA DE NEW ENGLAND/NEW YORK	65

7.4.1	Sistema de New England/New York sem ESP	66
7.4.2	Sistema de New England/New York com ESP	67
7.4.3	Sistema de New England/New York com PEVA Baseada em Ob- servador de Estados	69
Capítulo 8—CONCLUSÕES		77
Apêndice A—DADOS DO MODELO DE HEFFRON-PHILLIPS		79
A.1	Cálculo das contantes de Heffron-Phillips	79
A.2	Dados do Modelo de Heffron-Phillips	81
Apêndice B—DADOS DO SISTEMA DE TRÊS ÁREAS INTERLIGADAS		83
B.1	Parâmetros do Modelo de Três Áreas Interligadas	83

LISTA DE FIGURAS

2.1	Áreas de controle de transmissão brasileiras.	11
3.1	Máquina conectada a uma barra infinita.	19
3.2	Modelo linearizado de Heffron-Phillips.	20
3.3	Diagrama de blocos da equação de oscilação da máquina síncrona.	21
3.4	Regulador de tensão de primeira ordem.	24
3.5	Diagrama de blocos do sistema de três áreas.	25
4.1	Função de transferência - $GEP(s)$ do modelo com máquina síncrona conectada a um barramento infinito.	28
4.2	Diagrama esquemático incluindo a ação do ESP.	29
5.1	Diagrama de blocos com observador de ordem plena.	37
6.1	Modelo linearizado de Heffron-Phillips com regulador PI	41
6.2	Respostas em frequência $\Delta V_t/\Delta V_{ref}$ e $\Delta T_e/\Delta V_{ref}$	42
6.3	Modo local de oscilação	42
6.4	Variação do ângulo de carga a um sinal senoidal com frequência variável para o sistema sem ESP.	43
6.5	Comportamento do ângulo de carga $\Delta\delta$ para uma entrada senoidal com amplitude 0,01 p.u. e frequência angular de 6,42rad/s.	43
6.6	Comportamento do ângulo de carga $\Delta\delta$ para uma entrada senoidal com amplitude 0,01 p.u. e frequência de 60 Hz.	44
6.7	Variação na tensão terminal para carregamento de 0,2 a 0,8 p.u.	44
6.8	Fases das respostas em frequência $\Delta e_t/\Delta e_{ref}$, ESP_ω e soma das fases	45
6.9	Esquema básico de um AG.	46
6.10	Cruzamento de um único ponto.	46
6.11	Ilustração do processo de mutação em um AG.	47
6.12	Fluxograma do AG implementado.	49

6.13	Convergência do AG para obtenção dos parâmetros do ESP.	50
6.14	Convergência do AG para obtenção das novas posições para alocação dos autovalores para o sistema de Heffron-Phillips.	53
6.15	Autovalores do sistema teste de três áreas sem realimentação.	54
6.16	Convergência do AG para obtenção das novas posições para alocação dos autovalores para o sistema teste de três áreas.	56
7.1	Comportamento da tensão terminal a um distúrbio de 0,01 <i>p.u.</i> na referência de tensão com $P = 0,8$ <i>p.u.</i>	60
7.2	Comportamento da tensão terminal a um distúrbio de 0,01 <i>p.u.</i> na referência de tensão com $P = 0,2$ <i>p.u.</i>	61
7.3	Comportamento da tensão terminal a um distúrbio de 0,01 <i>p.u.</i> na referência de tensão com $P = 0,4$ <i>p.u.</i>	61
7.4	Comportamento da tensão terminal a um distúrbio de 0,01 <i>p.u.</i> na referência de tensão com $P = 0,6$ <i>p.u.</i>	62
7.5	Comportamento de $\Delta\delta$ a um sinal senoidal com frequência angular de 6,42 <i>rad/s</i> para o sistema sem ESP, com ESP por ajuste de fase, com ESP utilizando GA e com PEVA	62
7.6	Comportamento de $\Delta\delta$ a um sinal senoidal com frequência de 60 <i>Hz</i> para o sistema sem ESP, com ESP por ajuste de fase, com ESP utilizando GA e com PEVA	63
7.7	Autovalores do sistema teste de três áreas sem realimentação e com PEVA.	63
7.8	Resposta ao degrau unitário.	64
7.9	Sinal de controle para o sistema de três áreas.	65
7.10	Estados do sistema vs. Estados observados.	65
7.11	Sistema de New England/New York.	66
7.12	Autovalores do sistema de New England/New York em malha aberta.	67
7.13	Autovalores do sistema de New England/New York em malha aberta e com ESP em G1 a G12.	68
7.14	Convergência do AG para obtenção das novas posições para alocação dos autovalores para o sistema de New England/New York.	70
7.15	Autovalores do sistema de New England/New York em malha aberta e com PEVA.	70
7.16	Comparação entre o escorregamento relativo do modelo linear e não-linear para G2, G9 e G15.	72

7.17	Escorregamento relativo para G2, G9 e G15 em malha aberta, com ESP e com PEVA mais observador, respectivamente.	72
7.18	Sinal de controle do sistema com PEVA mais observador.	73
7.19	Estados do sistema de New England/New York com ESPs.	73
7.20	Estados observados do sistema de New England/New York com PEVA mais Observador.	74
7.21	Escorregamento relativo, com erro de 0,5% adicionado ao modelo, para G2, G9 e G15 em malha aberta, com ESP e com PEVA mais observador, respectivamente.	74
7.22	Sinal de controle do sistema, com erro de 0,5% adicionado ao modelo, para PEVA mais observador.	75

LISTA DE TABELAS

6.1	Autovalores do sistema da Figura 6.1	51
6.2	Autovalores do sistema da Figura 6.1 para $P = 0,8 p.u.$ antes e após a alocação parcial	52
6.3	Autovalores do sistema da Figura 3.5 sem realimentação e através da PEVA.	55
7.1	Autovalores do sistema da Figura 6.1 para $P = 0,8 p.u.$ sem realimentação, com ESP sintonizado por meio do ajuste de fase, com ESP sintonizado através de AG e com PEVA.	60
7.2	Modos eletromecânicos em malha aberta.	68
7.3	Modos eletromecânicos do sistema com ESP.	69
7.4	Modos eletromecânicos do sistema com PEVA.	71
A.1	Parâmetros do modelo de Heffron-Phillips.	81
A.2	Parâmetros do modelo de Heffron-Phillips no estudo da influência do carregamento no sistema.	81
A.3	Dados do sistema de excitação.	81

LISTA DE ABREVIATURAS

AG	Algoritmo Genético
ERA	<i>Eigensystem Realization Algorithm</i>
ESP	Estabilizador de Sistema de Potência
FACTS	<i>Flexible AC Transmission Systems</i>
IC	Inteligência Computacional
LQG	<i>Linear Quadratic Gaussian</i>
MOE	Modos de Oscilação Eletromecânica
PEVA	<i>Partial Eigenvalue Assignment</i>
POD	<i>Power Oscillation Damping</i>
RAT	Regulador Automático de Tensão
SDC	<i>Supplementary Damping Controller</i>
SEP	Sistemas Elétricos de Potência
WAMS	<i>Wide Area Measurement Systems</i>

Capítulo

1

INTRODUÇÃO

1.1 DEFINIÇÃO DO PROBLEMA

Impulsionadas por restrições econômicas, pela minimização dos impactos ambientais e por avanços tecnológicos, as concessionárias de energia elétrica buscam maximizar a utilização de suas instalações, satisfazendo a crescente demanda de energia elétrica com qualidade, 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 de diversos tipos de equipamentos com comportamento dinâmicos diferentes.

O método mais eficaz para solucionar o problema da crescente demanda de carga é através da construção de novas linhas de transmissão e usinas geradoras, no entanto, o aumento do custo e das restrições ambientais dificultam este superdimensionamento. Desta forma, se faz necessário operar o sistema com margens de estabilidade cada vez mais estreitas, o que em determinadas situações pode ameaçar uma operação segura do sistema elétrico (Furini; Araujo, 2008; Ferreira, 2005).

O sistema de potência pode ser levado a uma condição oscilatória devido algumas condições, sejam elas: faltas que eventualmente ocorrem em seus componentes ou através de pequenas variações de carga que ocorrem ao longo do tempo (comuns na operação normal do sistema). Além disso, há o surgimento de oscilações de pequena magnitude e baixa frequência devido às características naturais dos sistemas de potência (linhas de transmissão extremamente longas, geração distante dos centros de carga, carregamento elevado, sistemas operando de forma interligada, por exemplo) e também aos seus controladores automáticos, que atuam para manter as variáveis dentro de limites especificados (Hannan et al., 2018; Furini; Araujo, 2008).

Com o intuito de minimizar o efeito das oscilações de baixa frequência, nas últimas décadas tornou-se bastante comum a utilização do Estabilizador de Sistema de Potência (ESP), cuja finalidade é gerar um sinal estabilizante adicional no sistema de excitação dos geradores. Estes estabilizadores são, em geral, constituídos por circuitos de controle

avanço-atraso, corrigindo a fase dos sinais estabilizantes e modulando a tensão de referência dos Reguladores Automáticos de Tensão (RATs) com o objetivo de introduzir torque de amortecimento aos modos de oscilação (Rahmatian; Seyedtabaii, 2019; Ekinici; Demiroren; Hekimoglu, 2019; Peres; Júnior; Filho, 2018; Hannan et al., 2018; Kumar, 2015).

O ESP pode amortecer os Modos de Oscilação Eletromecânica (MOE) do tipo local, que correspondem às oscilações de máquinas localizadas em uma determinada estação geradora com relação ao restante do sistema de potência, cuja frequência de oscilação está compreendida entre 0,8 a 2 Hz, de forma efetiva, através de sinais locais de variáveis como a velocidade do rotor e a potência ativa dos geradores associados. No entanto, a eficácia nos MOE do tipo interárea, produzidos por várias máquinas de uma área oscilando contra máquinas em outras áreas, caracterizadas por frequências inferiores a 0,8 Hz, é reduzida. O fato do ESP não amortecer de maneira efetiva as oscilações do tipo interárea ocorre devido à falta de observabilidade correspondente dos sinais locais do gerador (Nie et al., 2019; Dash; Patnaik; Mishra, 2018; Silva Filha, 2017; Sulaiman et al., 2016; Yao et al., 2010).

Com o objetivo de obter um torque de amortecimento em sistemas multimáquinas que seja capaz de amortecer, eficientemente, tanto MOE do tipo local quanto interárea, diversas metodologias de controle foram adotadas.

1.2 TRABALHOS RELACIONADOS

Em Nie et al. (2019), Prakash, Singh e Mohanty (2019), Sarkar e Subudhi (2019), Patel, Ghosh e Folly (2018), Khosravi-Charmi e Amraee (2018), Ke e Chung (2016), Chompoobutrgool, Vanfretti e Ghandhari (2011) e Xia et al. (2009), foram propostos ESPs utilizando sinais remotos obtidos através dos sistemas *Wide Area Measurement Systems* (WAMS), de modo a permitir a implementação de controladores globais. Para o monitoramento de área ampla, as unidades de medição fasorial registram e comunicam com GPS sincronizado com alta taxa de amostragem. Dados dinâmicos do sistema de potência de área ampla garantem a observabilidade para os MOE do tipo interárea e os sinais de realimentação melhoram o controle dessas oscilações em sistemas de potência de larga escala. No entanto, existem algumas questões preocupantes para esta metodologia, tais como: projeto do controlador, escolha de sua localização e dos sinais de entrada, além do atraso e da confiabilidade para o controlador global.

Em Miotto et al. (2018), Fortes et al. (2018), Cordero Bautista e Bueno de Araujo (2018), Martins et al. (2017) e Hasanvand et al. (2016), foram apresentados trabalhos utilizando controladores ESPs e *Flexible AC Transmission Systems* (FACTS)/*Power Oscillation Damping* (POD) de forma coordenada, permitindo a obtenção de amortecimento adequado para os MOE do tipo local e interárea. Verificou-se que os ESP foram eficazes no amortecimento das oscilações do modo local, enquanto o conjunto FACTS/POD operou amortecendo principalmente os modos interáreas. Metaheurísticas foram utilizadas para obtenção dos parâmetros dos controladores de amortecimento suplementares.

Considerando a dificuldade em amortecer de maneira efetiva as oscilações do tipo interárea, outras metodologias surgiram. Em Wilches-Bernal, Byrne e Lian (2019), uma pesquisa foi desenvolvida utilizando cargas no lado da demanda do sistema para auxiliar no amortecimento dos MOE do tipo interárea. No método proposto, as cargas são atribuídas a um *cluster* agregado, cuja demanda é modulada para amortecimento de oscilações. A ação de controle do *cluster* de carga é obtida de uma estratégia de controle de realimentação de saída ideal. Já em Lian et al. (2018, 2017), é desenvolvido um controle de área ampla no lado da demanda para modular diretamente a potência real das cargas do usuário final para mitigação de oscilação.

Em Dobrowolski et al. (2018) é apresentada uma abordagem de controle *Linear Quadratic Gaussian* (LQG) para amortecer os MOE do tipo interárea, a qual é acoplada com um *Eigensystem Realization Algorithm* (ERA) dinâmico. Embora esses dois conceitos estejam bem documentados na literatura, a novidade do trabalho apresentado é sua combinação resultando em um controlador de amortecimento rápido e eficaz. No entanto, devido o controle proposto requerer o conhecimento do vetor de estados do sistema, é suposto que não existem modos não-observáveis para o sistema considerado.

Em Ke, Chung e Xue (2011) um índice de desempenho baseado em autoestrutura é proposto para verificar o comportamento dinâmico do sistema, bem como os esforços de controle. Um esquema de sintonia com base neste índice é proposto para coordenar ESP e *Supplementary Damping Controller* (SDC) para dispositivos FACTS para amortecer os MOE do tipo interárea dos sistemas e otimizar seus esforços de controle sob múltiplas condições de operação. Além disso, sinais de área ampla são empregados para atualizar sua eficácia no amortecimento de oscilações interáreas. Índices de desempenho dinâmico empregando alocação de autoestrutura também é utilizado em Moraes (2019) para realizar a sintonia de ESP e de controladores automáticos de potência reativa/fator de potência para geradores síncronos distribuídos.

1.3 MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS

A realimentação de estados é uma abordagem interessante para atingir os requisitos de controle em sistemas oscilatórios. Dentre eles está a Alocação Parcial de Autoestrutura (*Partial Eigenstructure Assignment* - PEVA), que é um método atrativo quando se trata de sistemas com dimensão elevada. Neste caso, o projetista fornece a posição de um pequeno número de autovalores indesejáveis, por exemplo, que são mal amortecidos, preservando o restante deles - a chamada alocação sem espalhamento (*no spillover*) (Datta, 2010; Araújo, 2017). Assim, o objetivo da PEVA é obter os ganhos de realimentação que alocam a parte indesejada do espectro em sua nova posição. No entanto, quando se trata de sistemas de potência de grande porte, além do custo, muitas variáveis de estado não estão disponíveis para medição, sendo necessário a utilização de observadores para estimá-las (Dev; Léchappé; Sarkar, 2019; Shoukry et al., 2018; Tsai et al., 2018; Hussein; Salih; Ghasm, 2017; Rinaldi; Cucuzzella; Ferrara, 2017). Os estados observados do sistema de potência são usados diretamente como entrada para o controlador, de modo que

a lei de controle não precisa ser expressa em termos das variáveis medidas.

Durante a operação de um sistema de energia elétrica interligado, alguns fatos importantes devem ser considerados, como a determinação do espectro e análise dos modos dominantes do sistema quando certos componentes são desconectados (linhas de transmissão com reparos ou emergências, desconexão de rotina, falhas em blocos de potência ou interrupções em componentes vitais). Nessas situações, a estrutura e a dinâmica muda e, como consequência, as características espectrais do sistema também são alteradas (Misrikhanov; Ryabchenko, 2006). Na maioria dessas situações apresentadas, um pequeno número de autovalores, responsáveis pela instabilidade e por outros fenômenos indesejados, precisam ser realocados. Portanto, uma alocação completa de autovalores é desnecessária, evitando-se que o projeto seja demasiadamente complicado.

Com base no exposto, o principal objetivo deste trabalho é utilizar a PEVA baseada em observadores de estado para amortecer, de maneira efetiva, todos os MOE de um sistema de potência multimáquinas, sobretudo aqueles relacionados aos modos do tipo local e interárea. A metodologia adotada tem como principal vantagem depender apenas da controlabilidade e observabilidade parcial dos MOE selecionados, facilitando dessa forma a sua empregabilidade.

Especificamente, numa primeira etapa, é realizada uma análise comparativa do sistema utilizando o ESP e a PEVA para a solução do problema de amortecimento de oscilações eletromecânicas em um sistema de potência representado por uma máquina síncrona conectada a um barramento infinito. Algoritmos Genéticos (AGs) foram utilizados para a obtenção dos parâmetros do ESP e da nova alocação da autoestrutura. Em seguida, foi realizado o projeto da PEVA baseada em observadores de estado para amortecer os MOE do tipo local e interárea em sistemas de potência multimáquinas.

1.4 ORGANIZAÇÃO DA TESE

Além desta introdução, esta tese encontra-se organizada da seguinte forma:

Capítulo 2 – É realizada a fundamentação teórica à respeito da estabilidade a pequenos sinais dos sistemas de potência, e discorre sobre a análise modal nestes sistemas.

Capítulo 3 – Apresenta-se os modelos dinâmicos dos sistemas de potência utilizados neste trabalho.

Capítulo 4 – Expõe-se os conceitos básicos para se compreender o funcionamento e os métodos de ajuste dos ESPs.

Capítulo 5 – Discute-se sobre a formulação do problema de autovalor e explana a respeito da PEVA e dos observadores de estado, ambos aplicados em SEP.

Capítulo 6 – É apresentada a metodologia proposta neste trabalho. A princípio é realizado o projeto do ESP clássico sintonizado por meio de técnicas frequenciais, em seguida AGs são utilizados para a seleção dos parâmetros do ESP e para determinar

a nova posição da autoestrutura no projeto da PEVA. Os efeitos dos controladores são exibidos em um SEP representado por uma máquina síncrona conectada a um barramento infinito. Posteriormente, o projeto da PEVA é feito com uma abordagem através de observadores de estado, e então é aplicado a um sistema teste de três áreas interligadas.

Capítulo 7 – Exibe os resultados obtidos no Capítulo 6 e também em consideração ao sistema multimáquinas de New England/New York. É realizada uma análise comparativa do sistema de New England/New York operando sem controlador, com ESPs utilizados no *report* do IEEE e através da PEVA empregando uma abordagem por meio dos observadores de estado.

Capítulo 8 – Expõe as considerações finais sobre o trabalho e as sugestões a respeito da continuidade da pesquisa.

Apêndice A – Apêndice contendo os dados do gerador do sistema com máquina síncrona conectada a um barramento infinito.

Apêndice B – Apêndice contendo os dados do gerador do sistema teste de três áreas interligadas.

Referências Bibliográficas – São apresentadas as referências bibliográficas utilizadas na tese.

1.5 LISTA DE PUBLICAÇÕES

1.5.1 Produções Científicas Associadas a Este Trabalho

1. Erick Baleeiro da Silva, José Mário de Araújo, Kleymilson do Nascimento Souza. DESIGN OF POWER SYSTEM STABILIZERS USING GENETIC ALGORITHMS. XL Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering - CILAMCE. 2019. Natal - RN (Publicado).

Resumo:

Impulsionadas pela crescente demanda de energia elétrica, a interligação de Sistemas Elétricos de Potência é cada vez maior. Com isso, é necessário operar o sistema com margens de estabilidade cada vez mais estreitas o que origina interações de diversos equipamentos com comportamentos dinâmicos diferentes. O SEP pode ser levado a uma condição oscilatória no sistema através de influências como: variações de carga, retirada de equipamentos para manutenção ou interrupções eventuais na rede. Além disso, há o surgimento de oscilações de pequena magnitude e baixa frequência devido às características naturais dos sistemas de potência, tais como: linhas de transmissão extremamente longas, geração distante dos centros de carga, sistemas operando de forma interligada e devido aos seus controladores automáticos que atuam para manter as variáveis dentro de limites especificados. Com o intuito

de minimizar as oscilações indesejáveis, nas últimas décadas tornou-se comum a utilização do chamado Estabilizador de Sistemas de Potência (ESP), que busca gerar um sinal estabilizante adicional no sistema de excitação dos geradores. Sinais derivados da velocidade angular da máquina síncrona, da potência ou da frequência elétrica terminal podem ser utilizados para índice de desempenho. Estes estabilizadores são, em geral, constituídos por circuitos de controle que modulam a tensão de acordo com a referência dos reguladores, com o objetivo de introduzir um torque de amortecimento nas oscilações indesejadas. Este trabalho busca mostrar uma metodologia baseada em Inteligência Computacional (IC) com uso de Algoritmos genéticos, que foram aplicadas aos ESP. A metodologia buscou fazer a sintonia dos parâmetros do estabilizador usando a velocidade do eixo como índice de desempenho. A avaliação do controle foi efetuada a partir de simulações computacionais aplicados a um modelo típico de gerador conectado a um SEP, representado por um barramento infinito. Os resultados obtidos pela técnica de IC são comparados com técnicas de projetos em frequência, mostrando a eficiência da metodologia proposta para sintonia do estabilizador em condições adversas de operação.

Palavras-chave - Estabilidade, Sistemas elétricos de potência, Inteligência computacional, Algoritmos genéticos, Controle por realimentação linear.

2. Erick Baleeiro da Silva, José Mário de Araújo. ELECTRICAL POWER SYSTEMS' STABILIZATION USING PARTIAL ALLOCATION OF EIGENVALUES. 13H Latin-American Congress on Electricity Generation and Transmission - CLAGTEE. 2019. Santiago do Chile (Publicado).

Resumo:

O presente trabalho propõe a aplicação de técnicas de controle utilizando o método de alocação parcial de autovalores para amortecer oscilações eletromecânicas de pequena magnitude e baixa frequência em Sistemas Elétricos de Potência. A metodologia adotada utiliza uma abordagem através de sistemas de segunda ordem e do autovalor quadrático para realizar a alocação de uma parte indesejada do espectro por controle de realimentação, deixando o excedente invariante. O desempenho do controle foi avaliado a partir de simulações computacionais aplicado a um modelo típico de gerador conectado a um SEP, representado por um barramento infinito. Os resultados obtidos demonstraram a eficiência da alocação para diversas condições de operação e um estudo comparativo com um estabilizador convencional foi realizado.

Palavras-chave - Estabilidade, Sistemas elétricos de potência, Pequenos distúrbios, Realimentação de estados, Controle por realimentação linear.

3. Erick Baleeiro da Silva, José Mário de Araújo. DAMPING POWER SYSTEM OSCILLATIONS IN MULTIMACHINE SYSTEM: A PARTIAL EIGENSTRUCTURE ASSIGNMENT PLUS STATE OBSERVER APPROACH. International Journal of Innovative Computing, Information and Control - IJICIC (Aceito para publicação).

Resumo:

Neste estudo, uma alocação parcial de autoestrutura (PEVA) é aplicada ao amortecimento de pequenas, às vezes perigosas, oscilações eletromecânicas de baixa frequência em sistemas de potência utilizando conexão multimáquinas. A abordagem baseia-se na alocação do espectro sem espalhamento, e um projeto ótimo é desenvolvido usando técnicas de algoritmo genético (GA). Como a ordem do sistema pode ser maior no caso geral, os observadores de estado são empregados para estimar o estado do sistema e oferecer uma implementação viável na prática. Exemplos de simulação mostram que a aplicação do método é eficiente com relação ao amortecimento dos modos de oscilação local e interáreas, além de estabilizar rapidamente o sistema no caso de uma pequena perturbação, em comparação com um estabilizador clássico do sistema de potência (PSS). O GA tornou possível definir uma região para a PEVA, empregando observadores de estado, sem exigir um esforço significativo do controlador, possibilitando sua implementação em sistemas maiores.

Palavras-chave - Estabilidade, Sistemas elétricos de potência, Pequenos distúrbios, Alocação de autovalores, Algoritmos genéticos.

4. Erick Baleeiro da Silva, José Mário de Araújo. APPLICATION OF PARTIAL EIGENVALUE ASSIGNMENT TECHNIQUES TO DAMPEN ELECTROMECHANICAL OSCILLATIONS IN MULTI-MACHINE POWER SYSTEMS. International Journal of Emerging Electric Power Systems - IJEEPS (Submetido para publicação).

Resumo:

A Alocação Parcial de Autovalores (PEVA) é uma técnica de controle que vêm sendo extensivamente utilizada no Controle Ativo de Vibrações - AVC em estruturas mecânicas, pois tem a vantagem de tirar proveito de propriedades exploráveis do ponto de vista computacional, tais como o sistema ter matrizes definidas ou semidefinidas, esparsas ou tridiagonais, requisitos desejáveis em computação envolvendo dimensões elevadas. O presente artigo tem por finalidade estender a área de atuação da PEVA, aplicando-a para amortecer oscilações eletromecânicas de pequena magnitude e baixa frequência em sistemas de potência multimáquinas. A metodologia adotada utiliza uma abordagem através de sistemas de segunda ordem e do autovalor quadrático para realizar a alocação de uma parte indesejada do espectro através do controle de realimentação, deixando o excedente invariante. O desempenho do controle foi avaliado a partir de simulações computacionais aplicadas a um sistema típico contendo 68 barras, 16 geradores e 5 áreas. A qualidade da

solução é ilustrada por meio de gráficos dos mode-shapes e tabelas de comparação dos autovalores.

Palavras-chave - Estabilidade, Sistemas elétricos de potência, Pequenos distúrbios, Alocação de autovalores, Controle por realimentação linear.

ESTABILIDADE A PEQUENOS SINAIS EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA

2.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

A estabilidade de SEP refere-se à capacidade que esses sistemas possuem de se manter em equilíbrio, para uma determinada condição inicial de operação, após serem submetidos a distúrbios ou perturbações, de modo que a sua integridade seja preservada (Peres; Júnior; Filho, 2018; Kundur et al., 2004). Os sistemas de potência estão sujeitos a uma ampla gama de distúrbios, pequenos e grandes. Pequenos distúrbios na forma de mudanças de carga ocorrem continuamente, e o sistema deve ser capaz de se ajustar às condições variáveis e operar satisfatoriamente.

A análise da estabilidade do sistema na ocorrência de perturbações de larga escala refere-se ao estudo da estabilidade transitória. Todavia, quando estes sistemas são submetidos a pequenos distúrbios, o estudo é denominado de estabilidade a pequenos sinais, que representa o problema tratado neste trabalho. Matematicamente, uma perturbação ou distúrbio é considerada pequena se as equações que descrevem o comportamento do sistema puderem ser linearizadas (Gomes Jr et al., 2018).

A estabilidade a pequenos sinais está relacionada à estabilidade do ângulo do rotor, que envolve oscilações eletromecânicas de baixa frequência inerentes ao sistema elétrico. Tais oscilações são causadas pelo desbalanço entre o torque mecânico de entrada e o torque elétrico de saída resultante de uma perturbação, causando aceleração ou desaceleração dos rotores de uma ou mais máquinas do sistema elétrico. Essa perda de sincronismo entre os geradores pode limitar a transferência de potência entre as barras do sistema, além de poder levar o sistema a uma condição de instabilidade (Kundur, 1994).

Deste modo, se faz necessário identificar os MOE associadas ao sistema. Isso pode ser feito analisando os modos (autovalores) relacionados às equações que descrevem essas oscilações.

2.1.1 Natureza das Oscilações Eletromecânicas

Considerando um sistema com uma equação diferencial de ordem n , supondo que existem n autovalores distintos $\lambda_i, i = 1, \dots, n$, a solução do sistema tem a seguinte característica:

$$y(t) = \sum_{i=1}^n c_i e^{\lambda_i t} + f(t), \quad (2.1)$$

em que $f(t)$ depende da entrada.

Cada exponencial $e^{\lambda_i t}$ é denominada “modo” do sistema associado ao autovalor λ_i . Para autovalores complexos conjugados, na forma $\lambda_i = \alpha_i \pm j\omega_i$, o par de exponenciais associados a esses autovalores dão origem a um “modo oscilatório”, na forma $e^{\alpha_i t} \text{sen}(\omega_i t + \theta)$ (Silva Filha, 2017).

Um fator de amortecimento ζ é associado à cada autovalor, e é determinado pela seguinte equação:

$$\zeta(\lambda_i) = \frac{-\alpha_i}{\sqrt{\alpha_i^2 + \omega_i^2}} \quad (2.2)$$

que representa a taxa de decaimento ou crescimento da amplitude das oscilações de um dado modo de resposta.

Os principais modos para o estudo de estabilidade a pequenas perturbações são aqueles associados às oscilações dos rotores das máquinas síncronas, conhecidos como MOE. Estes modos são classificados conforme a sua frequência de oscilação, por exemplo: modos locais, modos interáreas, modos intra-área e modos intraplanta, sendo os de maior interesse os modos locais e interáreas (Group et al., 2014; Larsen; Swann, 1981; Silva Filha, 2017).

A seguir é realizada uma descrição geral de tais modos.

2.1.2 Modos de Oscilação

2.1.2.1 Modos locais: O modo local é caracterizado por oscilações eletromecânicas de uma ou algumas máquinas em conjunto conectadas a um sistema comparativamente muito grande através linhas de transmissão fracas (longas linhas de transmissão com reatância elevada), o que prejudica a transferência de potência entre as barras do sistema. Este modo é caracterizado por oscilações no ângulo de carga do gerador (ou dos geradores da usina) quando ocorre uma variação de potência na linha que conecta a máquina ao sistema. Usualmente, modelos de máquinas síncronas conectadas a um barramento infinito, através de uma impedância externa, são utilizados para estudo e compreensão destes modos (Mota, 2010; Larsen; Swann, 1981).

O cenário crítico destes modos ocorre, principalmente, em situações cujas máquinas são conectadas ao sistema através de longas linhas de transmissão e operam com carga próxima à nominal. Esta configuração é comum em usinas distantes uma das outras e dos centros de carga. Sistemas de excitação estática com taxa de resposta elevada podem tornar esses modos instáveis. O modo local é, usualmente, fortemente controlável e observável em um único gerador, e sua frequência natural está tipicamente compreendida entre 0,8 a 2 Hz (Silva Filha, 2017).

2.1.2.2 Modos Interáreas: O modo interárea ocorre quando um grupo de máquinas, que compõem as diversas áreas de controle de um sistema interligado, oscilam entre si. A potência transferida pelas linhas que conectam ambas as áreas varia enquanto o ângulo de carga das muitas máquinas oscila. A Figura 2.1 mostra parte do sistema de potência brasileiro. Oscilações interáreas seriam percebidas, por exemplo, como variações indesejadas no fluxo de potência nas linhas de 500kV da interligação Norte/Sudeste que conecta Serra da Mesa à Gurupi.

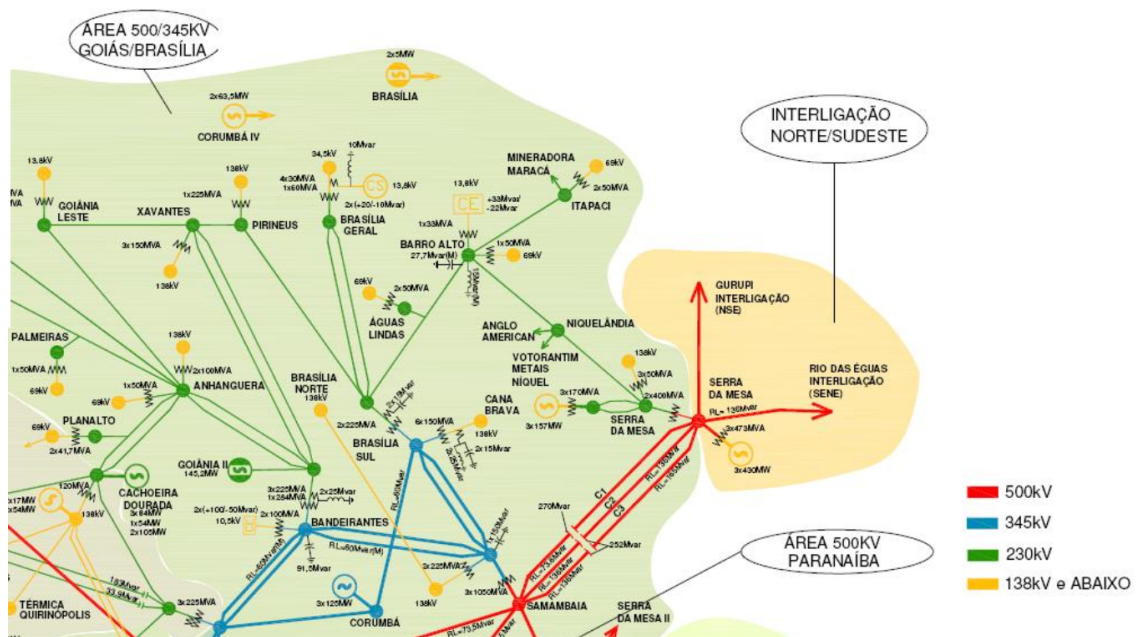


Figura 2.1 – Áreas de controle de transmissão brasileiras.

Fonte: (Mota, 2010)

As oscilações de modo interárea possuem frequência natural de oscilação tipicamente compreendida entre 0,1 a 0,7 Hz e são caracterizadas por oscilações entre grandes regiões do sistema, compostas por muitos geradores e interligadas por linhas de transmissão fracas (Ferreira, 2005).

2.1.2.3 Modos Intra-área: São os modos correspondentes à interação entre geradores de uma mesma área. Geralmente são tratados como modos locais devido sua

frequência natural de oscilação estar compreendida no mesmo intervalo destes modos. No entanto, os modos intra-área possuem características distintas de controlabilidade e observabilidade (Silva Filha, 2017).

2.1.2.4 Modos Intraplanta: Os modos intra-planta ocorrem entre máquinas de uma mesma usina na faixa de frequências entre 1,5 a 2,5 *Hz*. Esses modos, apesar de serem suficientemente amortecidos em situações normais, pode deteriorar com a aplicação de ESPs mal projetados ou mal ajustados. Para o estudo de sistemas de potência de grande porte, não consideramos esses modos, pois cada central de geração é representada através de um gerador equivalente.

Ainda existem outros modos críticos, como os modos de excitação, que estão associados aos sistemas de excitação dos geradores cujos amortecimentos se deterioram com o ajuste dos parâmetros dos ESPs (Larsen; Swann, 1981). Outros modos relevantes são os modos torsionais, que ocorrem entre os diversos elementos girantes de uma unidade geradora, tais como: rotor do gerador, rotor da excitatriz rotativa, eixos, turbinas de baixa e de alta pressão. As oscilações torsionais são especialmente problemáticas em turbogeradores, tendo um amortecimento natural muito baixo (Mota, 2010).

2.2 ANÁLISE MODAL APLICADA EM SISTEMAS DE POTÊNCIA

Os SEP podem ser considerados, sob ponto de vista de controle, como sistemas dinâmicos não-lineares variantes no tempo. Contudo, quando estes sistemas são submetidos a pequenas perturbações, que provocam pequeno desvio em torno de seu estado operativo inicial, é verossímil analisá-los por meio de uma aproximação linear em torno da condição de operação em regime permanente. A partir do modelo linearizado do sistema, as técnicas de análise de sistemas lineares se tornam uma ferramenta poderosa para compreender e analisar o comportamento das oscilações que surgem nos SEP (Kolhe et al., 2016; Chabane; Ladjici, 2016; Tang; Venayagamoorthy, 2015).

A **Análise Modal** permite verificar o comportamento do sistema através da análise dos autovalores da matriz de estados do sistema, linearizado em um ponto de operação particular. Um procedimento comum para a linearização consiste em desenvolver uma função não linear em uma série de Taylor em torno de um ponto de equilíbrio, desprezando os termos de ordem iguais ou superiores a dois.

Supõe-se que um modelo dinâmico não linear para um sistema de potência possa ser representado na seguinte forma:

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{x}}(t) &= f(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), t) \\ \mathbf{x}(t_0) &= \mathbf{x}_0\end{aligned}\tag{2.3}$$

Sendo que $\mathbf{x}(t)$ é um vetor de estados e $\mathbf{u}(t)$ é o vetor de entradas do sistema. Este sistema pode ser simplificado, pois as derivadas dos estados não são funções explícitas no

tempo (Kundur, 1994; Silva Filha, 2017), ficando da seguinte maneira:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) \quad (2.4)$$

Dada uma condição inicial $\mathbf{x}_0$, a saída do sistema pode ser representada em função da entrada e das variáveis de estado da seguinte forma:

$$\mathbf{y} = \mathbf{g}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) \quad (2.5)$$

$$\mathbf{y} = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \vdots \\ y_n \end{bmatrix}, \quad \mathbf{g} = \begin{bmatrix} g_1(x_1) \\ g_2(x_2) \\ \vdots \\ g_n(x_n) \end{bmatrix}$$

em que $\mathbf{y}$ representa o vetor de saídas e $\mathbf{g}$ corresponde ao vetor de funções não lineares, o qual relaciona as variáveis de entrada e estados com as saídas do sistema.

Considerando uma pequena perturbação Δ na entrada do sistema e em suas variáveis de estado, tem-se:

$$\begin{aligned} \mathbf{x} &= \mathbf{x}_e + \Delta \mathbf{x}, \\ \mathbf{u} &= \mathbf{u}_e + \Delta \mathbf{u} \end{aligned} \quad (2.6)$$

onde $\mathbf{x}_e$ e $\mathbf{u}_e$ são, respectivamente, os vetores das variáveis de estado e da entrada, ambos no estado de equilíbrio. Assim, a Eq.(2.4) pode ser reescrita como:

$$\dot{\mathbf{x}} = \dot{\mathbf{x}}_e + \Delta \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}[(\mathbf{x}_e + \Delta \mathbf{x}), (\mathbf{u}_e + \Delta \mathbf{u})] \quad (2.7)$$

Conforme destacado anteriormente, é possível expandir essa expressão em série de Taylor, desprezando os termos de ordem maior ou igual a dois, já que o desvio Δ considerado é relativamente pequeno, então:

$$\dot{x}_i \approx f_i(x_e, u_e) + \frac{\partial f_i}{\partial x_1} \Delta x_1 + \cdots + \frac{\partial f_i}{\partial x_n} \Delta x_n + \frac{\partial f_i}{\partial u_1} \Delta u_1 + \cdots + \frac{\partial f_i}{\partial u_m} \Delta u_m \quad (2.8)$$

em que $i = 1, 2, \dots, n$. Onde m corresponde ao número de entradas e n ao número de estados do sistema.

Como $\dot{x}_{ie} = f_i(x_e, u_e) = 0$, obtém-se:

$$\Delta \dot{x}_i \approx \frac{\partial f_i}{\partial x_1} \Delta x_1 + \cdots + \frac{\partial f_i}{\partial x_n} \Delta x_n + \frac{\partial f_i}{\partial u_1} \Delta u_1 + \cdots + \frac{\partial f_i}{\partial u_m} \Delta u_m \quad (2.9)$$

De igual forma, a saída pode ser descrita por:

$$\Delta y_j \approx \frac{\partial g_j}{\partial x_1} \Delta x_1 + \cdots + \frac{\partial g_j}{\partial x_n} \Delta x_n + \frac{\partial g_j}{\partial u_1} \Delta u_1 + \cdots + \frac{\partial g_j}{\partial u_r} \Delta u_r \quad (2.10)$$

em que $j = 1, 2, \dots, n$. Sendo r o número de saídas.

Com isto, para pequenos desvios, o sistema pode ser representado com o seguinte modelo:

$$\begin{aligned} \Delta \dot{\mathbf{x}} &= \mathbf{A} \Delta \mathbf{x} + \mathbf{B} \Delta \mathbf{u} \\ \Delta \mathbf{y} &= \mathbf{C} \Delta \mathbf{x} + \mathbf{D} \Delta \mathbf{u} \end{aligned} \quad (2.11)$$

Em que:

- $\mathbf{A}$ - matriz de estados com dimensão $n \times n$;
- $\mathbf{B}$ - matriz de controle ou de entrada com dimensão $n \times m$;
- $\mathbf{C}$ - matriz de saída com dimensão $r \times n$;
- $\mathbf{D}$ - matriz de transmissão direta com dimensão $r \times m$.

2.2.1 Autovalores e Autovetores

A matriz de estados do sistema linearizado fornece diversas informações a respeito do comportamento dinâmico do sistema através dos seus autovalores e autovetores. Um autovalor λ_i da matriz $\mathbf{A}$ e os seus autovetores à direita, $\mathbf{g}_i$, e à esquerda, $\mathbf{v}_i$, estão relacionados da seguinte maneira:

$$\begin{cases} \mathbf{A} \mathbf{g}_i = \mathbf{g}_i \lambda_i, & \mathbf{g}_i \neq 0 \\ \mathbf{v}_i^T \mathbf{A} = \lambda_i \mathbf{v}_i^T, & \mathbf{v}_i \neq 0 \end{cases} \quad (2.12)$$

em que $()^T$ significa a transposição de vetor ou matriz.

Da mesma forma que os estados de um sistema dinâmico não são uma escolha única, os autovetores também podem se relacionar através de uma constante arbitrária. Por isso, é natural que os autovetores sejam normalizados (Ferreira, 2005; Chen, 1998), de tal forma que a seguinte relação seja válida:

$$\mathbf{v}_i^T \mathbf{g}_j = \begin{cases} 1, & \text{se } i = j \\ 0, & \text{se } i \neq j \end{cases} \quad (2.13)$$

As características da matriz de estados $\mathbf{A}$ possui grande importância no comportamento dinâmico do sistema, e pode ser resumida da seguinte maneira (Ferreira, 2005; Kundur, 1994; Chen, 1998):

- a) Os autovalores da matriz $\mathbf{A}$ determinam a estabilidade do sistema no ponto de operação ou ponto de equilíbrio x_e e são subdivididos em autovalores reais e complexos. O primeiro corresponde aos modos não oscilatórios, enquanto o segundo ocorre em pares complexos conjugados e cada par corresponde a um modo oscilatório. O sistema será estável quando todos os seus autovalores tiverem parte real negativa.
- b) Os componentes do autovetor à direita, $\mathbf{g}_i$, determinam a intensidade com a qual cada modo está presente em cada variável de estado do sistema. É muito comum que o autovetor à direita seja referido também como *mode-shape* (Kundur, 1994; Chen, 1998). Os *mode-shapes* fornecem informações importantes na participação de uma máquina ou grupo de máquinas em um MOE específico. Através deles, é possível identificar qual a natureza da oscilação e quais máquinas do sistema estão oscilando com a mesma fase ou em oposição de fase entre si, o que provoca o desequilíbrio (Silva Filha, 2017).
- c) Os componentes do autovetor à esquerda, $\mathbf{v}_i$, determinam a influência das condições iniciais nos modos de oscilação.

Conforme expresso em Silva Filha (2017), assumindo as seguintes matrizes modais:

$$\mathbf{G} = \begin{bmatrix} g_1 & g_2 & \cdots & g_n \end{bmatrix} \text{ e } \mathbf{V}^T = \begin{bmatrix} v_1^T \\ v_2^T \\ \vdots \\ v_n^T \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

Caso todos os autovetores forem normalizados, então $\mathbf{v}_i^T \mathbf{g}_i = 1$, o que leva a seguinte equação:

$$\mathbf{V}_1^T = \mathbf{G}^{-1} \quad (2.15)$$

Sabe-se que a matriz de funções de transferência do sistema é:

$$\mathbf{T}(s) = \mathbf{C}(s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1}\mathbf{B} + \mathbf{D} \quad (2.16)$$

Através de uma transformação de similaridade, obtém-se:

$$\mathbf{\Lambda} = \mathbf{G}^{-1}\mathbf{A}\mathbf{G} \quad (2.17)$$

onde:

$$\mathbf{\Lambda} = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \lambda_n \end{bmatrix}_{n \times n} \quad (2.18)$$

considerando que os autovalores λ são distintos. Isto porque, geralmente, não se costuma observar autovalores múltiplos relacionados ao problema de estabilidade a pequenos sinais abordado neste trabalho. Logo, é possível definir uma função analítica f no espectro de $\mathbf{A}$ na forma (Chen, 1998; Silva Filha, 2017):

$$f(\mathbf{\Lambda}) = \mathbf{G}^{-1} f(\mathbf{A}) \mathbf{G} \quad (2.19)$$

Deste modo, para $f(\mathbf{A}) = (s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1}$, tem-se:

$$(s\mathbf{I} - \mathbf{\Lambda})^{-1} = \mathbf{G}^{-1}(s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1}\mathbf{G} \quad (2.20)$$

Substituindo a Eq.(2.15) em (2.20) e aplicando o resultado em (2.16) obtém a matriz de funções de transferência do sistema na representação de espaço de estados:

$$\mathbf{T}(s) = \mathbf{C}\mathbf{G}(s\mathbf{I} - \mathbf{\Lambda})^{-1}\mathbf{V}^T\mathbf{B} + \mathbf{D} \quad (2.21)$$

Considere os produtos matriciais $\mathbf{C}\mathbf{G}$ e $\mathbf{V}^T\mathbf{B}$ expressos nas seguintes formas:

$$\mathbf{C}\mathbf{G} = \begin{bmatrix} h_1 & h_2 & \cdots & h_n \end{bmatrix} \quad e \quad \mathbf{V}^T\mathbf{B} = \begin{bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ \vdots \\ q_n \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

em que $\mathbf{h}_i = \mathbf{C}\mathbf{g}_i$ e $\mathbf{q}_i = \mathbf{v}_i^T\mathbf{B}$.

Substituindo estes produtos matriciais em $\mathbf{T}(s)$, e considerando que $(s\mathbf{I} - \mathbf{\Lambda})^{-1} = \text{diag}\left(\frac{1}{s-\lambda_1}, \dots, \frac{1}{s-\lambda_n}\right)$, pode-se verificar que:

$$\mathbf{T}(s) = \sum_{i=1}^n \frac{\mathbf{h}_i \mathbf{q}_i}{s - \lambda_i} + \mathbf{D} \quad (2.23)$$

Para um sinal de entrada u_k como uma função impulso, a resposta transitória da unidade k a um impulso unitário na unidade k é a seguinte:

$$y_k^T(t) = \sum_{i=1}^n \mathbf{h}_i \mathbf{q}_i e^{\lambda_i t} \quad (2.24)$$

Este resultado é interessante pois possibilita efetuar a análise de cada modo de forma independente.

MODELAGEM DINÂMICA DE SISTEMAS DE POTÊNCIA

3.1 MODELO DE HEFFRON-PHILLIPS

O modelo de Heffron-Phillips é uma das primeiras representações matemáticas utilizadas para se estudar o problema de estabilidade a pequenos sinais dos sistemas de potência. Este modelo desenvolvido por Heffron e Phillips (1952) e explorado por Demello e Concordia (1969) baseia-se na linearização de um sistema composto por uma única máquina síncrona, conectada através de uma ou mais linhas de transmissão a um barramento infinito (que representa um sistema de grande porte, com tensão e frequência constantes), conforme Figura 3.1.

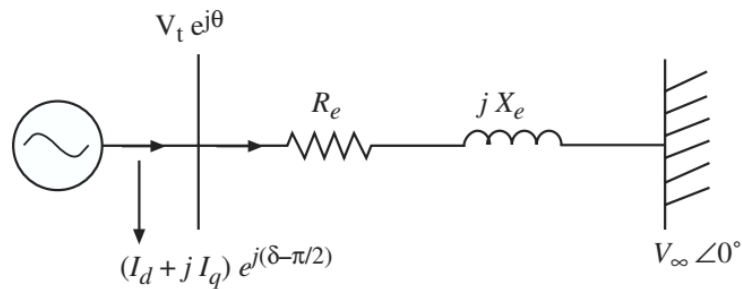


Figura 3.1 – Máquina conectada a uma barra infinita.

Fonte: (Sauer; Pai, 1998)

No modelo linearizado, cujo diagrama de blocos é mostrado na Figura 3.2, o conjunto de variáveis K_1 a K_6 , também denominado constantes de Heffron-Phillips, representa um único ponto de operação do sistema. A máquina síncrona é representada por um modelo de terceira ordem, equivalente a uma representação em dois eixos contendo um enrolamento de campo no eixo direto e que despreza os efeitos dos enrolamentos amortecedores. Para este desenvolvimento, foram desprezados os transitórios da rede elétrica e dos fluxos do estator.

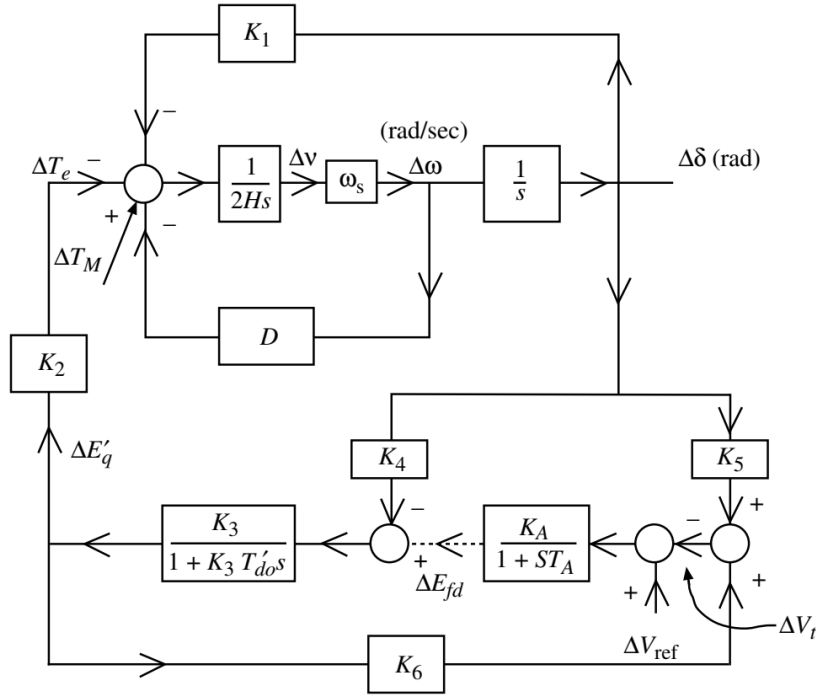


Figura 3.2 – Modelo linearizado de Heffron-Phillips.

Fonte: (Sauer; Pai, 1998)

As entradas e variáveis do modelo da Figura 3.2 representam variações em torno do regime permanente. A seguir é feito um resumo das variáveis do modelo:

- ΔT_m – Torque mecânico fornecido pela turbina ao gerador;
- ΔT_e – Torque elétrico modelado por $K_1 \Delta \delta$ e por $K_2 \Delta E'_q$;
- $\Delta T_m - \Delta T_e$ – Saldo entre os torques mecânico e elétrico (o torque acelerante);
- $\Delta \delta$ – Ângulo interno da máquina síncrona;
- ΔV_t – Tensão terminal da máquina síncrona;
- ΔV_{ref} – Referência de tensão terminal da máquina síncrona;
- ΔE_{fd} – Tensão de campo;
- $\Delta E'_q$ – Fluxo magnético no eixo direto;
- $\Delta \omega$ – Velocidade angular do rotor da máquina síncrona;
- ω_s – Velocidade síncrona;
- H – Constante de inércia;
- D – Coeficiente de amortecimento;
- K_A – Ganho do RAT;
- T_A – Constante de tempo do RAT;
- T_{d0} – Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto da máquina síncrona.

As expressões para o cálculo de cada uma destas constantes são apresentadas no Apêndice A.

Em condições normais de operação, todas as constantes possuem valores positivos com exceção de K_5 que, em condições de carregamento elevado (δ_0) e alta reatância externa, pode assumir valores negativos. Dentre as constantes mencionadas, K_3 é a única que não depende do ponto de operação (Demello; Concordia, 1969; Sauer; Pai, 1998; Jusan, 2007).

3.2 EQUILÍBRIO DINÂMICO ENTRE TORQUES

Os desequilíbrios de torque eletromecânico no conjunto turbina-rotor das unidades geradoras estão intrinsicamente associadas ao fenômeno da estabilidade de ângulo a pequenas perturbações, que envolve oscilações eletromecânicas de baixa frequência inerentes ao sistema elétrico. Os conceitos relacionados aos torques originados na máquina síncrona podem ser compreendidos através da Figura 3.3. Este diagrama representa a equação de oscilação linearizada da máquina síncrona, nos quais as componentes de torque em fase com as variações de velocidade do rotor e com as variações do ângulo δ são consideradas separadamente. Por simplicidade, o torque produzido pelas variações nos enrolamentos do rotor foi desconsiderado (Yongli et al., 2018; Larsen; Swann, 1981; Jusan, 2007).

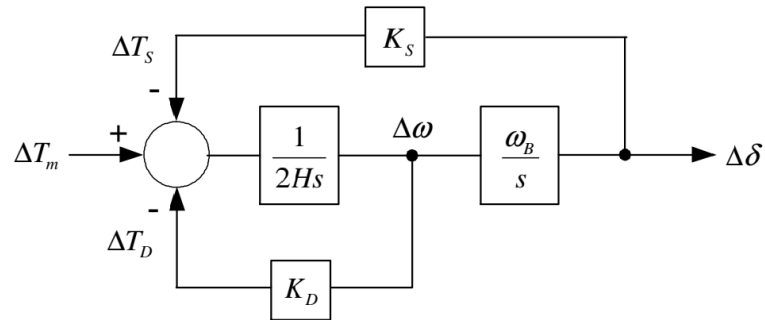


Figura 3.3 – Diagrama de blocos da equação de oscilação da máquina síncrona.

Fonte: (Jusan, 2007)

A variação do torque eletromagnético da máquina síncrona é dada pela soma de duas componentes, conforme mostra a Figura 3.3, ou seja:

$$\Delta T_e = \Delta T_S + \Delta T_D \quad (3.1)$$

em que:

- ΔT_S : Variação da componente de torque em fase com as variações no ângulo do rotor, denominada **componente de torque sincronizante**.
- ΔT_D : Variação da componente de torque em fase com as variações de velocidade do rotor, denominada **componente de torque de amortecimento**.

Desta forma, os torques provenientes da ação de qualquer elemento podem ser decompostos através dessas duas componentes. Assim, o torque eletromagnético obtido pela influência de diversos elementos de um gerador síncrono podem ser agrupados, obtendo as componentes de torque:

$$\Delta T_s = K_s \Delta \delta \quad (3.2)$$

$$\Delta T_D = K_D \Delta \omega \quad (3.3)$$

onde ΔT_s é o coeficiente de torque sincronizante e ΔT_D é o coeficiente de torque de amortecimento. Ambos os coeficientes devem ser positivos em todo o espectro de frequências para o sistema ser estável.

3.2.1 Torque Sincronizante

Esta é a componente de torque em fase com as variações no ângulo do rotor, $\Delta \delta$. Considerando que o torque sincronizante deve ter valor positivo para garantir a estabilidade do sistema, as seguintes condições devem ser satisfeitas em consideração a Figura 3.2:

$$K_1 > 0 \quad (3.4)$$

$$K_1 - \frac{K_2}{K_6} \left(K_5 + \frac{K_4}{K_A} \right) > 0 \quad (3.5)$$

Essas condições geralmente são satisfeitas. Caso a constante K_5 assuma valores negativos, a depender do ponto de operação, o segundo termo da Eq. (3.5) fica positivo. No entanto, situações em que K_5 assume valores positivos (baixo e médio carregamento e baixa ou média impedância externa), K_1 geralmente possui valor elevado e, deste modo, o torque sincronizante líquido é positivo. Considerando valores negativos de K_5 (elevado carregamento e elevada impedância externa), a componente de torque sincronizante devido às variações de fluxo é positiva. Isto contribui para situações em que K_1 é baixo ou negativo (Larsen; Swann, 1981; Demello; Concordia, 1969; Jusan, 2007).

3.2.2 Torque de Amortecimento

Esta é a componente de torque em fase com as variações de velocidade do rotor e é responsável pela estabilidade do sistema. Para isto, o torque de amortecimento líquido deve ter valor positivo, satisfazendo a seguinte condição para a Figura 3.2:

$$K_5 + \frac{K_4}{K_A} > 0 \quad (3.6)$$

Conforme discutido anteriormente, em situações de carregamento elevado K_5 pode ter valores negativos. Considerando esta condição, a inequação (3.6) pode ser violada para valores elevados de K_A e o sistema apresentará instabilidade oscilatória. Com isso, um limite máximo para K_A é definido quando K_5 é negativo, e é dado por:

$$K_5 < -\frac{K_4}{K_A} \quad (3.7)$$

3.3 EXCITAÇÃO DOS GERADORES

O sistema de excitação de uma máquina síncrona é composta pela excitatriz e um RAT. A função da excitatriz é fornecer corrente contínua ao enrolamento de campo do gerador para produzir um fluxo magnético no rotor que, então, induzirá tensão nos enrolamentos de armadura da máquina, que será entregue ao sistema de potência. Já o RAT corresponde a parte de controle do sistema. Ele é responsável por manter a tensão terminal de saída do gerador no nível desejado, bem como a geração de potência reativa.

Em situações práticas, o ganho elevado do RAT é fundamental para regulação da tensão e para a estabilidade transitória do sistema frente às grandes perturbações. Com o objetivo de manter o ganho elevado do RAT e, simultaneamente, garantir torque de amortecimento líquido positivo, mesmo em situações que K_5 apresenta valores negativos, em relação à Figura 3.2, surgiram os ESPs. Esta abordagem, proposta no final da década de 60, ainda é utilizada pela indústria como solução para os problemas de estabilidade a pequenas perturbações (Zuo et al., 2017; Jusan, 2007; Kundur, 1994; Sauer; Pai, 1998).

Considerando um RAT de primeira ordem, a função de transferência do sistema de excitação é dada por:

$$EXC(s) = \frac{K_A}{1 + sT_A} \quad (3.8)$$

onde K_A e T_A correspondem ao ganho e a constante de tempo do RAT, respectivamente.

A representação em diagrama de blocos do sistema de excitação simplificado é apresentado na Figura 3.4.

As constantes de tempo associadas aos RATs estáticos possuem, em geral, valores pequenos. Com isso, considerando $T_A \approx 0$, a componente de torque elétrico aplicada ao rotor, do diagrama da Figura 3.2, será dada por:

$$\Delta T_e = \Delta T_{e1} + \Delta T_{e2} \quad (3.9)$$

$$\Delta T_e = \left[K_1 - \frac{K_2(K_4 + K_5 K_A)}{sT'_{do} + \frac{1+K_3 K_6 K_A}{K_3}} \right] \Delta \delta \quad (3.10)$$

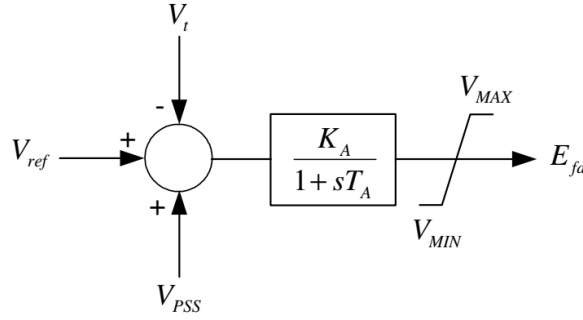


Figura 3.4 – Regulador de tensão de primeira ordem.

Fonte: (Jusan, 2007)

Assumindo que:

$$1 + K_3 K_6 K_A \approx K_3 K_6 K_A \quad (3.11)$$

A Eq.(3.10) se resume a:

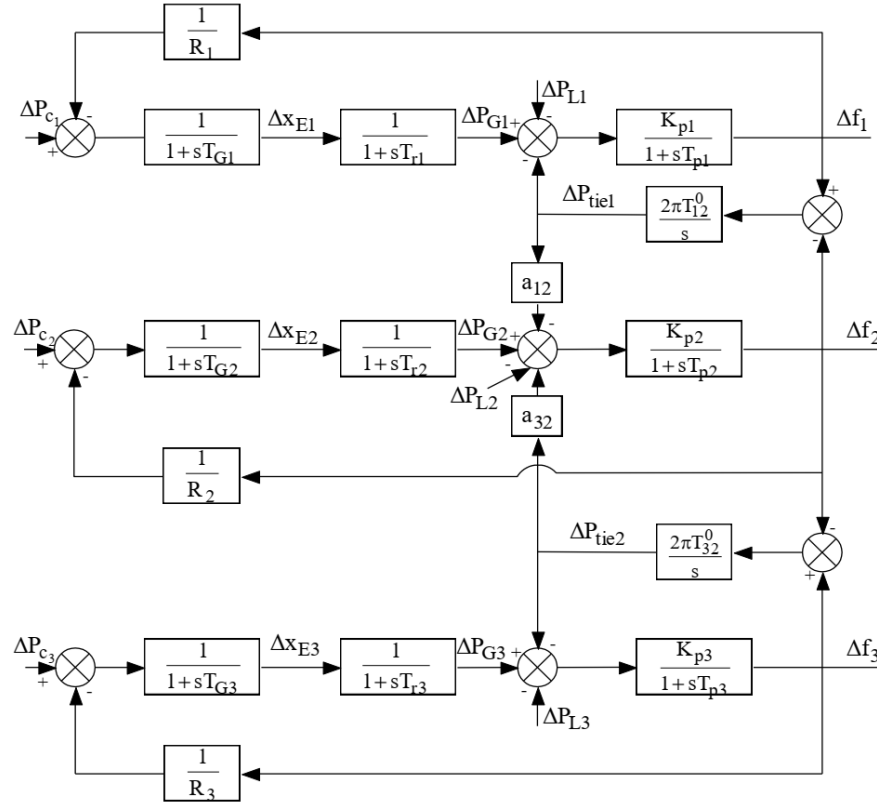
$$\Delta T_e = \left[K_1 - \frac{\frac{K_2}{K_6} (K_5 + \frac{K_4}{K_A})}{s \frac{T'_{do}}{K_6 K_A} + 1} \right] \Delta \delta \quad (3.12)$$

3.4 MODELO DE CARGA-FREQUÊNCIA

De modo geral, o controle automático de um sistema de geração ocorre de duas formas: Carga-frequência (PF) e Potência Reativa/Tensão(QV). O controle QV têm por objetivo manter constante a tensão terminal do gerador. Já o propósito do controlador PF é manter equivalente a potência elétrica gerada e a consumida, de modo que a frequência permaneça constante, bem como as potências de intercâmbio (Mota, 2006). O estudo do controle PF pode ser bastante simplificado devido ao seu desacoplamento com a malha de controle QV, isso ocorre devido a malha de controle de excitação ser muito mais rápida que a malha de controle PF, uma vez que esta possui grandes constantes de inércia mecânica.

3.4.1 Modelo de Sistema com Áreas Interligadas

A Figura 3.5 apresenta o diagrama de blocos de um SEP de controle PF de três áreas equivalentes interligadas. Neste modelo, cada área se comporta aproximadamente como uma unidade geradora, de tal modo que duas ou mais áreas podem ser interligadas através de uma reatância mútua e operando em paralelo (Silva Filha, 2017). Para o caso de duas áreas, por exemplo, a troca de potência elétrica entre os geradores é dada por:

**Figura 3.5** – Diagrama de blocos do sistema de três áreas.

Fonte: (Silva Filha, 2017)

$$P_{tie} = \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \sin \delta_{12} \quad (3.13)$$

em que

 P_{tie} – Potência de intercâmbio em p.u.; x_{12} – Reatância equivalente entre os geradores 1 e 2; $e_1 = E_1 \angle \delta_1$ – Tensão terminal do Gerador 1; $e_2 = E_2 \angle \delta_2$ – Tensão terminal do Gerador 2; $\delta_{12} = \delta_1 - \delta_2$ – Diferença entre os ângulos internos das máquinas síncronas 1 e 2.

Nota-se, através da Eq.(3.13), que a potência transferida pelas linhas que conectam as áreas 1 e 2 varia enquanto o ângulo de carga entre os seus geradores oscila. Isto mostra o impacto dos MOE do tipo interárea na transferência de potência entre as diversas áreas de um sistema interligado. Como o foco deste trabalho é o estudo para pequenas perturbações, pode-se adotar o modelo linearizado da Eq.(3.13), que é dada pela Eq.(3.14):

$$\Delta P_{tie} = T_{12}^0 \Delta \delta_{12} \quad (3.14)$$

em que

ΔP_{tie} – Desvio de potência de intercâmbio em p.u.;

$\Delta \delta_{12}$ – Desvio da diferença angular em rad;

$T_{12}^0 = \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \cos \delta_{12}^0$ – Coeficiente de torque sincronizante em p.u..

No entanto, o ângulo δ não é uma variável de estado do modelo em estudo, deste modo, podemos tratar a Eq.(3.14) da seguinte maneira:

Sabe-se que $\Delta \omega = 2\pi \Delta f = \frac{d\Delta \delta}{dt}$. Logo, $\Delta \delta = 2\pi \int_0^t \Delta f dt$.

Aplicando a Transformada de Laplace, obtêm-se: $\Delta \delta = 2\pi \frac{\Delta f}{s}$. Com isso, a Eq.(3.14) resulta em:

$$P_{tie1} = \frac{2\pi T_{12}^0}{s} (\Delta f_1 - \Delta f_2) \quad (3.15)$$

Estendendo este modelo para o caso de três áreas, acrescentaremos a equação de intercâmbio de potência entre as áreas 2 e 3, que é dada por:

$$P_{tie2} = \frac{2\pi T_{32}^0}{s} (\Delta f_3 - \Delta f_2) \quad (3.16)$$

No diagrama de blocos da Figura 3.5, o termo a_{ij} indica a parcela da potência e o sentido da potência de intercâmbio (Silva Filha, 2017). O sinal negativo indica que a área i fornece energia, enquanto os valores positivos indicam que esta área recebe energia. A interligação entre duas áreas é realizada através de uma linha de transmissão, focando apenas nas potências de intercâmbio e desconsiderando as características elétricas da linha.

Capítulo

4

ESTABILIZADOR DE SISTEMA DE POTÊNCIA

4.1 CONCEITOS INICIAIS

A função básica do ESP é introduzir amortecimento às oscilações eletromecânicas do sistema através da modulação da excitação da máquina síncrona. Qualquer sinal que contenha indícios de tais oscilações é um candidato a um sinal de entrada do ESP (Larsen; Swann, 1981), como exemplo:

- Velocidade de rotação do eixo da máquina;
- Frequência terminal;
- Potência ativa.

Para introduzir amortecimento, o ESP deve produzir uma componente de torque elétrico em fase com o sinal de entrada escolhido, de forma a compensar as características de ganho e fase do sistema de excitação, do gerador e do sistema de potência que, coletivamente, determinam a função de transferência – $GEP(s)$ da saída do estabilizador para a componente de torque elétrico.

Conforme destacado por Larsen e Swann (1981) e Demello e Concordia (1969), esta função de transferência é fortemente influenciada pelo ganho do RAT, pelo carregamento do sistema e da impedância externa, e é definida como:

$$GEP(s) = \frac{\Delta T_e(s)}{\Delta V_{ref}(s)} \quad (4.1)$$

A função de transferência $GEP(s)$ pode ser aproximada através de um modelo simplificado de uma máquina conectada a um barramento infinito, como mostra a Figura 4.1, e é dada por:

$$GEP(s) = \frac{K_2 K_3 EXC(s)}{1 + sT'_{d0} K_3 + K_3 K_6 EXC(s)} \quad (4.2)$$

onde $EXC(s)$ representa a função de transferência do sistema de excitação.

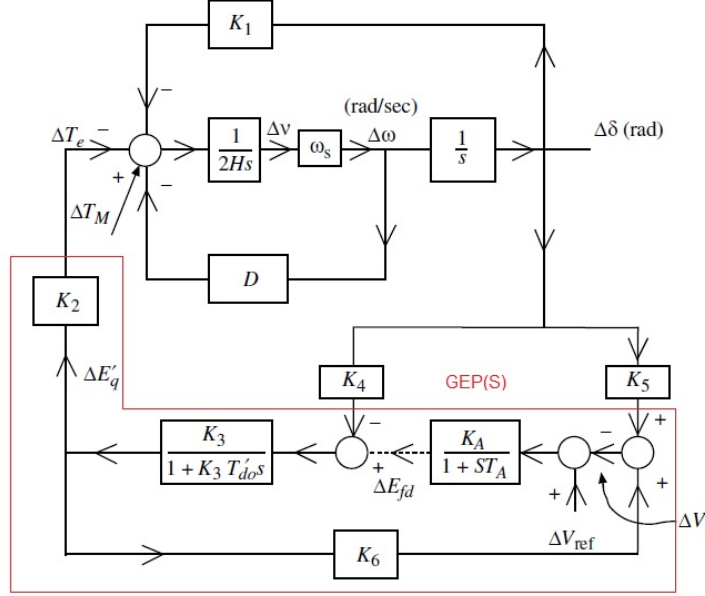


Figura 4.1 – Função de transferência - $GEP(s)$ do modelo com máquina síncrona conectada a um barramento infinito.

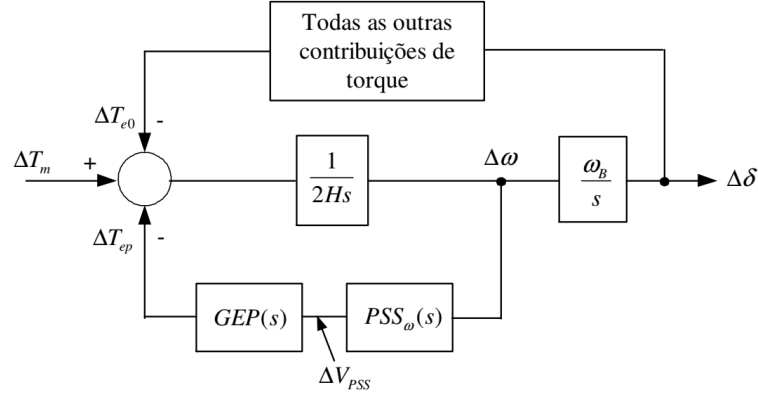
Fonte: Adaptado de (Sauer; Pai, 1998)

A Figura 4.2 mostra, através do diagrama de blocos, as contribuições de torque eletromagnético aplicado ao rotor em duas componentes:

- Componente T_{ep} , produzida exclusivamente pelo ESP através da modulação da tensão de referência do RAT;
- Componente T_{e0} , resultante de todas as outras contribuições.

Este diagrama de blocos refere-se a um ESP derivado da velocidade do rotor que, cabe destacar, representa a configuração do ESP utilizado neste trabalho. Um estabilizador do sistema de potência utilizando a velocidade do eixo como entrada deve compensar as defasagens de $GEP(s)$ para produzir uma componente de torque elétrico em fase com as mudanças de velocidade, de forma a aumentar o amortecimento das oscilações do rotor. Desta forma, a função de transferência $ESP_{\omega}(s)$ ideal é dada por:

$$PSS_{\omega}(s) = \frac{D_p}{GEP(s)} \quad (4.3)$$

**Figura 4.2** – Diagrama esquemático incluindo a ação do ESP.

Fonte: (Jusan, 2007)

onde D_p representa a contribuição de amortecimento desejada do estabilizador.

Entretanto, este estabilizador é impraticável, uma vez que a compensação perfeita para as defasagens de $GEP(s)$ requer diferenciação pura e ganho elevado associado à altas frequências. Um estabilizador de velocidade prático deve utilizar um compensador do tipo avanço-atraso (“*lead-lag*”) definido para fornecer a compensação de fase necessária na faixa de frequências de interesse. O ganho deverá ser minimizado em altas frequências para limitar o impacto do ruído e da interação torcional. Filtros passa-baixas e/ou rejeita banda também poderão ser utilizados, bem como um filtro de *Washout* para evitar deslocamentos de tensão em estado estacionário (Kasilingam; Pasupuleti; Kannan, 2018; Touil; Attous, 2017; Islam et al., 2017; Farah et al., 2016; Larsen; Swann, 1981). Considerando que o filtro de *Washout* possui forte influência nos MOE do tipo interárea, devido às atenuações e defasagens que provocam na parte mais baixa do espectro, por simplificação, ele não será utilizado neste trabalho, uma vez que o modelo empregado (máquina síncrona conectada a um barramento infinito) tem apenas o MOE do tipo local. Como $GEP(s)$ introduz atraso de fase, os parâmetros do ESP devem ser ajustados para introduzir avanço de fase. A função de transferência do $ESP_\omega(s)$ prático é apresentada na Eq.(4.4):

$$ESP_\omega(s) = K_s \left(\frac{1 + sT_1}{1 + sT_2} \right) \left(\frac{1 + sT_3}{1 + sT_4} \right) \quad (4.4)$$

A característica de frequência do ESP é ajustada variando as constantes de tempo dos compensadores de avanço-atraso, T_1 , T_2 , T_3 e T_4 . O ajuste dos blocos requer $T_1 > T_2$ e $T_3 > T_4$, quanto maior a relação entre T_1/T_2 , maior será o ganho do bloco avançador na parte de alta frequência do espectro. Todavia, existe um limite prático para essa relação que é imposta pela presença de ruído de medição e pela redução do amortecimento de modos de oscilação associados ao RAT e ao ESP (Mota, 2010; Kundur, 1994).

De acordo Mota (2010) e Jusan (2007), o ESP pode ser ajustado da seguinte forma:

- Dois blocos idênticos ($T_1 = T_3$ e $T_2 = T_4$) são ajustados como avançadores de fase para amortecer as oscilações locais;
- Caso seja necessário, um bloco poderá ser ajustado como atrasador de fase para amortecer as oscilações interáreas.

O ganho K_s determina a magnitude do amortecimento introduzido pelo ESP, no entanto, existe um modo associado à tensão de campo, com frequência na faixa de 3 a 6 *Hz* que limita os valores máximos deste ganho, pois seu amortecimento é prejudicado com o incremento de K_s . Este modo está relacionado com a malha de controle que envolve o sistema de excitação e regulador de tensão (Silva Filha, 2017).

O ajuste de fase do ESP deve levar em consideração a sua influência nos diversos modos do sistema. A seleção dos parâmetros não deve produzir efeitos adversos nos modos interárea, intraplanta e da excitatriz (Jusan, 2007). Por fim, utiliza-se um limitador com o intuito de delimitar a máxima contribuição do ESP, reduzindo a probabilidade de uma unidade geradora sair de operação devido à ação do ESP. Geralmente esses limites variam entre -5% a 20% (Zhang; Cheng; Xu, 2005).

Segundo Anderson e Fouad (2008), recomenda-se que os parâmetros dos blocos de avanço de fase respeitem a seguinte relação:

$$\frac{T_1}{T_2} < 10 \quad (4.5)$$

O ganho do compensador em avanço ($|G_{avanco}|$), em *dB*, na parte mais alta do espectro é dado por:

$$\lim_{\omega \rightarrow \infty} |G_{avanco}| = 20 \log \frac{T_1}{T_2} \quad (4.6)$$

O máximo avanço de fase ϕ_{max} é:

$$\text{sen}(\phi_{max}) = \frac{\frac{T_1}{T_2} - 1}{\frac{T_1}{T_2} + 1} \quad (4.7)$$

E a frequência $\omega_{\phi_{max}}$, em *rad/s*, na qual ocorre o máximo avanço de fase é dada pela Eq.(4.8):

$$\omega_{\phi_{max}} = \frac{1}{\sqrt{T_1 T_2}} \quad (4.8)$$

De acordo com Mota (2010), existe um método empírico bastante utilizado para o ajuste de K_s em campo. O procedimento é realizado incrementando, gradativamente,

o valor do ganho. Em seguida, testes de respostas a pequenos distúrbios são realizados a cada incremento de K_s . Deste modo, é obtido o ganho apropriado. Por fim, o sistema deve ser estável mesmo com K_s igual a três vezes o valor ajustado para garantir robustez, de maneira que o ganho selecionado não seja capaz de excitar modos instáveis do RAT ou amplificar o ruído.

4.2 OBJETIVOS DE DESEMPENHO

4.2.1 Limites de Estabilidade a Pequenos Sinais

Através de um controle suplementar do sistema de excitação fornecido pelos ESPs, os limites de estabilidade em relação à transferência de potência, que são caracterizadas por oscilações levemente amortecidas ou que crescem na faixa de frequência entre 0,2 a 2,5 Hz, são estendidos. Deste modo, os ESPs irão atuar, principalmente, em situações em que o sistema apresenta um comportamento mais oscilatório, ou seja, nas condições de desempenho. Estas condições correspondem à transmitir potência sob situações de elevado carregamento através de linhas de transmissão fracas (longas linhas de transmissão com reatâncias elevadas). Experiências sugerem que projetar um ESP para operar de forma satisfatória através do sistema com uma reatância externa variando de 20% a 80% na classificação da unidade garantirá um desempenho robusto (Kundur, 1994).

Apesar do ESP atuar sob pequenas excursões em um determinado ponto de operação de estado estacionário, a sua atuação possui um impacto significativo no desempenho do sistema após um grande perturbação. Diante do exposto, a saída do estabilizador possui uma limitação para não comprometer o sistema sob tais condições.

4.2.2 Conceitos de Sintonização

Os ESPs devem ser ajustados para compensar o atraso de fase de $GEP(s)$ sob condições que requer estabilização, normalmente sistemas fracos com elevada transferência de potência. Para ESP de velocidade, $GEP(s)$ possui maior ganho e maior atraso de fase sob carga total e com o sistema de transmissão forte (pequenas linhas de transmissão com baixa reatância). Deste modo, essas condições determinam o ganho máximo admissível para o ESP. Como a condição de desempenho difere da condição de sintonização para estes estabilizadores, ocorre uma redução de ganho à medida que o sistema se torna mais fraco, assim, a contribuição de amortecimento para sistemas fortes deverá ser maximizada a fim de garantir o melhor desempenho à medida que o sistema se torna mais fraco (Larsen; Swann, 1981).

Para obter um projeto adequado do ESP utilizando técnicas na frequência, dois critérios básicos em termos de compensação de fase são (Larsen; Swann, 1981):

1. Deve-se maximizar a largura de banda na qual a defasagem é inferior à 90° . Esta afirmação deve ser mantida mesmo que sejam obtidos resultados de compensação

de fase menos que perfeitos na frequência de modo local.

2. O atraso de fase na frequência de modo local deve ser inferior a 45° .

Dados como o ganho e a frequência em que ocorre uma instabilidade também fornecem uma indicação a respeito da sintonização do bloco *lead-lag*. A relação desses parâmetros é útil na análise do lugar das raízes e em testes de campo (Larsen; Swann, 1981).

1. Quanto maior a frequência na qual uma instabilidade é identificada, mais bem definidos são os parâmetros do estabilizador, esta relação está diretamente relacionada à maximização da largura de banda na qual a defasagem permanece inferior à 90° .
2. O ganho ideal para uma determinada configuração do estabilizador é aproximadamente um terço do ganho de instabilidade para estabilizadores de entrada de velocidade e cerca de dois terços para entrada de frequência. Esta observação é muito interessante para sintonização do estabilizador no campo.

Capítulo

5

PROBLEMA DE AUTOVALOR

5.1 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA DE AUTOVALOR

Um tópico central na teoria matricial é o chamado problema padrão de autovalor, o qual busca determinar soluções não triviais do sistema de equações algébricas, conforme Eq.(5.1):

$$\mathbf{A}\mathbf{x} = \lambda\mathbf{x}, \quad \mathbf{w}^T \mathbf{A} = \lambda\mathbf{w}^T \quad (5.1)$$

em que $\mathbf{A} \in \mathbb{R}^{n \times n}$ é uma matriz quadrada, $\mathbf{x}$ e $\mathbf{w} \in \mathbb{R}(\mathbb{C})^n$ são os autovetores à direita e esquerda da matriz $\mathbf{A}$ para o autovalor escalar λ , respectivamente.

Toda matriz numérica $n \times n$, como é conhecido, possui n autovalores únicos. Entretanto, os autovetores $\mathbf{x}$ e $\mathbf{w}$ não são exclusivos e definidos apenas dentro de um multiplicador escalar diferente de zero.

Extensivamente utilizada para o estudo da estabilidade do movimento natural de um sistema dinâmico, a matriz característica pode ser obtida a partir da Eq.(5.2):

$$\mathbf{Q}(\lambda) = \mathbf{A} - \lambda\mathbf{I}_n \quad (5.2)$$

onde $\mathbf{I}_n$ é uma matriz identidade $n \times n$. Considere um sistema dinâmico linear com representação no espaço de estados, conforme apresenta a Eq.(5.3):

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{x}}(t) &= \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}\mathbf{u}(t) \\ \mathbf{y}(t) &= \mathbf{C}\mathbf{x}(t) + \mathbf{D}\mathbf{u}(t) \end{aligned} \quad (5.3)$$

onde, $\mathbf{u} \in \mathbb{R}^p$ e $\mathbf{y} \in \mathbb{R}^m$ são os vetores de entrada (controle) e de saída do sistema dinâmico, respectivamente.

Particularmente, a realimentação linear de estados, que é obtida fazendo $\mathbf{C} = \mathbf{I}_n$ e $\mathbf{D} = 0$, é implementada como:

$$\mathbf{u}(t) = -\mathbf{F}\mathbf{x}(t) \quad (5.4)$$

em que $\mathbf{F} \in \mathbb{R}^{m \times n}$ é o ganho de realimentação.

5.1.1 Alocação Parcial de Autovalores

Autovalores pouco amortecidos ou até mesmo instáveis podem ser alocados de maneira conveniente no plano complexo através da realimentação de estados quando o sistema é controlável. Ainda que nem todas as variáveis de estado estejam disponíveis via medição, se o sistema for observável, estimadores podem ser utilizados na reconstrução das variáveis de estado (Chen, 1998; Araújo, 2017).

Considerando uma contingência em um determinado local do sistema elétrico de potência, por exemplo a desconexão de uma linha de transmissão, parte do espectro original pode ser deslocado para uma região de instabilidade. Do exposto, o projetista está interessado em realocar uma parte indesejada do espectro, de dimensão $p < n$ preservando os outros $n - p$, em geral a maior parte dele.

Os autovalores da parte a ser alocada do espectro podem ser agrupados em uma matriz bloco-diagonal $\mathbf{\Lambda}_1$, na qual os autovalores reais são blocos escalares e os pares complexos conjugados $(\lambda_l, \tilde{\lambda}_l)$, considerando l um número arbitrário $\in \mathbb{N}$, formam blocos 2×2 em uma estrutura modal (Datta et al., 2002). Essa estrutura pode ser analisada da seguinte forma:

$$\mathbf{\Lambda}_l = \begin{bmatrix} \text{Re}(\lambda_l) & \text{Im}(\lambda_l) \\ -\text{Im}(\lambda_l) & \text{Re}(\lambda_l) \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

A matriz composta pela parte indesejada do espectro é representada por $\mathbf{\Lambda}_1 \in \mathbb{R}^{p \times p}$ e a parte a ser preservada por $\mathbf{\Lambda}_2 \in \mathbb{R}^{(n-p) \times (n-p)}$, ambas modalmente agrupadas, de modo que o espectro pleno do sistema pode ser representado por:

$$\mathbf{\Lambda} = \begin{bmatrix} \mathbf{\Lambda}_1 & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{\Lambda}_2 \end{bmatrix} \quad (5.6)$$

Do mesmo modo, os correspondentes autovetores podem ser agrupados modalmente em uma matriz $\mathbf{W}_l$, cujas colunas são formadas pelo próprio autovetor, para o caso de um autovalor real, e no caso de autovetores complexos conjugados, assume a forma:

$$\mathbf{W}_l = [\text{Re}(\mathbf{w}_l) \quad \text{Im}(\mathbf{w}_l)] \quad (5.7)$$

A matriz dos autovetores modalmente formada como $\mathbf{W} \in \mathbb{R}^{n \times n}$ é, então, expressa como:

$$\mathbf{W} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_1 \\ \mathbf{W}_2 \end{bmatrix} \quad (5.8)$$

onde $\mathbf{W}_1 \in \mathbb{R}^{p \times n}$ corresponde aos autovetores relacionados aos autovalores indesejados e $\mathbf{W}_2 \in \mathbb{R}^{(n-p) \times n}$ corresponde aos autovetores relacionados aos autovalores que devem ser preservados.

O teorema da solução paramétrica para PEVA, desenvolvido por Datta et al. (2002), é construído com base em um conjunto de teoremas, definições e suposições:

Teorema 5.1.1. *O sistema da Eq.(5.3) ou, equivalentemente, par de matrizes $(\mathbf{A}, \mathbf{B})$ é controlável em relação aos autovalores λ de malha aberta de $\mathbf{A}$ se $\mathbf{w}^T \mathbf{B} \neq 0$ para todo $\mathbf{w} \neq 0$, sendo $\mathbf{w}^T$ a transposição de $\mathbf{w}$, de modo que $\mathbf{w}^T \mathbf{A} = \lambda \mathbf{w}^T$.*

Definição 5.1.1. *O sistema da Eq.(5.3) ou, par de matrizes $(\mathbf{A}, \mathbf{B})$, é parcialmente controlável em relação ao subconjunto Λ_1 de $\Omega(\mathbf{A})$ se for controlável em relação a cada um dos autovalores $\lambda_j, j = 1, \dots, p$.*

Teorema 5.1.2. *O problema da PEVA é solucionável, para qualquer subconjunto arbitrário μ de autovalores com as posições a serem alocadas, se o sistema for parcialmente controlável em relação ao subconjunto Λ_1 . A solução é única se e somente se o sistema possuir uma única entrada (ou seja, se $\mathbf{B}$ for um vetor). No caso de múltiplas entradas, existem infinitas soluções, sempre que existir uma solução.*

De acordo com os conceitos de controlabilidade, destacados pelo Teorema e Definição 5.1.1, e com base na solução da PEVA em relação às novas posições de alocação, exposta através do Teorema 5.1.2, o método proposto pode ser implementado nos sistemas representados por uma máquina síncrona conectada a um barramento infinito e multimáquinas desde que satisfaça as seguintes suposições:

Suposição 5.1.1.

O sistema da Eq.(5.3) é parcialmente controlável em relação ao subconjunto Λ_1 .

Suposição 5.1.2. *O conjunto μ deve ser disjunto e fechado sob conjugação complexa, ou seja, a alocação não deve sobrepor a posição de outros autovalores do sistema, isto porque autovalores múltiplos criados artificialmente são geralmente menos robustos, devido ao fato de serem bastante sensíveis à perturbações (Datta et al., 2002). Além disso, por conta da simetria em relação ao eixo real no plano complexo-s, os pares de autovalores complexos devem ocorrer na forma conjugada.*

Suposição 5.1.3. *A matriz de controle $\mathbf{B}$ possui posto pleno. Com base nessas premissas, a partir dos teoremas e da definição supracitada, obtêm-se o Teorema 5.1.3, que fornece a solução paramétrica para a PEVA.*

Teorema 5.1.3. *A partir das suposições anteriores, considere Λ_{C1} como uma matriz bloco-diagonal que armazena os autovalores do sistema em malha fechada. Então o problema de PEVA pode ser solucionado a partir de uma solução não singular da equação de Sylvester, conforme Eq.(5.9):*

$$\Lambda_1 \mathbf{Z}_1 - \mathbf{Z}_1 \Lambda_{C1} = \mathbf{W}_1^T \mathbf{B} \mathbf{\Gamma} \quad (5.9)$$

sendo $\mathbf{\Gamma}$ representa uma matriz arbitrária e não-nula. Deste modo, a matriz de realimentação $\mathbf{F}$, que soluciona o problema da PEVA para o par $(\mathbf{A}, \mathbf{B})$ é dada pelas Eqs.(5.10) e (5.11):

$$\Phi \mathbf{Z}_1 = \mathbf{\Gamma} \quad (5.10)$$

$$\mathbf{F} = \Phi \mathbf{W}_1^T \quad (5.11)$$

5.1.2 Projeto do Observador de Estados

O controlador baseado em observador de estados, projetado para a PEVA, geralmente é composto por duas partes: a primeira parte refere-se ao observador de estados que, se parcialmente observável para os autovalores selecionados para alocação, reconstrói os estados através da aferição do sinal de saída. A segunda parte corresponde à lei de controle que retroalimenta todos os estados reconstruídos diretamente. Através do princípio da separação, o controlador pode ser projetado em observador de estados e em lei de controle separadamente (Bhattacharai et al., 2018; Dobra; Sabău; Anton, 2018; Popovich, 2018; Liu et al., 2014; Daltin, 2017). A Figura 5.1 representa o diagrama de blocos do sistema com observador de estados de ordem plena.

De acordo com o modelo de espaço de estados da Figura 5.1, um observador de ordem completa é projetado para estimar todos os estados $\mathbf{x}(t)$ e assume a seguinte forma:

$$\begin{aligned} \dot{\hat{\mathbf{x}}}(t) &= \mathbf{A} \hat{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{B} \mathbf{u}(t) + \mathbf{L}[\mathbf{y}(t) - \hat{\mathbf{y}}(t)] \\ \hat{\mathbf{y}}(t) &= \mathbf{C} \hat{\mathbf{x}}(t) \end{aligned} \quad (5.12)$$

sendo $\hat{\mathbf{x}}$ e $\hat{\mathbf{y}}$ os vetores de estados e de saídas aproximados, respectivamente.

Considerando um sistema parcialmente controlável e observável para os autovalores selecionados para a alocação, a lei de controle pode ser expressa baseada nos estados observados:

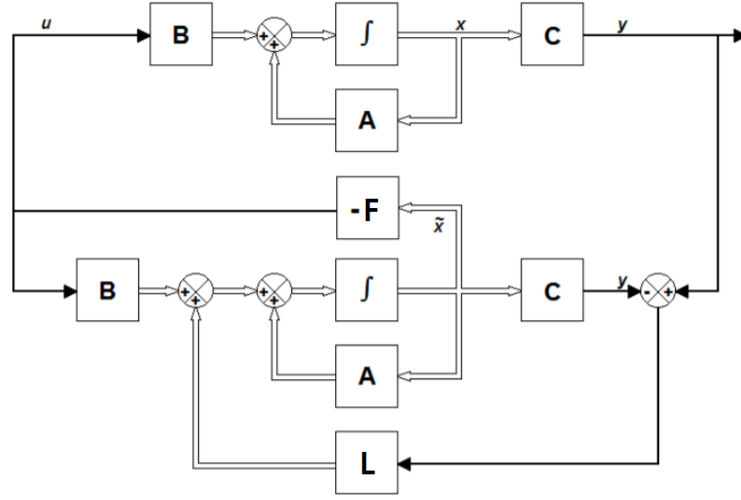


Figura 5.1 – Diagrama de blocos com observador de ordem plena.
Fonte: Adaptado de (Oliveira et al., 2014)

$$\mathbf{u}(t) = -\mathbf{F}\hat{\mathbf{x}}(t) \quad (5.13)$$

Para esse controle, a equação de estado da Eq.(5.3) resulta em:

$$\dot{\hat{\mathbf{x}}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) - \mathbf{B}\mathbf{F}\hat{\mathbf{x}}(t) = (\mathbf{A} - \mathbf{B}\mathbf{F})\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}\mathbf{F}(\mathbf{x}(t) - \hat{\mathbf{x}}(t)) \quad (5.14)$$

Definindo o erro de estado $\mathbf{e}(t)$ como a diferença entre o estado estimado e o estado real do sistema:

$$\mathbf{e}(t) = \hat{\mathbf{x}}(t) - \mathbf{x}(t) \quad (5.15)$$

Com a substituição do vetor de erro $\mathbf{e}(t)$ na Eq.(5.14) obtém-se:

$$\dot{\hat{\mathbf{x}}}(t) = (\mathbf{A} - \mathbf{B}\mathbf{F})\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}\mathbf{F}\mathbf{e}(t) \quad (5.16)$$

A partir das Eqs.(5.3), (5.12) e (5.15), a dinâmica do erro pode ser definida como:

$$\dot{\mathbf{e}}(t) = (\mathbf{A} - \mathbf{L}\mathbf{C})\mathbf{e}(t) \quad (5.17)$$

Utilizando a Eq.(5.17) do erro do observador e combinando com a Eq.(5.16) resulta em:

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}}(t) \\ \dot{\mathbf{e}}(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} - \mathbf{BF} & \mathbf{BF} \\ 0 & \mathbf{A} - \mathbf{LC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x}(t) \\ \mathbf{e}(t) \end{bmatrix} \quad (5.18)$$

Essa equação descreve as dinâmicas do sistema de controle realimentado por estado observado. O ganho $\mathbf{L}$ deve ser selecionado a fim de garantir que a parte real dos autovalores da matriz $(\mathbf{A} - \mathbf{LC})$ sejam negativos, de modo que:

$$\lim_{x \rightarrow \infty} \mathbf{e}(t) = 0 \quad (5.19)$$

Além disso, para garantir que o erro decaia rapidamente, os autovalores da matriz $(\mathbf{A} - \mathbf{LC})$ devem ser escolhidos de tal modo que a dinâmica do observador seja mais rápida que a dinâmica do sistema (Liu et al., 2014; Youssef; El Khil; Slama-Belkhodja, 2013). O cálculo da matriz $\mathbf{L}$ é realizado considerando o dual da PEVA, para isso deve-se satisfazer uma série de suposições:

Suposição 5.1.4. *O sistema da Eq.(5.3) é parcialmente observável em relação ao subconjunto Λ_1 .*

Suposição 5.1.5. *O conjunto μ deve ser disjuncto e fechado sob conjugação complexa, ou seja, a alocação não deve sobrepor a posição de outros autovalores do sistema. Além disso, por conta da simetria em relação ao eixo real no plano complexo- s , os pares de autovalores complexos devem ocorrer na forma conjugada.*

Suposição 5.1.6. *A matriz de controle $\mathbf{C}^T$ possui posto pleno. Com base nessas premissas, a partir dos teoremas e da definição supracitada, obtêm-se o Teorema 5.1.4, que fornece a solução paramétrica para a PEVA do observador.*

Teorema 5.1.4. *A partir das suposições anteriores, considere Λ_{C1} como uma matriz bloco-diagonal que armazena os autovalores do sistema em malha fechada. Então o problema de PEVA da malha do observador pode ser solucionado a partir de uma solução não singular da equação de Sylvester, conforme Eq.(5.20):*

$$\Lambda_1 \mathbf{Z}_1 - \mathbf{Z}_1 \Lambda_{C1} = \mathbf{W}_1^T \mathbf{C}^T \mathbf{\Gamma} \quad (5.20)$$

sendo $\mathbf{\Gamma}$ uma matriz arbitrária e não-nula. Deste modo, a matriz de realimentação $\mathbf{L}$, que soluciona o problema da PEVA para o par $(\mathbf{A}^T, \mathbf{C}^T)$ é dada pelas Eqs.(5.21) e (5.22):

$$\Phi \mathbf{Z}_1 = \mathbf{\Gamma} \quad (5.21)$$

$$\mathbf{L} = \Phi \mathbf{W}_1^T \quad (5.22)$$

Capítulo

6

METODOLOGIA

6.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Nesta seção, a metodologia é apresentada em duas partes: a primeira tem por objetivo descrever o projeto do controlador utilizando ESP e por meio da PEVA para amortecer as oscilações do tipo local. Para isso, é utilizado o modelo de Heffron-Phillips da Figura 6.1, cujos parâmetros estão localizados no Apêndice A. Inicialmente é realizado um estudo do sistema operando sem ESP, em seguida com o ESP sintonizado por meio do ajuste de fase e através de AG e, por fim, a partir de uma nova abordagem utilizando a PEVA; a segunda parte da metodologia emprega um controle por meio de PEVA baseada em observadores de estado para amortecer as oscilações do tipo interárea de um sistema teste contendo três áreas conectadas, conforme Figura 3.5, cujos parâmetros estão localizados no Apêndice B.

6.2 PROJETO DE ESP E PEVA APLICADO AO MODELO DE HEFFRON-PHILLIPS

6.2.1 Projeto de Estabilizadores de Sistemas de Potência

Desde os primeiros ESPs na década de 1960, busca-se uma forma de gerar torque elétrico em fase com as oscilações de velocidade do rotor. Para alcançar tal objetivo é necessário compensar a defasagem ocorrida entre a referência de tensão do RAT (ΔV_{ref}) e o torque elétrico (ΔT_e). No entanto, segundo Larsen e Swann (1981), existem desafios práticos para efetuar a medição em campo da função de transferência $\Delta T_e / \Delta V_{ref}$.

De acordo com Larsen e Swann (1981), uma solução para este problema é realizar aproximações através do modelo linearizado da Figura 3.2.

Desta figura, deduz-se que o torque elétrico é igual a:

$$\Delta T_e = K_2 \Delta E'_q + K_1 \Delta \delta \quad (6.1)$$

A tensão terminal é dada por:

$$\Delta V_t = K_6 \Delta E'_q + K_5 \Delta \delta \quad (6.2)$$

Assumindo que, para pequenas perturbações, as variações de δ são desprezíveis ($\Delta \delta \approx 0$), logo:

$$\Delta T_e = \frac{K_2}{K_6} \Delta V_t \quad (6.3)$$

O que resulta na relação proporcional entre as funções de transferência:

$$\frac{\Delta T_e}{\Delta V_{ref}} = \frac{K_2}{K_6} G_{RAT} \quad (6.4)$$

onde G_{RAT} representa a função de transferência com o RAT em malha fechada entre a referência de tensão (ΔV_{ref}) e a tensão terminal do gerador (ΔV_t). Considerando desprezíveis as variações em δ , o comportamento da fase das funções de transferências G_{RAT} e $\Delta T_e/\Delta V_{ref}$ são quase idênticas.

Demello e Concordia (1969) utilizaram em seus estudos um modelo simplificado do sistema de excitação com controle do tipo proporcional associado a um filtro passa baixa, tal como apresentado na Eq.(3.8). Entretanto, os RATs implantados em algumas usinas, estudadas por Mota (2010), empregam um regulador do tipo PI para eliminar o erro em regime permanente. Deste modo, as simulações computacionais apresentadas nesta seção consideram os parâmetros de G_{RATPI} dados pela Eq.(6.5).

$$G_{RATPI} = \frac{K_p(1 + sT_i)}{sT_i} \frac{K_A}{1 + sT_A} \quad (6.5)$$

em que K_p e T_i correspondem ao ganho proporcional e a constante do integrador do RAT, respectivamente. A Figura 6.1 mostra o sistema utilizado para as simulações com o regulador PI. Com o intuito de validar o equacionamento que resultou na Eq.(6.4), foram realizadas simulações computacionais das respostas em frequência entre $\Delta V_t/\Delta V_{ref}$ e $\Delta T_e/\Delta V_{ref}$ a partir da Figura 6.1. O modelo simulado possui as seguintes características:

- Dados da máquina e do sistema de potência conforme a Tabela A.1;
- Parâmetros do modelo do gerador definidos para a potência ativa de $0,8 p.u.$, de acordo com a Tabela A.2;
- Representação da ação dos enrolamentos amortecedores do sistema utilizando $D = 5$;

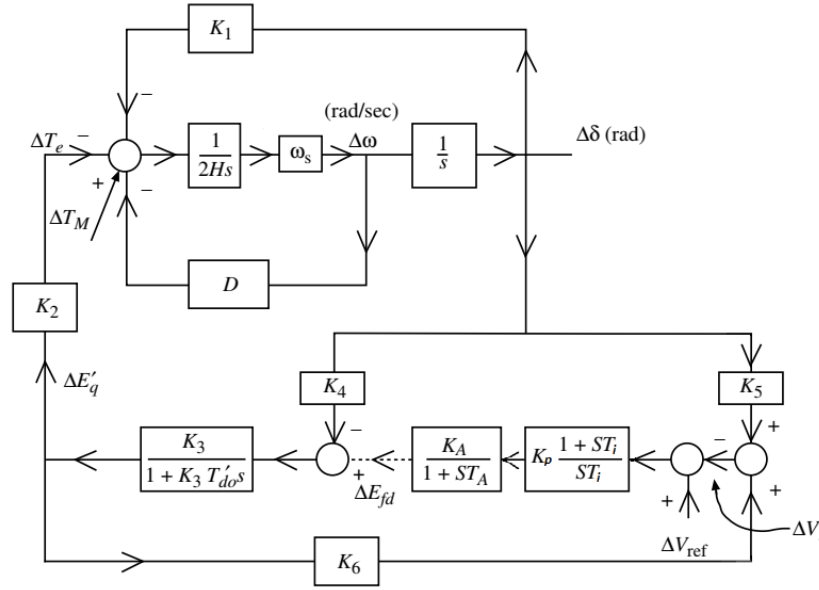


Figura 6.1 – Modelo linearizado de Heffron-Phillips com regulador *PI*.
Fonte: Adaptado de (Sauer; Pai, 1998)

- Dados do sistema de excitação segundo a Tabela A.3.

A Figura 6.2 mostra que as fases das respostas em frequência $\Delta V_t/\Delta V_{ref}$ e $\Delta T_e/\Delta V_{ref}$ possuem praticamente o mesmo comportamento. Existe diferenças na proximidade do modo local ($\approx 6,44 \text{ rad/s}$). Este modo é evidenciado a partir do pico do gráfico da resposta em frequência da função de transferência $\Delta\omega/\Delta T_m$, conforme a Figura 6.3.

Portanto, nota-se que as variações no ângulo de carga $\Delta\delta$ não são completamente desprezíveis, principalmente em relação ao modo local. Com o objetivo de ilustrar tal afirmação, foi realizada uma simulação computacional no domínio do tempo. O sistema modelado foi o mesmo utilizado para a obtenção das respostas em frequência da Figura 6.2. Foi empregado, a princípio, um distúrbio senoidal com amplitude $0,01 \text{ p.u.}$ e frequência variável aplicado em ΔV_{ref} . O distúrbio tem início com frequência nula e aumenta de forma linear através de uma taxa de 3 rad/s a cada 10 segundos. A Figura 6.4 exhibe o comportamento do ângulo de carga mediante a perturbação. Verifica-se um aumento considerável na amplitude de $\Delta\delta$ entre os instantes $t = 20\text{s}$ e $t = 30\text{s}$. Durante este período, a frequência do distúrbio variou de 6 rad/s a 9 rad/s .

A Figura 6.5 exhibe o efeito da variação de $\Delta\delta$, para o mesmo distúrbio da Figura 6.4, no entanto com frequência angular de $6,42 \text{ rad/s}$, correspondente ao MOE do tipo local. Como pode ser observado através da Figura 6.2, a fase da função de transferência, para essa frequência, é inferior à 90° , portanto o sistema é instável. O efeito do MOE na frequência da rede, 60 Hz , pode ser evidenciado a partir da Figura 6.6. Apesar do sistema ser estável para esta frequência, o comportamento oscilatório do sistema pode limitar, por exemplo, a transferência de potência entre as barras do sistema.

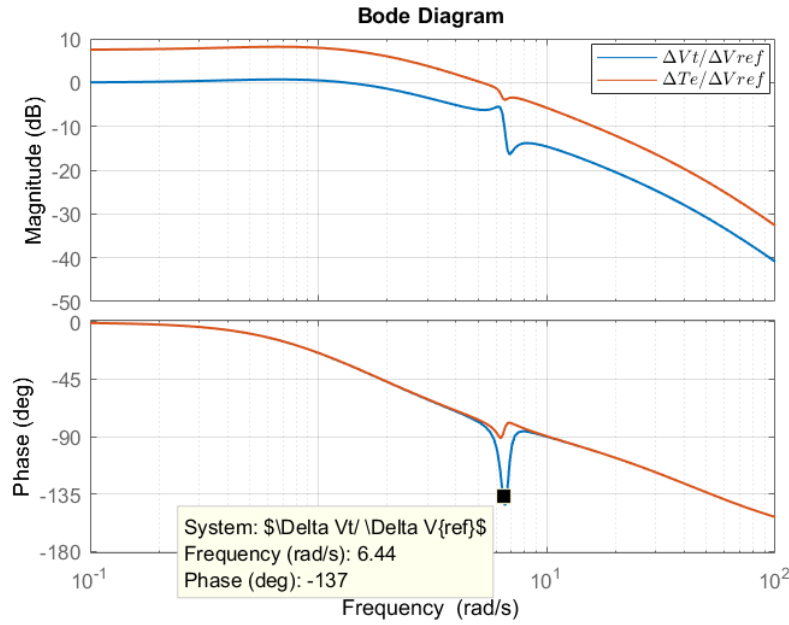


Figura 6.2 – Respostas em frequência $\Delta V_t / \Delta V_{ref}$ e $\Delta T_e / \Delta V_{ref}$.

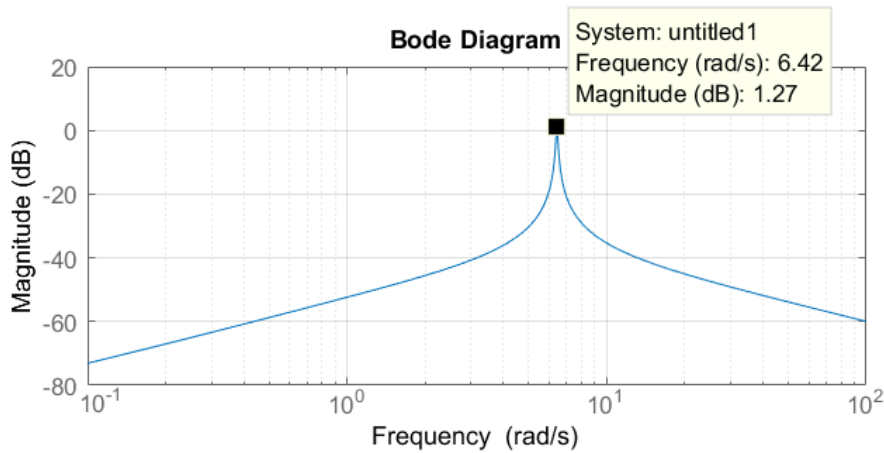


Figura 6.3 – Modo local de oscilação

6.2.1.1 Sintonia do ESP Através do Método de Ajuste de Fase: Os critérios de sintonização e desempenho no projeto do estabilizador, nos modos de oscilação, são realizados através da variação de $GEP(s)$ com o ganho do excitador, carga do gerador e da força do sistema CA. Uma experiência realizada por Larsen e Swann (1981) verificou que o valor de $GEP(j\omega_i)$ aumenta com o carregamento do gerador e à medida que o sistema de transmissão se torna mais forte (utilizando a velocidade como sinal de entrada do estabilizador), efeito este que é amplificado com a utilização de reguladores de tensão de ganho elevado.

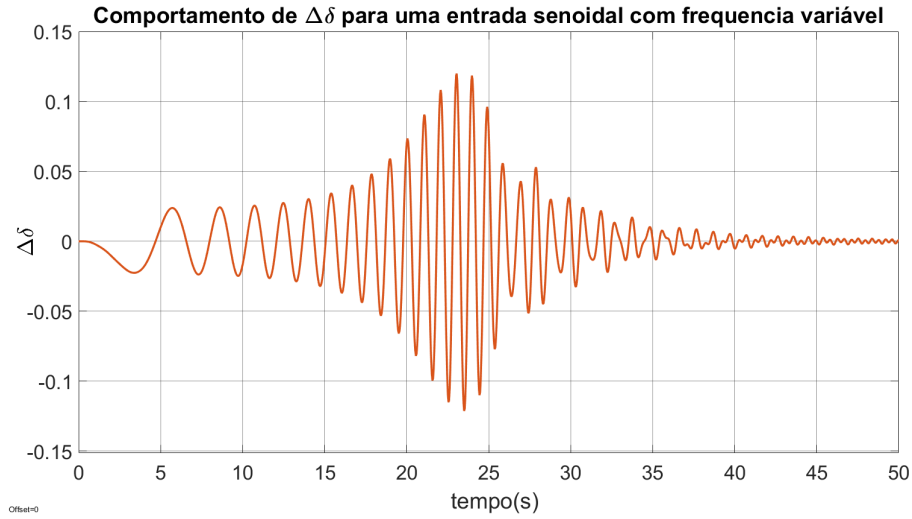


Figura 6.4 – Variação do ângulo de carga a um sinal senoidal com frequência variável para o sistema sem ESP.



Figura 6.5 – Comportamento do ângulo de carga $\Delta\delta$ para uma entrada senoidal com amplitude 0,01 p.u. e frequência angular de 6,42 rad/s.

Durante o processo de sintonia do ESP, é necessário que o comissionador decida qual o nível de potência ativa para o ajuste. Uma escolha comum em campo é realizar os ensaios com a carga do gerador próxima à nominal, ou seja, condição mais oscilatória da máquina (Mota, 2010). Uma simulação aplicando um degrau de 0,01 p.u. na referência de tensão (V_{ref}) do modelo da Figura 3.2 demonstra o efeito do aumento do carregamento na tensão terminal, V_t , do gerador, conforme apresentado na Figura 6.7.

De acordo com a Figura 6.7, a condição de operação do sistema se torna mais crítica à medida que aumenta o carregamento. Deste modo, para comprovar a eficácia sobre o modelo utilizando ESP e através da PEVA, tomou-se como base para projeto o sistema operando com carga de $P = 0,8$ p.u. e $Q = 0,1$ p.u.. Para o estudo de estabilidade considerando o caso da máquina conectada ao barramento infinito da Figura 6.1, o ESP

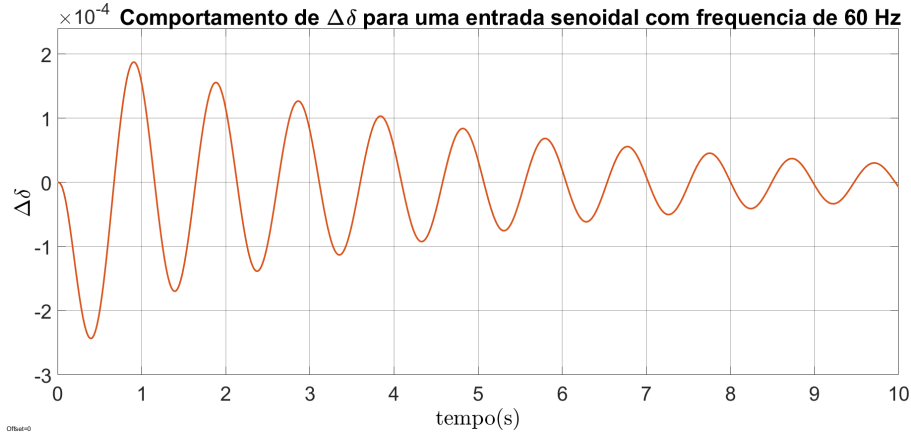


Figura 6.6 – Comportamento do ângulo de carga $\Delta\delta$ para uma entrada senoidal com amplitude 0,01 p.u. e frequência de 60 Hz.

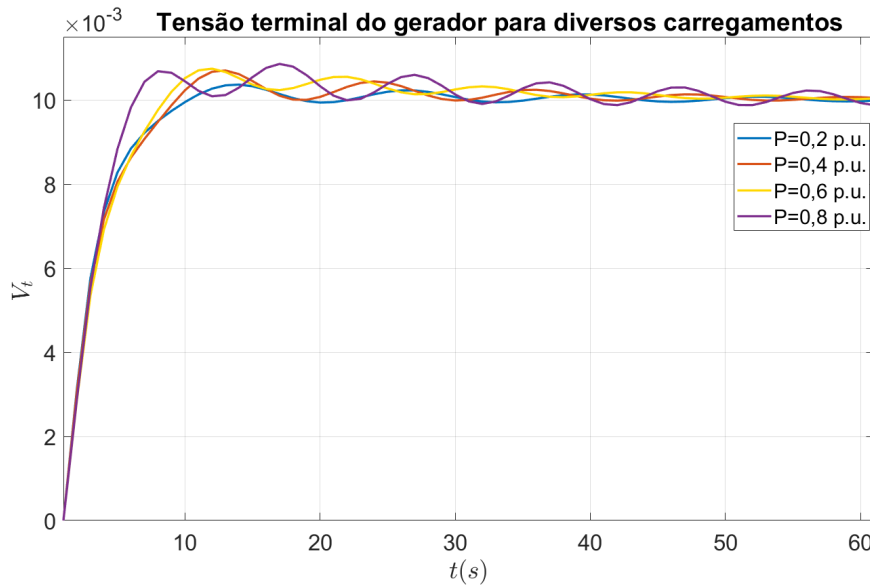


Figura 6.7 – Variação na tensão terminal para carregamento de 0,2 a 0,8 p.u.

projetado por meio do ajuste de fase, conforme as equações descritas no Capítulo 4, e utilizando a velocidade como sinal de entrada, possui um bloco duplo de avanço de fase para amortecer as oscilações do modo local próximas de 6,4354 rad/s, cuja função de transferência é apresentada na Eq.(6.6):

$$ESP_{\omega}(s) = 10 \left(\frac{0,15s + 1}{0,03s + 1} \right) \left(\frac{0,15s + 1}{0,03s + 1} \right) \quad (6.6)$$

A fim de verificar o desempenho do ESP por meio da compensação de fase, uma simulação computacional no domínio da frequência foi realizada, conforme a Figura 6.8.

É possível notar que o somatório das fases da planta juntamente com o ESP abrange uma faixa ampla do espectro com fase nula, remetendo a um bom projeto do ESP. Além disso, a largura de banda do sistema controlado é maximizada, de modo que a fase é inferior à 90° após os 14 rad/s , muito além da frequência dos MOE.

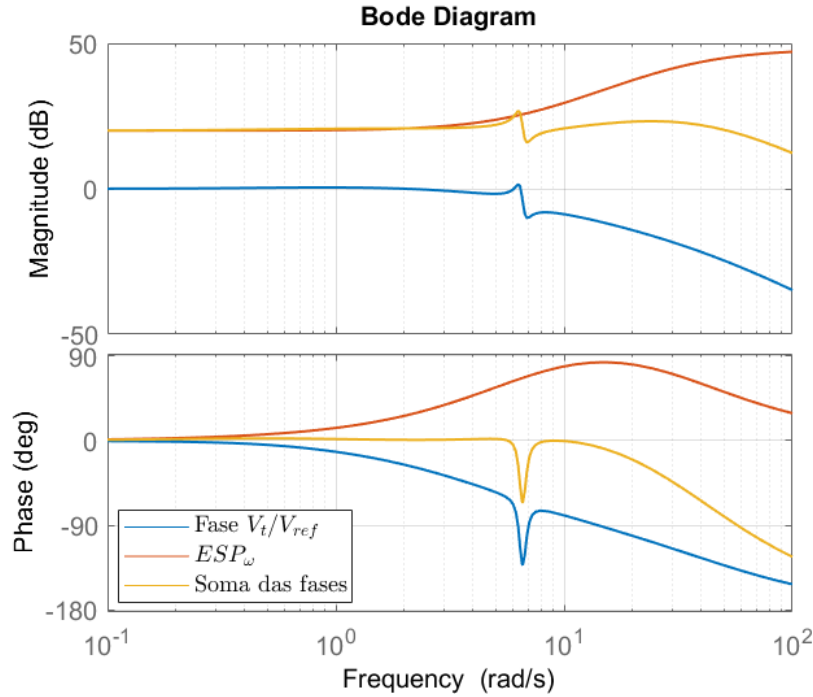


Figura 6.8 – Fases das respostas em frequência $\Delta e_t/\Delta e_{ref}$, ESP_ω e soma das fases

6.2.1.2 Sintonia do ESP Utilizando Algoritmos Genéticos: Diversas abordagens e metodologias de controle vêm sendo desenvolvidas para solucionar os problemas em plantas de difícil descrição (Jamshidi et al., 2002). Uma forma de buscar os melhores parâmetros do ESP é com o uso de AG. A princípio, o algoritmo deve ser capaz de indicar o melhor indivíduo (solução) da população que evolui a cada geração. O operador realiza variações e seleções genéticas de forma natural, o qual tende a encontrar o melhor resultado para o problema em um curto espaço de tempo, levando em consideração o grande espaço de busca (Linden, 2008).

Basicamente, os algoritmos genéticos seguem a lógica apresentada na Figura 6.9. O projeto do AG utilizado neste trabalho utiliza os seguintes operadores:

- **Seleção:** Nesta fase os indivíduos mais aptos da geração atual são selecionados para aplicação de diversos tipos de operadores. Para isso, deve-se utilizar uma função *fitness*, ou função objetivo, a qual se deseja minimizar, e que representa a heurística da resolução do problema (Kok et al., 2015). Existem diversos tipos de operadores aplicados ao processo de seleção, tais como: seleção por torneio, roleta, classificação

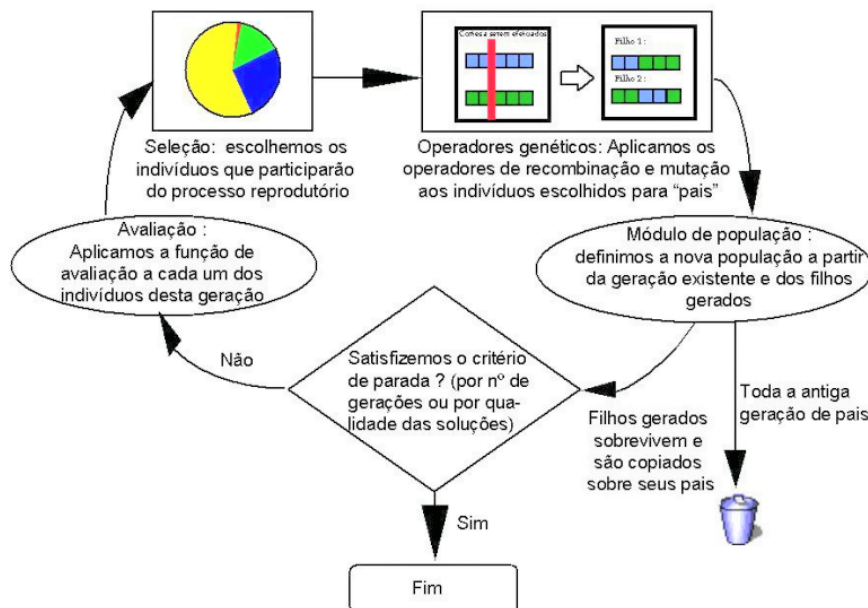


Figura 6.9 – Esquema básico de um AG.

Fonte: (Linden, 2008)

e elitismo. Para manter a diversidade genética da nova população, neste trabalho os melhores indivíduos foram selecionados para reprodução através do método da roleta viciada. Vale ressaltar que o elitismo foi mantido e nenhum operador foi aplicado aos melhores indivíduos, isso garante que eles passem automaticamente para a próxima geração, preservando, desta forma, as suas características genéticas.

- **Recombinação:** A operação de recombinação (ou cruzamento) é responsável por produzir novos indivíduos para a população a partir do material genético dos pais envolvidos no processo (Shukla; Singh; Naik, 2010). A forma mais simples de implementação desse procedimento é o cruzamento de um único ponto, ilustrado na Figura 6.10. Nesse tipo de cruzamento dois pais são selecionados na população e um ponto aleatório entre o primeiro e o último *bit* do cromossomo é escolhido. A partir desse ponto, o restante do cromossomo do primeiro pai é trocado pelas informações do segundo pai e vice-versa, gerando dois novos indivíduos.

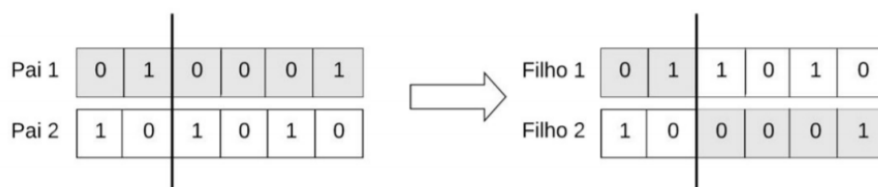


Figura 6.10 – Cruzamento de um único ponto.

Fonte: (Linden, 2008)

- **Mutação:** Em algoritmos genéticos, as mutações são utilizadas para inserir novas características na população. Esse procedimento possibilita que o algoritmo percorra todo o espaço de busca, diminuindo a probabilidade do AG convergir prematuramente para um mínimo local (Haupt; Haupt, 2004). Os pontos de mutação são selecionados aleatoriamente entre os indivíduos da população. Para uma codificação binária, a mutação de um único ponto consiste em substituir um *bit* 0 para 1, ou vice-versa; esse processo é ilustrado na Figura 6.11. Neste trabalho, a taxa de mutação aplicada foi de 0,01, garantindo que diversas variações possam ocorrer, possibilitando assim explorar o amplo espaço de pesquisa.

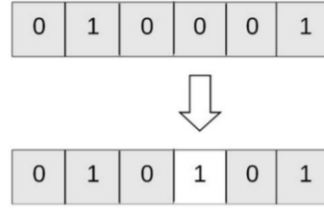


Figura 6.11 – Ilustração do processo de mutação em um AG.

Fonte: (Linden, 2008)

O ESP a ser implementado possui três parâmetros a serem determinados pelo AG, são eles: K_s , T_1 e T_2 . Conforme mencionado no Capítulo 4, $T_1 = T_3$ e $T_2 = T_4$. O algoritmo utiliza uma representação binária de 25 *bits* para cada uma das três variáveis, de modo que um indivíduo/solução possui um cromossomo de 75 *bits*, gerando um espaço de busca da ordem de $3,77 \times 10^{22}$ possibilidades. Em testes e estudos da planta, observou-se que o parâmetro de ganho K_s pode variar, de maneira efetiva, entre valores de 10 à 60. Já os parâmetros relacionados às constantes de tempo T_1 à T_4 de 0 à 0,2 segundo.

O algoritmo foi programado com uma população de 10 indivíduos, no qual cada indivíduo representa uma solução, a qual fornece os parâmetros do ESP. Eles são avaliados de acordo com a função *fitness*, conforme descrita na Eq.(6.7), recebendo uma melhor classificação aqueles indivíduos que forneceram maior amortecimento com menor tempo de estabilização à $GEP(s)$, abrangendo uma ampla faixa do espectro. Os melhores indivíduos terão maiores chances de serem selecionados para a reprodução, sendo o genitor dos indivíduos da população da nova geração. A decisão de interromper o algoritmo foi definida em 500 gerações, o que representa o momento em que não ocorrem mais variações no indivíduo de elite, indicando a melhor solução obtida.

$$fitness(i) = \alpha_1 \sum_{j=1}^n (1/\zeta_j) + \alpha_2(UP) + \alpha_3 \sum_{w=0,1}^{10^3} (|\phi_w|) + \alpha_4(T_a) \quad (6.7)$$

onde:

j, n, w – Representam o autovalor atual, número máximo de autovalores e a

- frequência em rad/s , respectivamente.
- ζ_j – Corresponde ao fator de amortecimento relacionado ao autovalor λ_j , conforme Eq.(6.8);
- UP – Corresponde à ultrapassagem percentual (*overshoot*) da função de transferência em malha fechada para uma entrada em degrau;
- ϕ_w – Corresponde à fase da função de transferência em malha fechada na frequência w ;
- Ta – Corresponde ao tempo de subida da função de transferência em malha fechada para uma entrada em degrau;
- $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ e α_4 – Pesos dos parâmetros da função *fitness*.

$$\zeta(\lambda_j) = \frac{-\sigma_j}{\sqrt{\sigma_j^2 + \omega_j^2}} \quad (6.8)$$

em que σ_j e ω_j representam a parte real e complexa do autovalor λ_j , respectivamente.

Fatores de penalidade foram atribuídos à função *fitness* caso houvessem autovalores com coeficiente de amortecimento inferior à 10% e se a resposta do indivíduo apresentasse um comportamento superamortecido. A decisão de inserir este último fator de penalidade se deve ao fato que o sistema controlado, ao apresentar uma resposta superamortecida em sistemas superdimensionados (carregamento de 0,8 p.u.), eleva o tempo de estabilização quando testados em sistemas subdimensionados (carregamento de, por exemplo, 0,2 p.u.).

De acordo com Larsen e Swann (1981), além do sistema ter um amortecimento elevado, deve-se buscar maximizar a largura de banda na qual a defasagem é inferior à 90° , mesmo que este resultado provoque uma leve alteração na frequência do modo local. Desta forma, foi adicionada à função *fitness* um parâmetro com tal objetivo. Os pesos $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ e α_4 foram ajustados de maneira empírica.

O algoritmo está estruturado de acordo com o fluxograma descrito na Figura 6.12, onde o critério de parada foi o número de gerações, parâmetro definido após observar que não havia variações significativas na avaliação do melhor indivíduo ao longo das gerações. Após 500 gerações o algoritmo obteve os parâmetros exibidos na função de transferência da Eq.(6.9).

$$ESP_{\omega_{GA}}(s) = 32,9672 \left(\frac{0,1318s + 1}{0,0499s + 1} \right) \left(\frac{0,1318s + 1}{0,0499s + 1} \right) \quad (6.9)$$

A Figura 6.13 apresenta o gráfico de convergência do AG para a obtenção dos parâmetros do ESP.

6.2.2 Procedimentos para Alocação Parcial de Autoestrutura

Autovalores com baixo amortecimento ou até mesmo instáveis podem ser alocados convenientemente através da PEVA, desde que o sistema seja parcialmente controlável

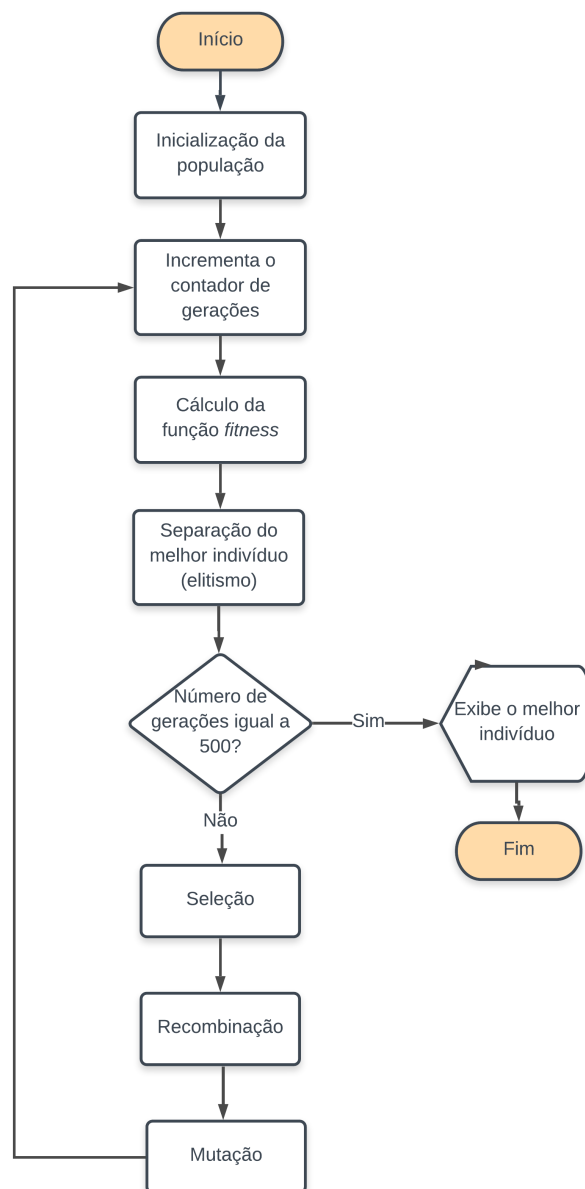


Figura 6.12 – Fluxograma do AG implementado.

em relação a esses modos (Datta et al., 2002; Araújo, 2017). Para os modos críticos, a literatura estabelece alguns valores mínimos de amortecimento a depender da natureza dos modos. O *Ontario Hydro Practice* estipula um amortecimento mínimo de 3% para o modo dominante, enquanto o *Australian Utilities* utiliza 5% (Kundur, 1994; Pal; Chaudhuri, 2006). Todavia, muitos projetistas adotam 5% como referência (Larsen; Swann, 1981; Sebaa; Boudour, 2007; Breulmann et al., 2000). Devido o sistema da máquina síncrona conectada a um barramento infinito, da Figura 6.1, possuir apenas o modo local de oscilação, com frequência de 1,0242 Hz (ou 6,4354 rad/s), conforme descrito na Tabela 6.1, o par de autovalores complexo conjugados relacionado   este MOE foi selecionado

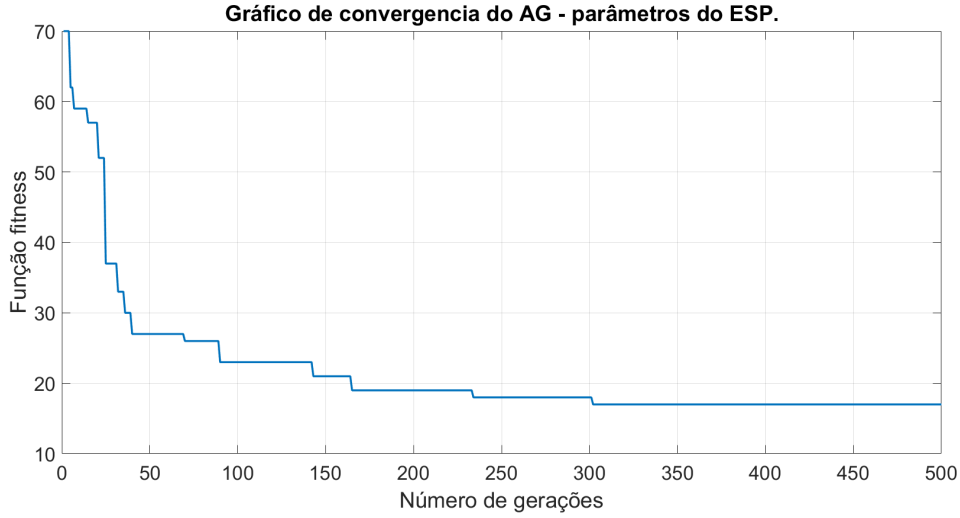


Figura 6.13 – Convergência do AG para obtenção dos parâmetros do ESP.

para a alocação. Além desses, foi inserido para alocação um terceiro autovalor que está situado próximo à região de instabilidade ($\sigma_j = -0,1507$).

Conforme abordado no Capítulo 4, a sintonia do ESP é realizada para uma condição de operação específica (condição de sintonização), embora seu projeto seja concebido de tal maneira que o ESP deve apresentar um comportamento desejável nas mais diversas condições de operação, principalmente a condição de desempenho (carregamento elevado com linhas de transmissão fracas), situação em que mais necessita da atuação do ESP. Com o intuito de manter a comparação entre a metodologia utilizando ESP e através da PEVA mais “justa”, o procedimento de alocação parcial também levará em consideração um único ponto de operação para projeto. Em seguida, testes serão realizados em ambos os sistemas controlados nas mais diversas condições de operação.

Neste trabalho, foi realizada a PEVA em consideração ao sistema da Figura 6.1 sem a malha de realimentação (em malha aberta), isso por conta do controlador PI. Como a inserção deste controlador tem por objetivo eliminar o erro em regime permanente, efetuar a alocação dos autovalores com o sistema já realimentado poderia anular este efeito. Embora uma compensação de ganho pudesse ser realizada em conjunto com a PEVA, para um ponto de operação específico, à medida que ocorressem alterações no carregamento do sistema, comuns na operação, o sistema controlado poderia apresentar um erro de *off-set*.

A Tabela 6.1 mostra os autovalores do sistema de Heffron-Phillips, visto na Figura 6.1, em malha aberta e malha fechada.

Conforme exposto, três autovalores foram selecionados para a PEVA, como destacado na Tabela 6.1, sendo o par complexo conjugado correspondente ao modo local. Após selecionados os autovalores a serem alocados, é necessário realizar a verificação da controlabilidade desses modos para possibilitar a aplicação da metodologia através da PEVA, de acordo com os teoremas exibidos no Capítulo 5. Considerando W_{1Esq}^T como sendo

Tabela 6.1 – Autovalores do sistema da Figura 6.1

Em Malha Aberta	Em Malha Fechada
$-0,4061 + 6,4354i$	$-0,2086 + 6,4216i$
$-0,4061 - 6,4354i$	$-0,2086 + 6,4216i$
$-0,1507$	$-4,3852$
0	$-0,5494$
-50	$-45,6112$

a transposta dos autovetores à esquerda associados aos autovalores a serem alocados, a controlabilidade parcial do sistema pode ser realizada através da Eq.(6.10):

$$Ctrb_{\lambda} = W_{1Esq}^T \times B \quad (6.10)$$

Se $Ctrb_{\lambda} \neq 0$, então o sistema é parcialmente controlável para os autovalores selecionados, portanto, a PEVA poderá ser implementada. A próxima etapa é definir o conjunto μ contendo as novas posições para alocação dos autovalores. A escolha da nova posição dos autovalores a serem alocados não é trivial, com isso, optou-se por utilizar AG para realizar esta seleção. Além disso, a nova alocação não deve sobrepor a posição de outros autovalores existentes no sistema, isso porque autovalores múltiplos criados artificialmente são geralmente menos robustos e mais sensíveis às perturbações (Datta et al., 2002; Araújo, 2017). Ainda com o objetivo de manter a comparação entre os sistemas com ESP e com PEVA mais prudente, a parametrização do algoritmo (número de indivíduos, número de gerações e taxa de cruzamento) bem como a função *fitness* e a maior parte das restrições (com exceção dos limites atribuídos aos parâmetros do ESP e à nova posição dos autovalores a serem alocados) foram as mesmas para ambos os casos.

A partir de testes e estudos da planta, foi definido que a alocação do par de autovalores pertinentes ao modo local (λ_1 e λ_2) poderia estar compreendida, no eixo real, entre valores situados de $\sigma_j = -1$ a $\sigma_j = -15$. Já o terceiro autovalor (λ_3) poderia assumir posições entre $\sigma_j = -0,2$ a $\sigma_j = -0,5$ (a escolha deste intervalo foi realizada por *feeling*, através da análise do Lugar das Raízes, uma vez que existe um zero alocado no eixo real em $-0,5$). Deste modo, o AG iniciará uma busca com o objetivo de encontrar um sistema que apresente um bom comportamento em consideração aos *ranges* descritos.

Os autovalores selecionados para a PEVA são alocados em uma matriz bloco-diagonal Λ_1 , como mostra a Eq.(6.11)

$$\Lambda_1 = \begin{bmatrix} \lambda_{1D} & 0 \\ 0 & \lambda_{2D} \end{bmatrix} \quad (6.11)$$

de modo que:

$$\lambda_{1D} = \begin{bmatrix} -0,4061 & -6,4354 \\ 6,4354 & -0,4061 \end{bmatrix}, \quad \lambda_{2D} = -0,1507$$

Os autovetores à esquerda, relacionados aos autovalores que serão alocados, são exibidos na Eq.(6.12). Em seguida, a PEVA poderá ser concluída através do Teorema 5.1.3 visto no Capítulo 5.

$$W_1^{3 \times 5} = \begin{bmatrix} -0,0316 - 0,5822i & -0,0000 - 0,0003i & -0,0091 + 0,0004i & \dots \\ \dots & -0,0002 - 0,0014i & -0,0011 + 0,0002i & \\ -0,0316 + 0,5822i & -0,0000 + 0,0003i & -0,0091 - 0,0004i & \dots \\ \dots & -0,0002 + 0,0014i & -0,0011 - 0,0002i & \\ 0,0527 - 0,0000i & -0,0100 + 0,0000i & 0,0151 - 0,0000i & \dots \\ \dots & -0,0501 + 0,0000i & 1,6616 - 0,0000i & \end{bmatrix} \quad (6.12)$$

O AG retornou as posições $\lambda_1 = -9,6131$, $\lambda_2 = -11,3367$ e $\lambda_3 = -0,4432$ para alocação dos autovalores. A Tabela 6.2 mostra as posições dos autovalores em malha aberta (sem a malha de realimentação da saída, no entanto, com a realimentação de estados, para o caso da PEVA) e em malha fechada do sistema original e após a aplicação da PEVA. De acordo com a Tabela 6.2, nota-se que os autovalores dominantes do sistema, após a PEVA, foram deslocados para uma região mais estável do espectro.

Tabela 6.2 – Autovalores do sistema da Figura 6.1 para $P = 0,8$ p.u. antes e após a alocação parcial

Malha Aberta	Malha Fechada	Malha Aberta-PEVA	Malha Fechada-PEVA
$-0,4061 + 6,4354i$	$-0,2086 + 6,4216i$	$-9,6131$	$-2,3834 + 1,6666i$
$-0,4061 - 6,4354i$	$-0,2086 - 6,4216i$	$-11,3367$	$-2,3834 - 1,6666i$
$-0,1507$	$-4,3852$	$-0,4432$	$-24,9844$
0	$-0,5494$	0	$-0,5221$
-50	$-45,6112$	-50	$-41,1197$

A Figura 6.14 apresenta o gráfico de convergência do AG para a obtenção das novas posições para alocação dos autovalores.

6.3 PROCEDIMENTOS PARA A PEVA BASEADA EM OBSERVADORES DE ESTADO

Na Subseção 6.2.2 foi discutido os procedimentos relativos à PEVA, aplicado a um modelo de gerador síncrono conectado a um barramento infinito, com o intuito de amortecer oscilações de baixa frequência do tipo local. Esta seção tem o propósito de discorrer a respeito da metodologia utilizando PEVA baseada em observadores de estado para amortecer as oscilações de baixa frequência do tipo interárea. Para isso, utilizou-se

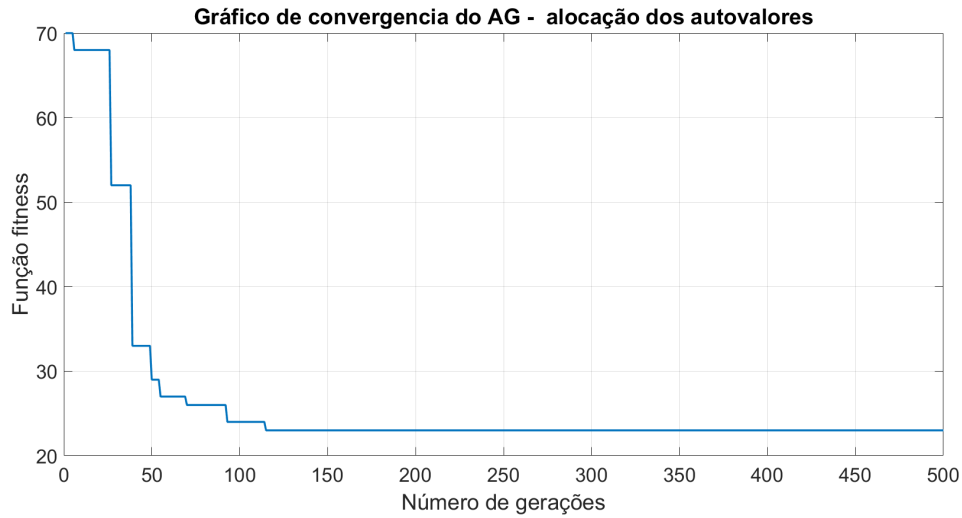


Figura 6.14 – Convergência do AG para obtenção das novas posições para alocação dos autovalores para o sistema de Heffron-Phillips.

um sistema teste de três áreas interligadas, como mostra a Figura 3.5. Este é um modelo simplificado utilizado aqui apenas para ilustrar a metodologia, pois não considera um parâmetro dinâmico importante, que é o isócrono, não tendo portanto valor prático, no entanto, atende bem à proposta de servir como um sistema teste inicial para a metodologia devido à simplicidade de sua implementação.

Conforme descrito no Capítulo 1, para SEP de grande porte, além do custo para medir todas as variáveis de estado do sistema, muitas delas não estão disponíveis via medição, sendo necessário a utilização de observadores para estimá-las. Desde que os autovalores selecionados para PEVA sejam parcialmente observáveis, estimadores podem ser utilizados para reconstruir as variáveis de estado do sistema a partir da realimentação estática do sinal de saída. Os estados observados do SEP são usados diretamente como entrada para o controlador, onde a lei de controle não precisa ser expressa em termos das variáveis medidas.

6.3.1 Projeto para PEVA

O sistema teste possui o total de 11 autovalores, sendo 3 pares de autovalores complexos conjugados correspondentes aos MOE do tipo interárea e outros 5 autovalores correspondentes ao MOE do tipo local. Alguns desses autovalores podem ser vistos a partir da Figura 6.15, que teve seu eixo horizontal limitado com o intuito de dar ênfase aos MOE do tipo interárea. Os autovalores associados a esses modos são: $\lambda_1 = -0,1759 \pm j3,0010s^{-1}$, $\lambda_2 = -0,1199 \pm j4,0102s^{-1}$ e $\lambda_3 = -0,1893 \pm j4,6410s^{-1}$. Os modos de oscilação do tipo interárea possuem baixo amortecimento natural, sendo que, para o sistema teste, dois deles tem amortecimento inferior à 5%, enquanto o outro possui aproximadamente 5%. Como exposto na subseção 6.2.2, a literatura estabelece alguns

valores mínimos de amortecimento para os modos críticos, de modo geral, os projetistas consideram que valores acima de 5% garantem um bom amortecimento. Portanto, os três pares de autovalores correspondentes a esses modos são selecionados para a PEVA.

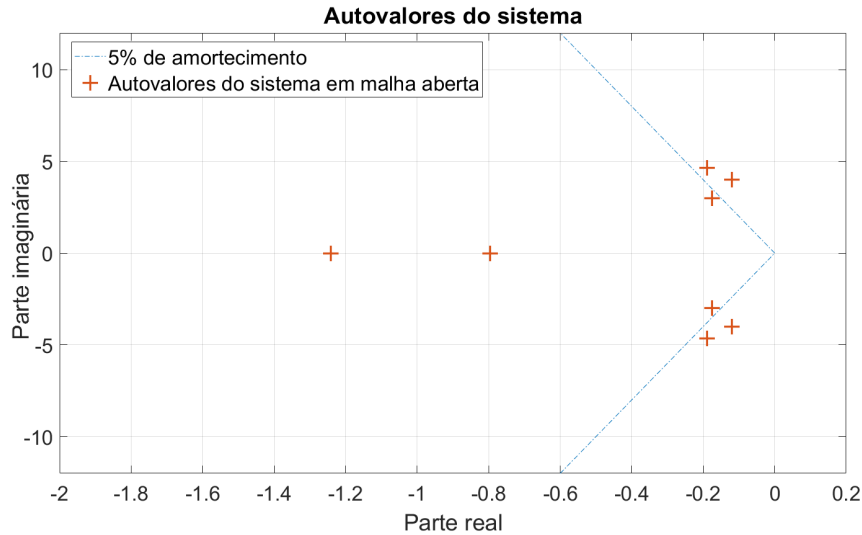


Figura 6.15 – Autovalores do sistema teste de três áreas sem realimentação.

Após a seleção dos autovalores para alocação, conforme mencionado na Subseção 6.2.2, verifica-se a controlabilidade para possibilitar a aplicação da metodologia através da PEVA. Uma vez que o sistema é parcialmente controlável para os autovalores selecionados, a PEVA poderá ser implementada. A próxima etapa é definir o conjunto μ_1 contendo as novas posições para alocação dos autovalores. A escolha dos elementos que compõem μ_1 deve ser realizada não apenas com base na resposta do sistema frente às pequenas perturbações, mas também deve ser considerado o esforço de controle utilizado para efetuar a alocação, de maneira a garantir a empregabilidade da solução. Para isso, utilizou-se AG para selecionar os elementos de μ_1 .

O AG implementado para o sistema teste busca obter as novas posições complexas relativa à esses autovalores. Isto porque, na prática, o esforço de controle necessário para alocar os autovalores no eixo real é muito grande, por isso, esta alocação não é considerada nesta seção. Ademais, deve-se respeitar a simetria do eixo real no plano complexo, de modo que os autovalores complexos ocorram em pares conjugados.

O algoritmo implementado utiliza uma representação binária de 25 *bits* para cada uma das três variáveis, de modo que um indivíduo/solução possui um cromossomo de 75 *bits*, gerando um espaço de busca da ordem de $3,77 \times 10^{22}$ possibilidades. Em testes e estudos da planta, foi definido que os autovalores podem variar entre $-2 + 12i$ à $-0,1 + 0,5i$, lembrando que o outro autovalor será alocado na posição conjugada e não deve sobrepor outros autovalores existentes no sistema.

O algoritmo foi programado com uma população de 10 indivíduos, onde cada indivíduo representa uma solução, a qual fornece as novas posições para alocação dos au-

tovalores. Eles são avaliados de acordo com a função *fitness* descrita na Eq.(6.13), recebendo uma melhor classificação aqueles indivíduos que fornecerem maior amortecimento ao sistema com menor esforço necessário ao controlador. Fatores de penalidades foram atribuídos à função *fitness* caso exista algum autovalor com coeficiente de amortecimento inferior à 5%. O critério de parada foi definido em 500 gerações, o que representa o momento em que não ocorrem mais variações no indivíduo de elite, indicando a melhor solução obtida.

$$fitness(i) = \alpha_1 \sum_{\lambda=1}^n \left(\frac{1}{\zeta_\lambda} \right) + \alpha_2 \sum_{b=1}^B \left[\frac{\int_{t_0}^{t_f} |u_b(t)|}{|u_b(t_f)|} \right] + \alpha_3 \sum_{s=1}^n \left[\frac{\int_{t_0}^{t_f} |EO_s(t)|}{|EO_s(t_f)|} \right] \quad (6.13)$$

onde:

- i, n, B, t_0, t_f – Iteração atual, número de autovalores/estados, número de entradas do sistema, tempo de simulação inicial e tempo de simulação final, respectivamente;
- ζ – Coeficiente de amortecimento;
- u – Sinal de controle;
- EO – Estados observados;
- α_1, α_2 e α_3 – Pesos dos parâmetros da função *fitness*.

O AG retornou as posições dos autovalores conforme exibido na Tabela 6.3, sendo os autovalores em destaque da malha fechada os elementos de μ_1 e todos os autovalores da malha fechada os elementos de λ_{C1} . Os autovalores selecionados para a PEVA são alocados em uma matriz bloco-diagonal Λ_1 , tal como:

Tabela 6.3 – Autovalores do sistema da Figura 3.5 sem realimentação e através da PEVA.

Sem realimentação	Com PEVA
$-0,1894 + 4,6410i$	$-1,4316 + 5,9962i$
$-0,1894 - 4,6410i$	$-1,4316 - 5,996i$
$-0,1199 + 4,0102i$	$-0,9151 + 2,3869i$
$-0,1199 - 4,0102i$	$-0,9151 - 2,3869i$
$-0,1759 + 3,0010i$	$-1,4197 + 1,1349i$
$-0,1759 - 3,0010i$	$-1,4197 - 1,1349i$
$-13,8817$	$-13,8817$
$-6,8670$	$-6,8670$
$-5,0610$	$-5,0610$
$-1,2407$	$-1,2407$
$-0,7959$	$-0,7959$

A Figura 6.16 apresenta o gráfico de convergência do AG para a obtenção das novas posições para alocação dos autovalores.

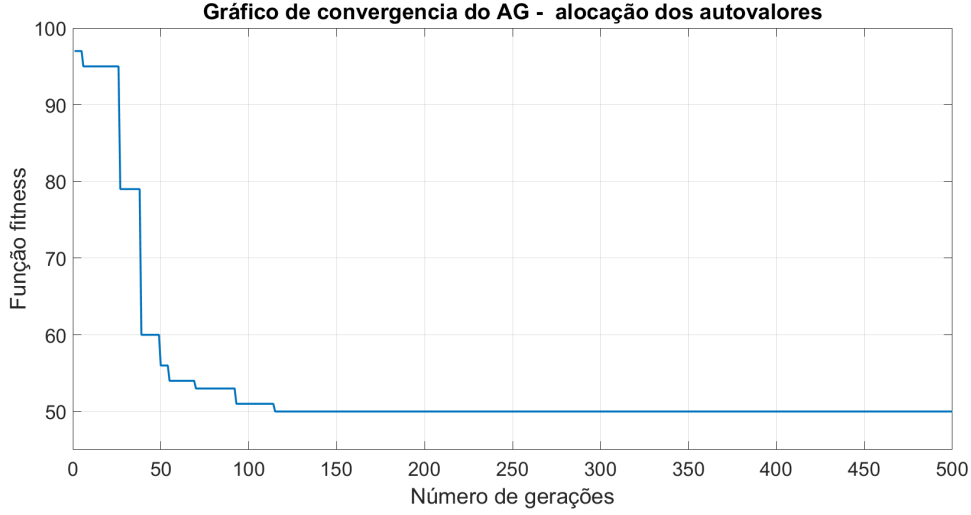


Figura 6.16 – Convergência do AG para obtenção das novas posições para alocação dos autovalores para o sistema teste de três áreas.

$$\Lambda_1 = \begin{bmatrix} \lambda_{1D} & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_{2D} & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_{3D} \end{bmatrix} \quad (6.14)$$

em que:

$$\lambda_{1D} = \begin{bmatrix} -0,1759 & -3,0010 \\ 3,0010 & -0,1759 \end{bmatrix} \quad \lambda_{2D} = \begin{bmatrix} -0,1199 & -4,0102 \\ 4,0102 & -0,1199 \end{bmatrix} \quad \lambda_{3D} = \begin{bmatrix} -0,1894 & -4,6410 \\ 4,6410 & -0,1894 \end{bmatrix}$$

Com isso, o cálculo da matriz F , responsável pela alocação dos autovalores, pode ser realizado com base nas premissas, definições e teoremas da Subseção 5.1.1.

6.3.2 Projeto do Observador de Estados

Para o projeto do observador de estados, os autovalores da matriz bloco-diagonal Λ_1 devem ser observáveis. Considerando W_{1Esq}^T como sendo a transposta dos autovetores à esquerda associados aos autovalores a serem alocados, a observabilidade parcial do sistema pode ser realizada através da Eq.(6.15):

$$Obsv_\lambda = W_{1Esq}^T \times C^T \quad (6.15)$$

Se $Obsv_\lambda \neq 0$, então o sistema é parcialmente observável para os autovalores selecionados, portanto, estimadores poderão ser utilizados para reconstruir as variáveis de

estado do sistema em estudo. A próxima etapa é definir o conjunto μ_2 contendo as novas posições para alocação dos autovalores da malha do observador. Com o objetivo de garantir que o erro de estimação dos estados decaia rapidamente, os autovalores da matriz $(\mathbf{A} - \mathbf{L}\mathbf{C})$ devem ser escolhidos de tal modo que a dinâmica do observador seja mais rápida que a dinâmica do sistema. Para o sistema teste em estudo, μ_2 foi calculado da seguinte forma:

$$\mu_2 = \mu_1 - 0,01 \quad (6.16)$$

sendo μ_1 as novas posições dos autovalores selecionados para a PEVA.

Com isso, o cálculo da matriz L é realizado considerando o dual da PEVA, conforme as suposições e teorema da Subseção 5.1.2.

Capítulo

7

RESULTADOS E DISCUSSÕES

7.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Nesta seção, os resultados de simulação, obtidos através de um computador com processador Intel(R) Core(TM) i7-8565U CPU @ 1.80-1.99 GHz, utilizando o *software* MATLAB, são expostos em consideração à três sistemas de potência. As Seções 7.2 e 7.3 exibem os resultados de simulação do modelo de Heffron-Phillips e do sistema teste contendo três áreas conectadas, respectivamente, cujos projetos foram destacados no Capítulo 6. A Seção 7.4 mostra os resultados de simulação do sistema de New England/-New York apresentado na Figura 7.11. O modelo, com 162 estados, faz parte da coletânea do *benchmark* utilizado como sistema teste para estudar a dinâmica e controle de SEP, reunido pelo IEEE. Este sistema possui 68 barramentos, 16 geradores e 5 áreas e seus dados podem ser obtidos em (Singh; Pal et al., 2013; Canizares et al., 2015).

7.2 SISTEMA DE HEFFRON-PHILLIPS

Nesta seção, os resultados de simulação são apresentados em consideração ao sistema da Figura 6.1, cujo projeto foi abordado na Seção 6.2. A Tabela 7.1 mostra a posição dos autovalores do sistema em malha fechada sem realimentação, com ESP clássico sintonizado através do método de ajuste por compensação de fase e por meio de AG e o sistema utilizando a PEVA. O efeito de cada metodologia de controle na resposta do sistema pode ser analisado através da Figura 7.1, que exhibe o comportamento da tensão terminal V_t do gerador mediante uma pequena variação de amplitude 0,01 *p.u.* em sua tensão de referência V_{ref} para $P = 0,8$ *p.u.* e $Q = 0,1$ *p.u.*.

Realizando uma comparação dentre as ações de controle implementadas, nota-se, a partir da Figura 7.1, que representa a condição de operação de projeto dos ESPs e da PEVA, que o controle através do ESP sintonizado com AG e por meio da metodologia utilizando PEVA tiveram um comportamento menos oscilatório em comparação com o projeto de ESP sintonizado a partir da compensação de fase, sendo a curva da PEVA

Tabela 7.1 – Autovalores do sistema da Figura 6.1 para $P = 0,8 \text{ p.u.}$ sem realimentação, com ESP sintonizado por meio do ajuste de fase, com ESP sintonizado através de AG e com PEVA.

Sem realimentação	ESP - Ajuste de Fase	ESP - GA	PEVA
$-45,611 + 0,0000i$	$-60,4991 + 0,0000i$	$-53,8965 + 0,0000i$	$-41,1197 - 0,0000i$
$-0,2086 + 6,4216i$	$-24,6979 + 17,1469i$	$-11,8957 + 13,1891i$	$-2,3834 + 1,6666i$
$-0,2086 - 6,4216i$	$-24,6979 - 17,1469i$	$-11,8957 - 13,1891i$	$-2,3834 - 1,6666i$
$-4,3852 + 0,0000i$	$-1,4814 + 6,1171i$	$-4,8289 + 6,1654i$	$-24,9844 - 0,0000i$
$-0,5494 + 0,0000i$	$-1,4814 - 6,1171i$	$-4,8289 - 6,1654i$	$-0,5221 - 0,0000i$
	$-4,2208 + 0,0000i$	$-3,1411 + 0,0000i$	
	$-0,5512 + 0,0000i$	$-0,5562 + 0,0000i$	

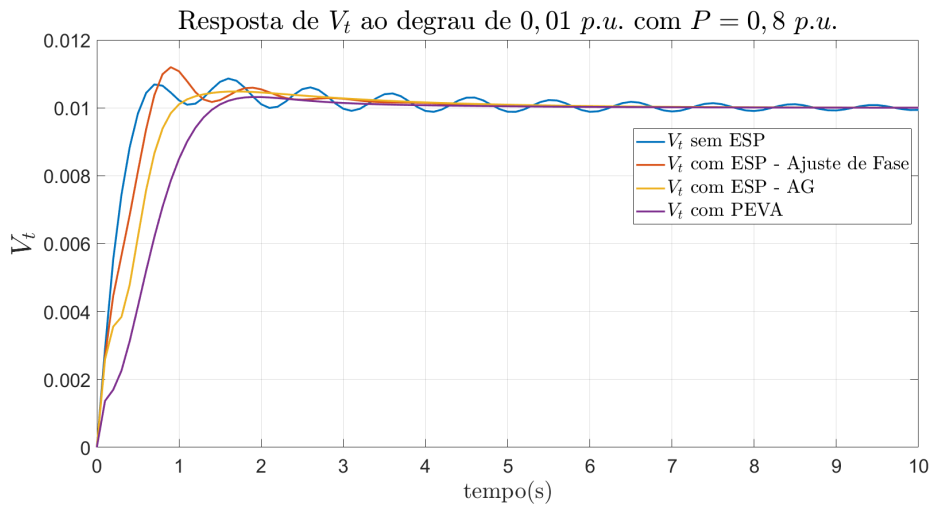


Figura 7.1 – Comportamento da tensão terminal a um distúrbio de $0,01 \text{ p.u.}$ na referência de tensão com $P = 0,8 \text{ p.u.}$

aquela que apresenta maior amortecimento. Apesar da curva referente ao ESP sintonizado com AG apresentar um menor tempo de subida, ela possui um período maior de acomodação (com critério de 2%), uma vez que possui um autovalor adicional com dinâmica lenta em comparação aqueles relativos à PEVA. Como o espectro do sistema muda com a alteração das condições de operação, para validar a robustez do projeto, as Figuras 7.2, 7.5 e 7.6 mostram a resposta ao degrau de $0,01 \text{ p.u.}$ na referência de tensão para diversos tipos de carregamento.

Nota-se, a partir das Figuras 7.2, 7.5 e 7.6, que a metodologia utilizando PEVA apresentou maior amortecimento frente ao ESP nas diversas condições de operação. No entanto, para o caso subdimensionado ($P = 0,2 \text{ p.u.}$), o controle apresentou uma dinâmica mais lenta em comparação com as outras ações de controle. É importante ressaltar que, durante a operação do SEP, o espectro do sistema se encontra em constante alteração, com isso, é interessante adotar uma metodologia de controle que seja menos sensível frente às perturbações.

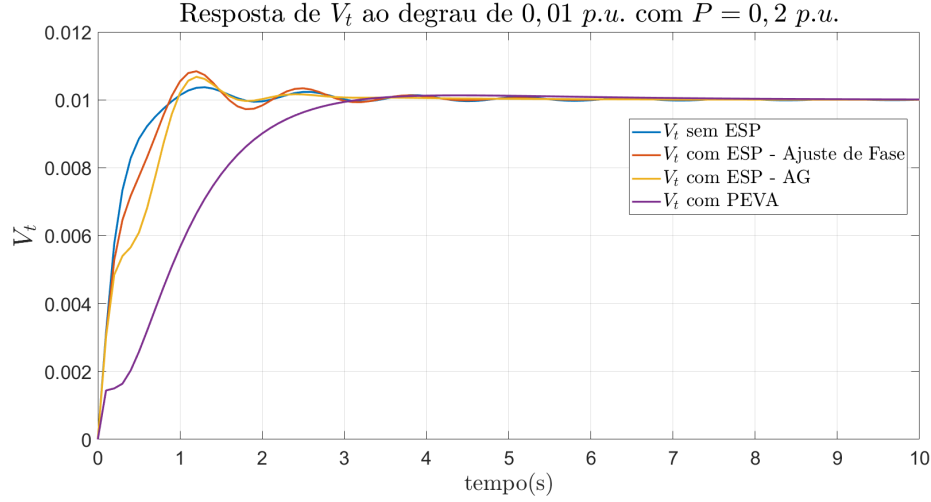


Figura 7.2 – Comportamento da tensão terminal a um distúrbio de $0,01 \text{ p.u.}$ na referência de tensão com $P = 0,2 \text{ p.u.}$

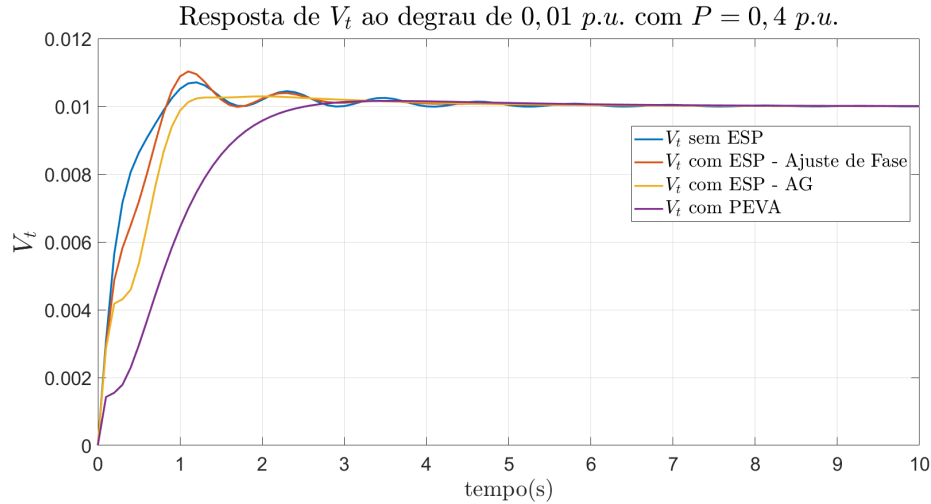


Figura 7.3 – Comportamento da tensão terminal a um distúrbio de $0,01 \text{ p.u.}$ na referência de tensão com $P = 0,4 \text{ p.u.}$

A Figura 7.5 exibe o efeito da variação de $\Delta\delta$ para um distúrbio senoidal com amplitude de $0,01 \text{ p.u.}$ e frequência angular de $6,42 \text{ rad/s}$, correspondente ao MOE do tipo local. Já a Figura 7.6 mostra o desempenho de $\Delta\delta$ mediante aplicação do mesmo distúrbio, no entanto, para a frequência da rede 60 Hz (ou 377 rad/s). É possível verificar que os sistemas controlados amorteceram as oscilações do modo local, no entanto, conforme analisado anteriormente nas Figuras 7.1 a 7.6, a metodologia utilizando a PEVA possui um comportamento mais amortecido em comparação com o ESP.

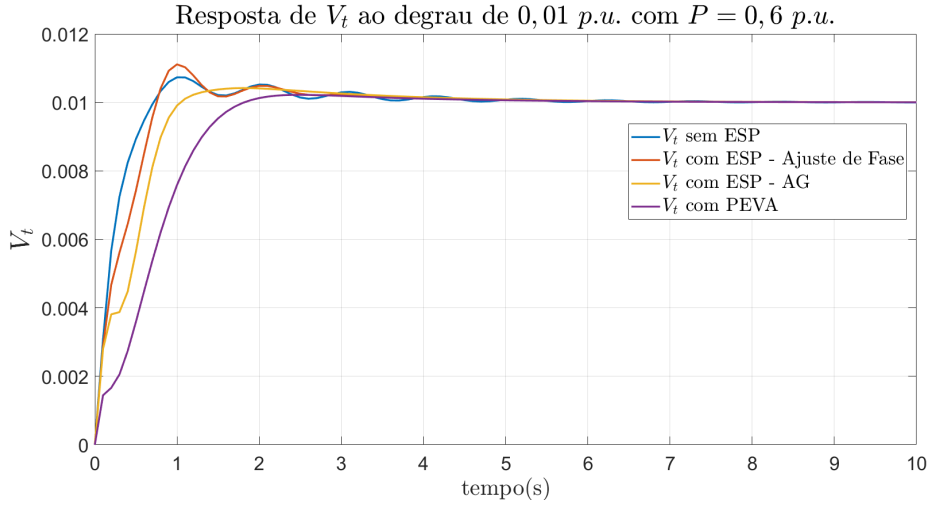


Figura 7.4 – Comportamento da tensão terminal a um distúrbio de 0,01 p.u. na referência de tensão com $P = 0,6$ p.u.

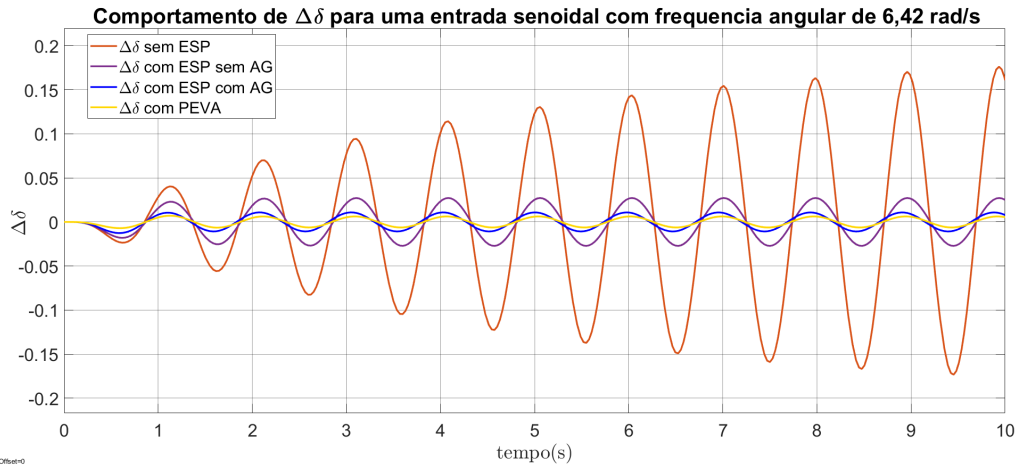


Figura 7.5 – Comportamento de $\Delta\delta$ a um sinal senoidal com frequência angular de 6,42 rad/s para o sistema sem ESP, com ESP por ajuste de fase, com ESP utilizando GA e com PEVA

7.3 SISTEMA TESTE CONTENDO TRÊS ÁREAS INTERLIGADAS

Nesta seção, os resultados de simulação são apresentados em consideração ao sistema da Figura 3.5, cujo projeto foi abordado na Seção 6.3. No entanto, conforme mencionado na seção supracitada, por se tratar de uma representação simplificada, este modelo não considera um parâmetro dinâmico importante, que é o isócrono, não tendo portanto valor prático, mas atende como proposta de sistema multimáquinas inicial para analisar o efeito da metodologia de controle adotada nos MOE do tipo interárea.

A Figura 7.7 mostra os autovalores do sistema antes e após a PEVA com observador. É possível notar que os autovalores dominantes correspondentes aos MOE do tipo

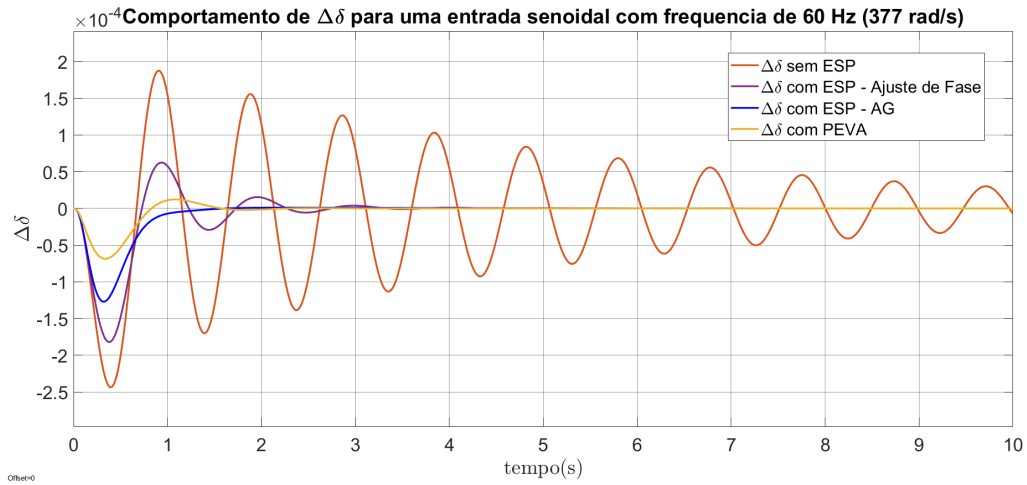


Figura 7.6 – Comportamento de $\Delta\delta$ a um sinal senoidal com frequência de 60 Hz para o sistema sem ESP, com ESP por ajuste de fase, com ESP utilizando GA e com PEVA

interárea foram deslocados para uma região mais estável do plano complexo, garantindo assim um maior amortecimento no sistema. Efeito este que pode ser evidenciado na Figura 7.8, onde as respostas ao degrau unitário entre $\frac{\Delta P_{tie1}}{\Delta P_{C1}}$, $\frac{\Delta P_{tie2}}{\Delta P_{C3}}$ e $\frac{\Delta f_2}{\Delta P_{C2}}$ são exibidos.

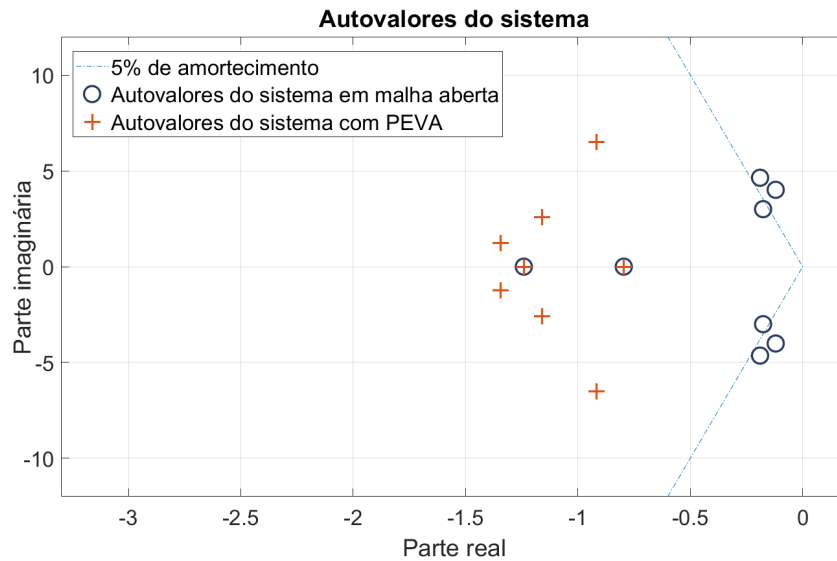


Figura 7.7 – Autovalores do sistema teste de três áreas sem realimentação e com PEVA.

A PEVA baseada em observadores de estado, para o sistema teste, requer um baixo esforço de controle. Isso pode ser analisado através da ordem reduzida das matrizes de ganhos de realimentação do controlador F e do observador L , vistas nas Eqs. (7.1) e (7.2), e do sinal de controle $u(t)$, mostrado na Figura 7.9. A dinâmica do observador pode ser analisada na Figura 7.10. Note que os estados estimados rapidamente acompanham os estados do sistema.

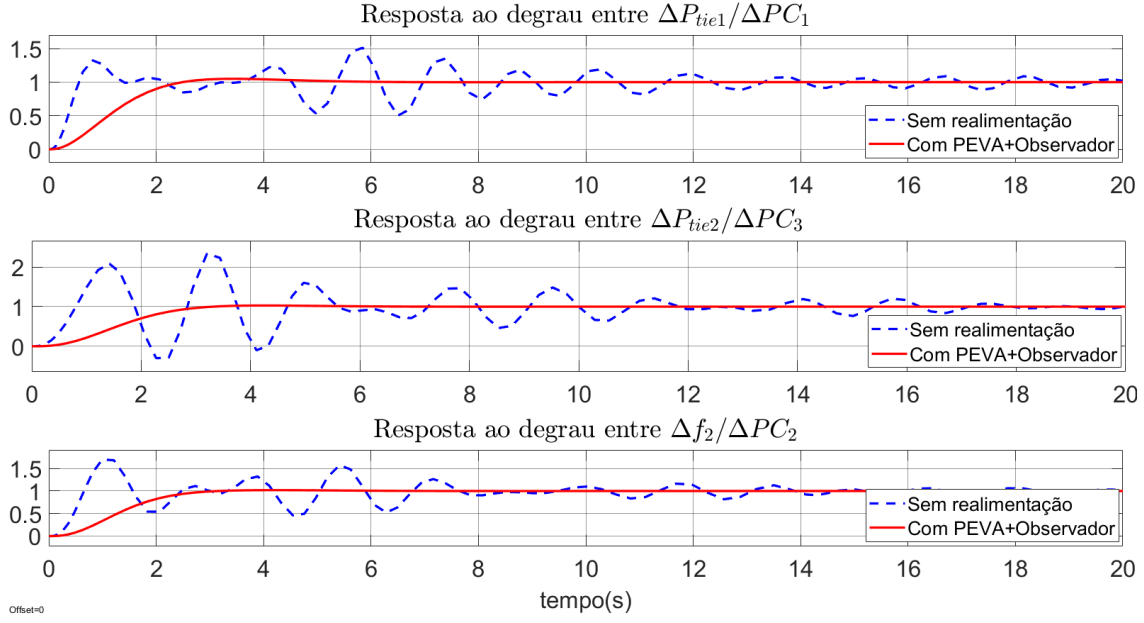


Figura 7.8 – Resposta ao degrau unitário.

$$F^{3 \times 11} = \begin{bmatrix} -0,5387 & 0,1726 & 0,1468 & -1,5836 & 0,0054 & 0,0294 \dots \\ \dots & 0,1325 & -0,4840 & 0,1624 & -0,2539 & -0,4733 \\ -0,4134 & -0,2041 & -0,9742 & -0,4678 & -0,6279 & 1,4151 \dots \\ \dots & 1,9210 & -4,8937 & 0,5875 & -0,9191 & -1,4340 \\ 0,0090 & -0,0728 & -0,2374 & 0,1743 & 0,2508 & 0,2197 \dots \\ \dots & 0,8959 & -0,8911 & -0,6600 & 0,1116 & -0,8719 \end{bmatrix} \quad (7.1)$$

$$L^{3 \times 11} = \begin{bmatrix} -1,3655 & -0,9086 & -2,4530 & 1,1270 & -2,6559 & 0,5562 \dots \\ \dots & -0,0063 & -0,1437 & 3,4260 & -0,7261 & 0,0012 \\ -3,7748 & 1,5035 & 0,3553 & -0,1261 & 2,0394 & -1,8988 \dots \\ \dots & -0,8322 & 1,0815 & 5,5329 & -1,2129 & 0,1065 \\ -6,1360 & 2,7118 & 0,5304 & -1,2162 & 0,8912 & -0,0522 \dots \\ \dots & 0,0412 & -1,1663 & 9,0561 & -3,6982 & -1,0851 \end{bmatrix} \quad (7.2)$$

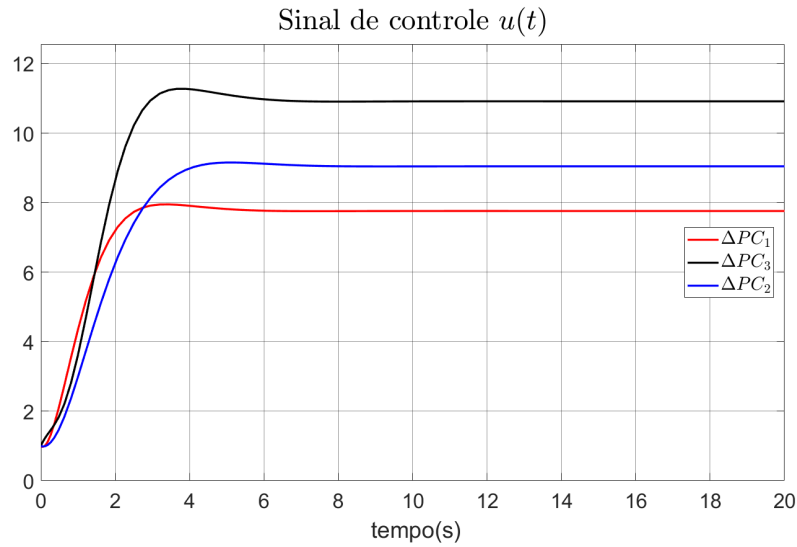


Figura 7.9 – Sinal de controle para o sistema de três áreas.

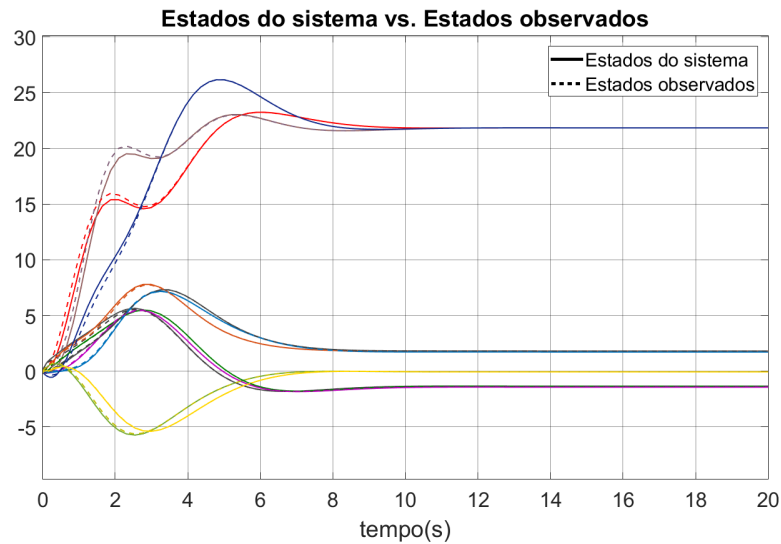


Figura 7.10 – Estados do sistema vs. Estados observados.

7.4 SISTEMA DE NEW ENGLAND/NEW YORK

O modelo de New England/New York, visto na Figura 7.11, corresponde a um equivalente de ordem reduzida do sistema teste interconectado de New England (NETS) e do sistema de potência de New York (NYPS). Os geradores G1 a G9 correspondem ao sistema NETS, conectado ao sistema de NYPS, contendo G10 a G13, e as demais áreas vizinhas são representadas por modelos de geradores equivalentes (G14 a G16). G13 também representa uma subárea pequena dentro do NYPS. Há três grandes linhas entre as redes NETS e NYPS (entre os barramentos 60-61, 53-54 e 27-53), todas as três linhas com circuitos duplos.

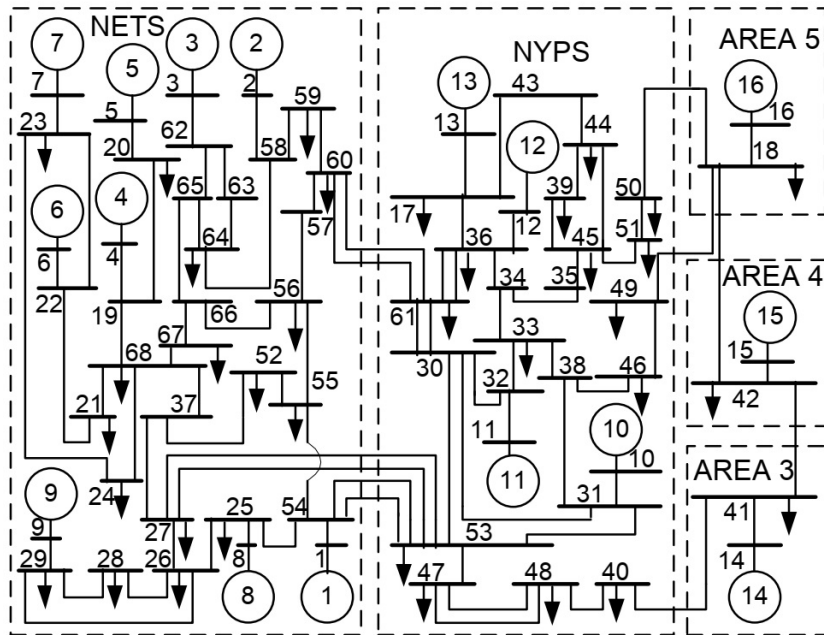


Figura 7.11 – Sistema de New England/New York.

O desafio deste sistema reside na dificuldade de amortecer seus modos local e interárea simultaneamente. Segundo Canizares et al. (2015), um problema de pesquisa interessante para este sistema é verificar se é possível obter um amortecimento adequado para os modos interáreas sem depender de PODs para dispositivos FACTS.

A Subseção 7.4.1 discute a respeito do sistema da Figura 7.11 em malha aberta. Posteriormente, nas Subseções 7.4.2 e 7.4.3, os resultados apresentados por Singh, Pal et al. (2013) utilizando ESPs serão expostos e, em seguida, comparado com os resultados obtidos neste trabalho.

7.4.1 Sistema de New England/New York sem ESP

O desempenho do sistema da Figura 7.11, em malha aberta, apresenta MOE dominantes pouco amortecidos, conforme mostra a Figura 7.12. Como pode ser observado, o sistema é instável, pois três MOE têm partes reais positivas, além disso, muitos autovalores estão fora da linha de amortecimento de 5%.

Ao todo, o sistema apresenta 15 MOE dominantes, sendo 4 do tipo interárea e 11 locais (Canizares et al., 2015). Os modos com frequências na faixa de 0,1 a 0,8 Hz correspondem aos MOE do tipo interárea, enquanto os demais são modos locais da máquina. A Tabela 7.2 exhibe o coeficiente de amortecimento, em valores percentuais, e a frequência dos MOE. Nota-se que todos os modos eletromecânicos possuem amortecimento reduzido, sendo alguns deles instáveis.

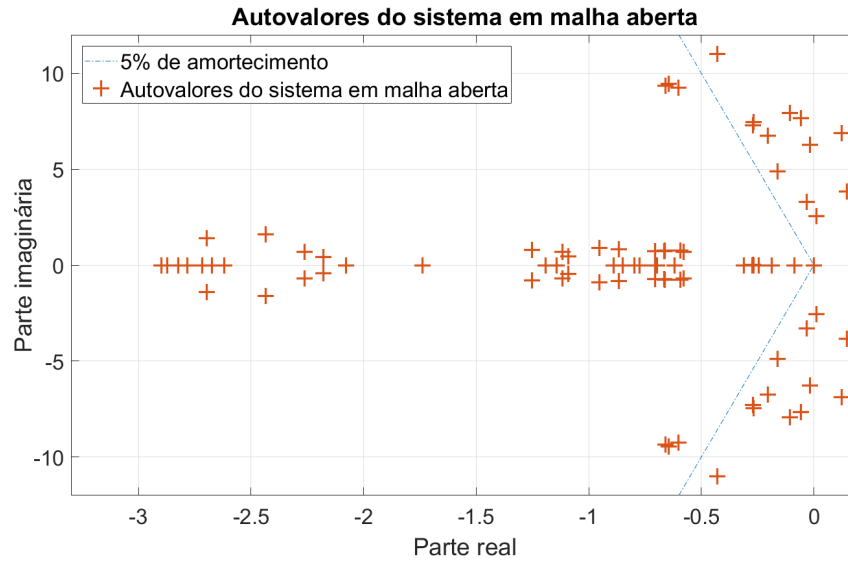


Figura 7.12 – Autovalores do sistema de New England/New York em malha aberta.

7.4.2 Sistema de New England/New York com ESP

Em Singh, Pal et al. (2013), é realizado um estudo utilizando ESPs alocados, a princípio, em um único gerador, G9, em seguida em outros doze geradores, G1 a G12, e comparado com o sistema original sem ESP. Naturalmente, a utilização de uma quantidade maior de ESPs introduz maior torque de amortecimento na malha do sistema de excitação, e será utilizado como referência neste estudo. A Figura 7.13 mostra os autovalores do sistema em malha aberta e com os ESPs.

Conforme explanado no Capítulo 2, os MOE do tipo interárea correspondem aos modos oscilatórios resultantes de um grupo de máquinas que oscilam contra outro grupo. Se esses modos forem fracamente amortecidos ou instáveis, os dois grupos poderão perder completamente o sincronismo e isso levará à falha do sistema. Além disso, como esses modos têm baixas frequências em comparação com os demais, eles demoram muito mais para se estabilizar. Uma taxa de amortecimento de 5% ou mais para todos os modos interáreas oferece desempenho aceitável do sistema e, portanto, métodos de controle geralmente são projetados para fornecer esse amortecimento (Canizares et al., 2015).

De acordo com a Figura 7.13, os ESPs conseguiram amortecer, eficientemente, todos os modos locais e contribuíram com o amortecimento de dois dos modos interáreas, no entanto, os outros dois MOE do tipo interárea ainda permanecem com amortecimento inferior à 5%. A Tabela 7.3 mostra o percentual do coeficiente de amortecimento e a frequência dos modos eletromecânicos para o sistema com ESP. É possível notar que o amortecimento dos MOE do tipo interárea 2 e 4 não muda muito e, portanto, os ESPs têm pouco efeito nesses modos, conforme discutido no Capítulo 1.

Tabela 7.2 – Modos eletromecânicos em malha aberta.

Nº	Coefficiente de amortecimento (%)	Frequência (Hz)
1	-0.4380	0.4040
2	0.9370	0.5260
3	-3.8550	0.6100
4	3.3210	0.7790
5	0.2560	0.9980
6	3.0320	1.0730
7	-1.8030	1.0930
8	3.7160	1.1580
9	3.5880	1.1850
10	0.7620	1.2170
11	1.3470	1.2600
12	6.4870	1.4710
13	7.0330	1.4870
14	6.7990	1.5030
15	3.9040	1.7530

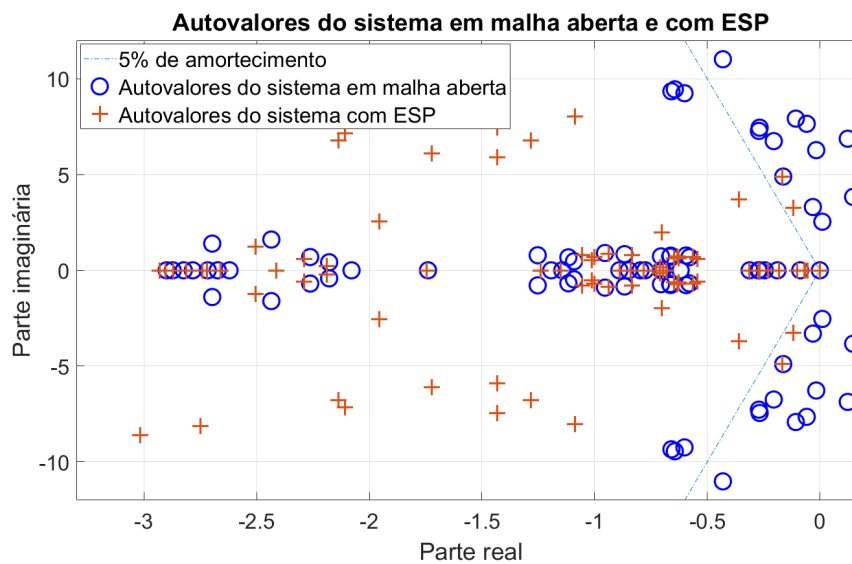
**Figura 7.13** – Autovalores do sistema de New England/New York em malha aberta e com ESP em G1 a G12.

Tabela 7.3 – Modos eletromecânicos do sistema com ESP.

Nº	Coefficiente de amortecimento (%)	Frequência (Hz)
1	33.5370	0.3140
2	3.6210	0.5200
3	9.6250	0.5910
4	3.3810	0.7790
5	27.1360	0.9720
6	18.5660	1.0800
7	23.6070	0.9390
8	30.1110	1.0780
9	28.3060	1.1360
10	13.4260	1.2780
11	18.8300	1.1880
12	32.0620	1.2920
13	39.5420	1.2880
14	33.1190	1.3670
15	23.8700	5.0750

7.4.3 Sistema de New England/New York com PEVA Baseada em Observador de Estados

Autovalores com baixo amortecimento ou até mesmo instáveis podem ser alocados convenientemente através da PEVA, desde que o sistema seja parcialmente controlável em relação a esses modos (Datta et al., 2002; Araújo, 2017). Conforme descrito no Capítulo 1, para SEP de grande porte, além do custo para medir todas as variáveis de estado do sistema, muitas delas não estão disponíveis via medição, sendo necessário a utilização de observadores para estimá-las. O sistema de New England/New York possui 162 estados, desta forma, considerando as dificuldades supracitadas, a metodologia abordada nesta seção utilizará PEVA baseada em observadores de estado para realizar o controle do sistema. Todos os 15 MOE foram selecionados para alocação.

Conforme discutido no Capítulo 1, na maioria das situações, um pequeno número de autovalores, responsáveis pela instabilidade e por outros fenômenos indesejados, precisam ser realocados. O sistema de New England/New York possui 162 autovalores, de tal modo que apenas 30 foram considerados responsáveis pela instabilidade ou amortecimento reduzido do sistema.

Após verificar a controlabilidade dos MOE selecionados para alocação, utilizou-se AG, com os mesmos parâmetros da Subseção 6.3.1, para definir as novas posições dos autovalores de malha fechada. A Figura 7.14 apresenta o gráfico de convergência do AG para a obtenção das novas posições para alocação dos autovalores. A Figura 7.15 mostra os autovalores do sistema após a PEVA. Os dados de amortecimento e frequência dos

MOE são exibidos na Tabela 7.4.

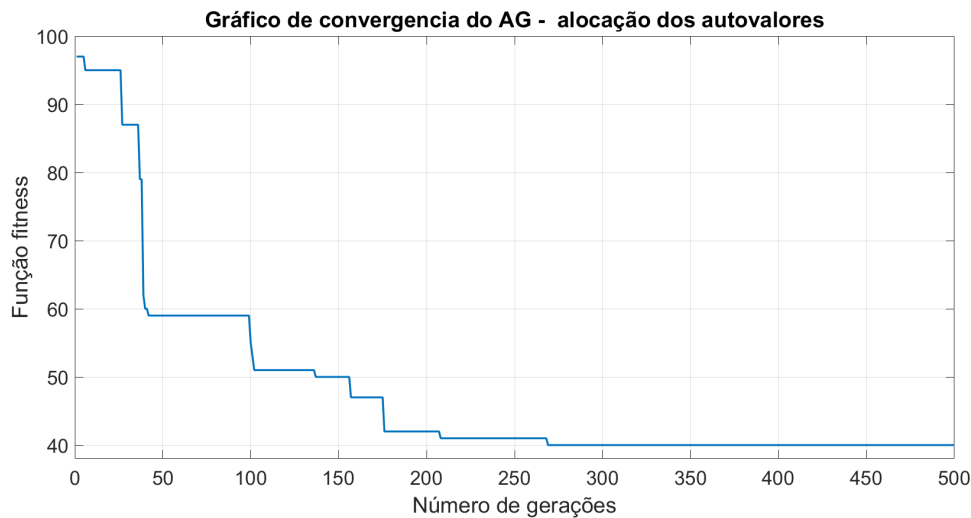


Figura 7.14 – Convergência do AG para obtenção das novas posições para alocação dos autovalores para o sistema de New England/New York.

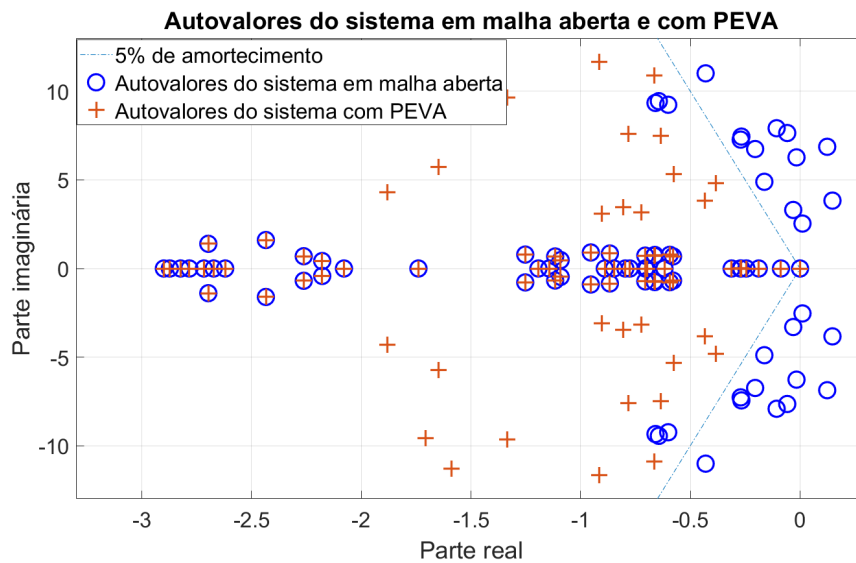


Figura 7.15 – Autovalores do sistema de New England/New York em malha aberta e com PEVA.

É possível notar que houve um aumento significativo no amortecimento dos modos interáreas com a aplicação da PEVA, além disso, nenhum MOE teve amortecimento inferior à 5%, como pode ser observado através da Tabela 7.4. Com o intuito de comprovar os resultados obtidos, uma simulação computacional foi realizada utilizando um modelo linearizado do sistema não-linear de New England/New York visto em (Singh; Pal et

Tabela 7.4 – Modos eletromecânicos do sistema com PEVA.

Nº	Coefficiente de amortecimento (%)	Frequência (Hz)
1	28.0048	0.4921
2	22.1807	0.5052
3	22.7355	0.5488
4	11.2764	0.6100
5	39.9970	0.6856
6	7.93350	0.7679
7	10.7099	0.8496
8	27.5959	0.9135
9	8.46200	1.1919
10	10.259	1.2083
11	17.579	1.5214
12	13.697	1.5343
13	6.0863	1.7357
14	13.910	1.8004
15	7.8068	1.8577

al., 2013). Para simular um pequeno distúrbio, foi adicionado um degrau de 2% na tensão de referência da máquina de ensaio. Foi escolhido o gerador 3 como máquina teste apenas para exemplificar. Neste caso espera-se que os efeitos dos distúrbios sejam mais evidentes nas máquinas próximas ao barramento da máquina teste, onde ocorre o distúrbio, e vá atenuando quanto mais distante estiverem os geradores (Canizares et al., 2015; Silva Filha, 2017).

Com o intuito de validar o modelo linear utilizado, a Figura 7.16 mostra o escorregamento relativo do modelo linear e não-linear, utilizando ESP, para os geradores 2, 9 e 15 em relação à máquina 16, pois é a máquina mais distante do gerador 3, o que permite avaliar o desvio das máquinas em relação ao escorregamento de referência e o amortecimento proporcionado pelo sistema de controle. É possível notar que o sistema linearizado possui um comportamento similar ao modelo não-linear.

A Figura 7.17 mostra as respostas do sistema linear em malha aberta, utilizando ESPs e através da PEVA mais observador. É possível notar que a resposta do sistema com a metodologia adotada possui um comportamento mais amortecido quando comparado com a utilização de ESPs, isso fica evidente ao analisar a resposta do gerador 15. Como este gerador está muito distante do barramento onde houve o distúrbio, acaba tendo um impacto reduzido em sua resposta. O sinal de controle $u(t)$ é exibido na Figura 7.18. As oscilações apresentadas nos instantes iniciais são decorrentes do erro de estimação dos estados, estabilizando aproximadamente em $t=6,0$ s.

As Figuras 7.19 e 7.20 exibem os estados do sistema de New England/New York com os ESPs da Seção 7.3 e os estados estimados utilizando a metodologia de PEVA

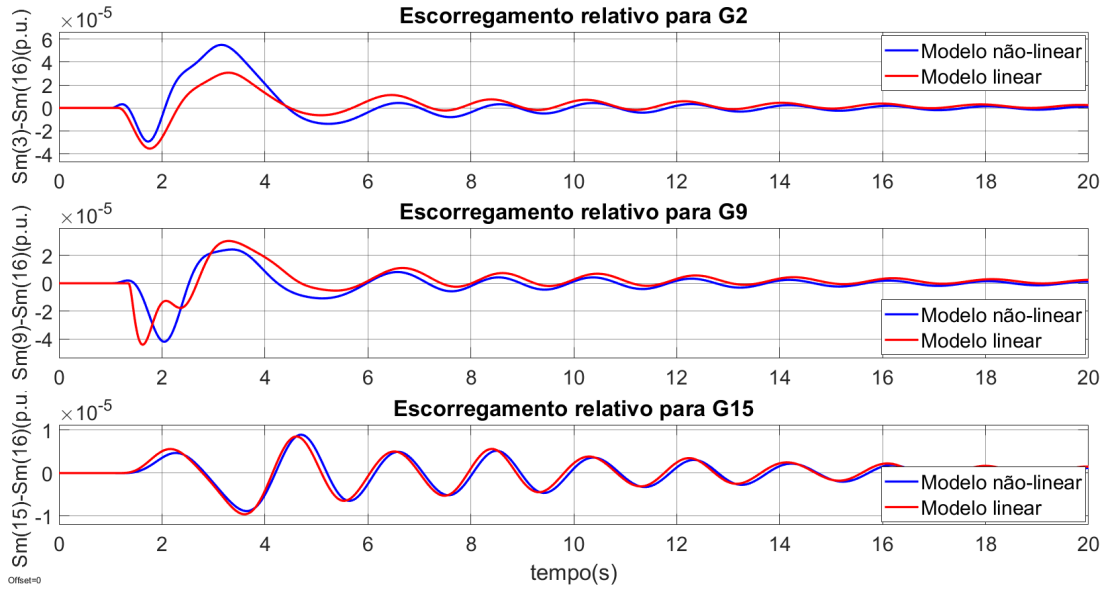


Figura 7.16 – Comparação entre o escorregamento relativo do modelo linear e não-linear para G2, G9 e G15.

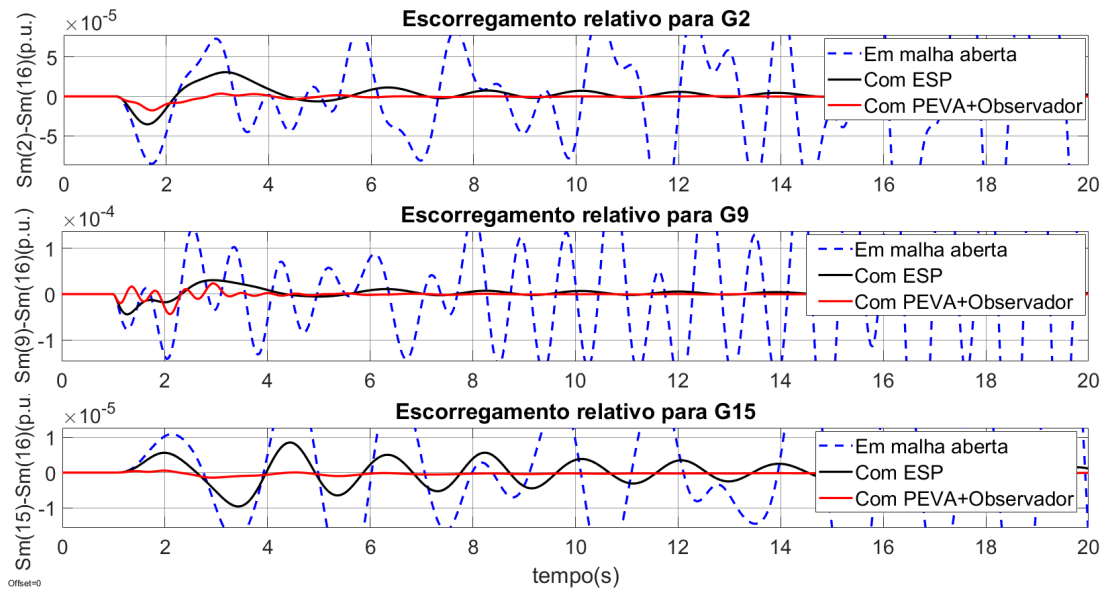


Figura 7.17 – Escorregamento relativo para G2, G9 e G15 em malha aberta, com ESP e com PEVA mais observador, respectivamente.

baseado em observador de estados, respectivamente. Apesar do erro inicial associado à estimação de estados, o sistema com PEVA mais observador possui um período menor de acomodação quando comparado com os ESPs. Este resultado decorre do amortecimento reduzido em alguns MOE do tipo interárea para o sistema com ESP.

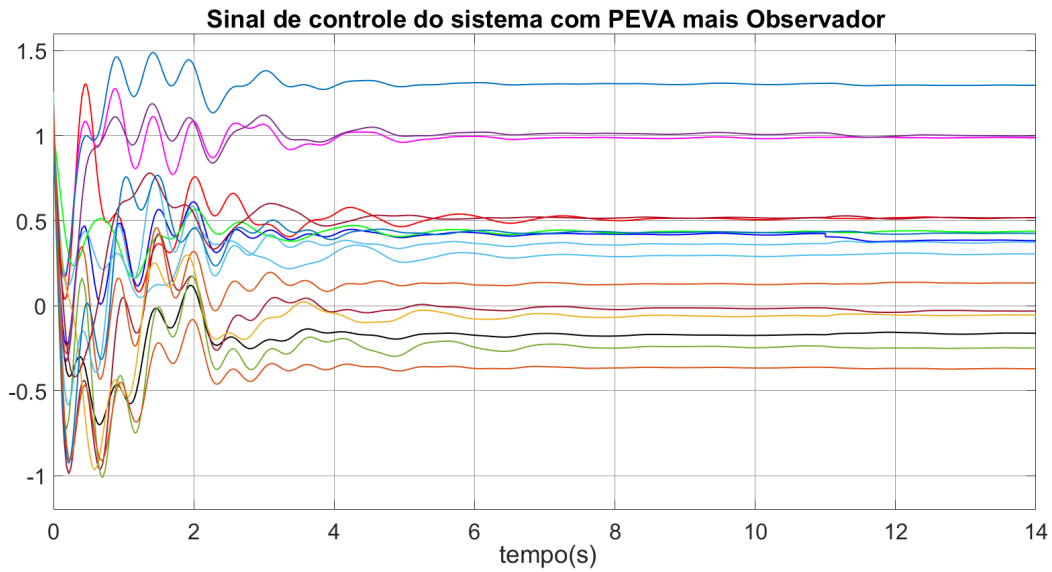


Figura 7.18 – Sinal de controle do sistema com PEVA mais observador.

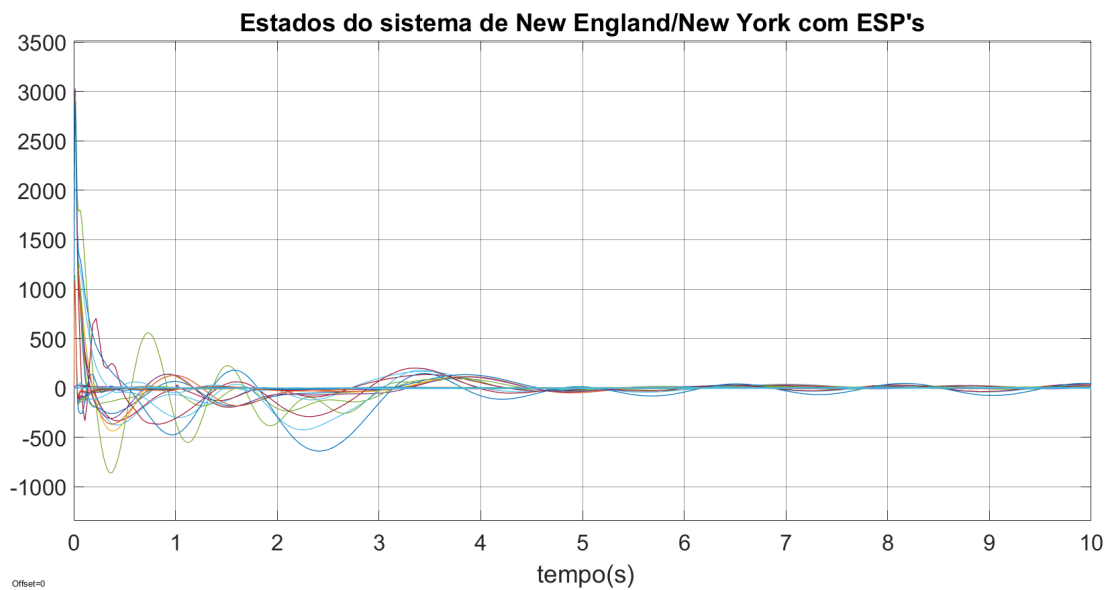


Figura 7.19 – Estados do sistema de New England/New York com ESPs.

Embora o modelo linear usado neste trabalho seja substancialmente semelhante ao modelo não-linear, como mostra a Figura 7.16, deve-se levar em consideração que os modelos dos sistemas de potência são função das condições de carga dos geradores, tensões e da configuração externa, que variam constantemente e de maneira complexa. Dessa forma, o controlador deve ser capaz de controlar o sistema mesmo que ele apresente variações nos parâmetros em relação ao modelo proposto. Deste modo, com o objetivo

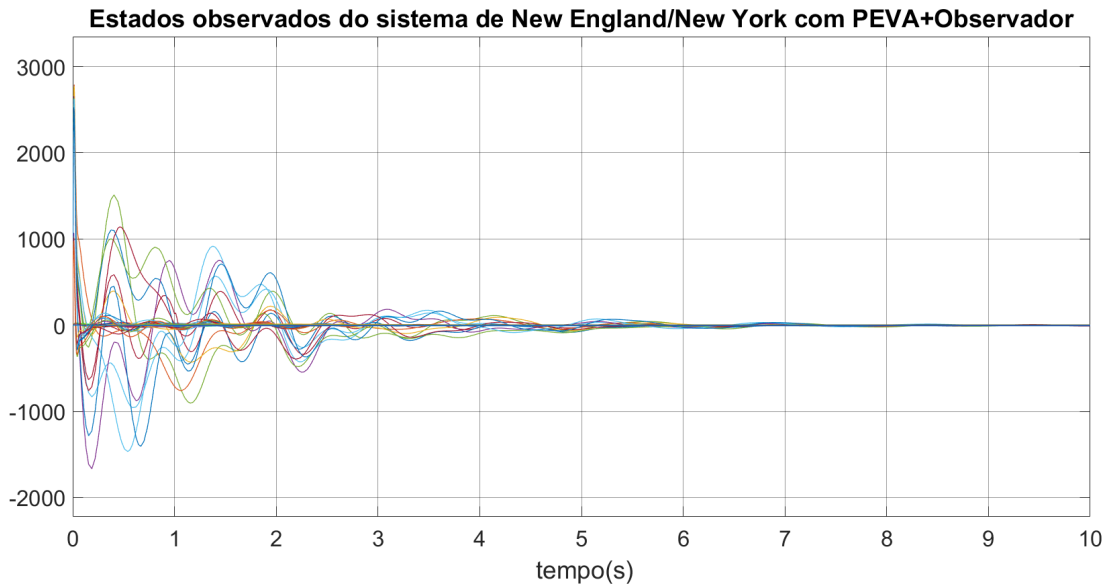


Figura 7.20 – Estados observados do sistema de New England/New York com PEVA mais Observador.

de verificar a robustez do projeto, uma experiência foi realizada adicionado um erro de 0,5% ao modelo do sistema. As Figuras 7.21 e 7.22 mostram o comportamento da saída e do sinal de controle do novo sistema, respectivamente. É possível notar que, apesar da resposta mais oscilatória em relação ao modelo ideal, o sistema permanece estável e mais amortecido quando comparado com a resposta utilizando ESPs.

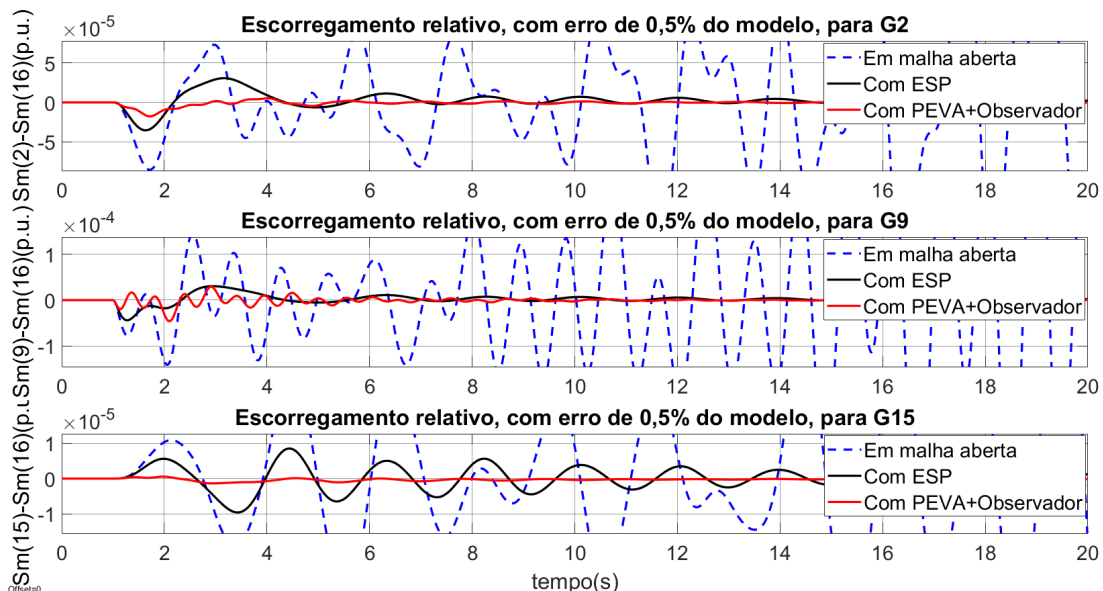


Figura 7.21 – Escorregamento relativo, com erro de 0,5% adicionado ao modelo, para G2, G9 e G15 em malha aberta, com ESP e com PEVA mais observador, respectivamente.

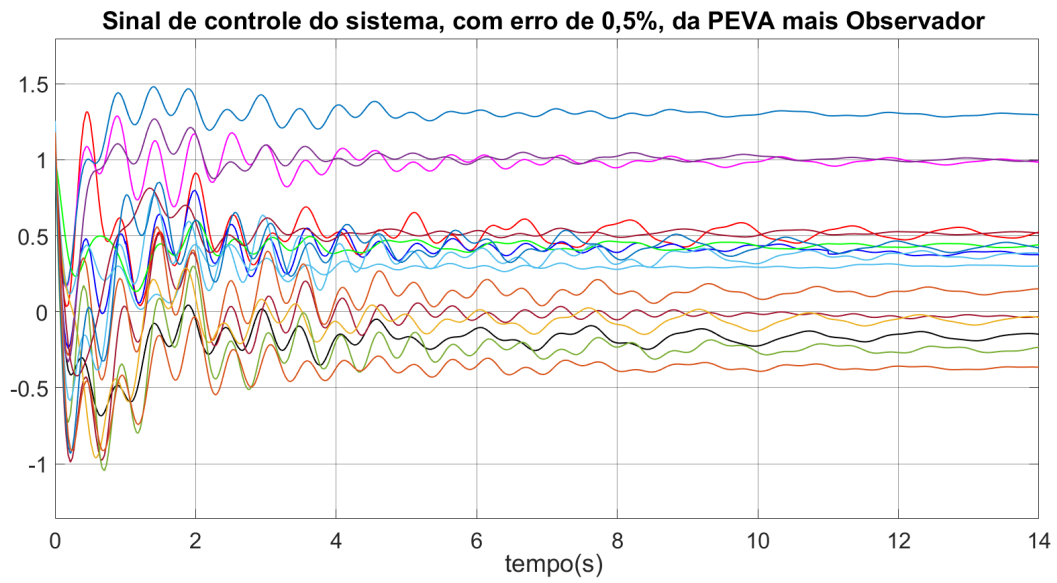


Figura 7.22 – Sinal de controle do sistema, com erro de 0,5% adicionado ao modelo, para PEVA mais observador.

Capítulo

8

CONCLUSÕES

Neste trabalho foram apresentados estudos com o objetivo de melhorar o amortecimento de oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência, quando uma metodologia de alocação parcial de autoestrutura é adotada. Uma análise comparativa, por meio de simulações computacionais, entre sistemas de controle utilizando ESPs e PEVA foi realizada em um sistema composto por uma máquina síncrona conectada a um barramento infinito e em sistemas multimáquinas, com o desempenho do controlador proposto sendo bastante satisfatório em todos os casos apresentados.

Após o sistema elétrico sofrer ação de um pequeno distúrbio, geralmente, um número reduzido de autovalores é deslocado para uma região de instabilidade. Desta forma, efetua-se uma análise espectral com o objetivo de identificar os modos de oscilações dominantes responsáveis pelo comportamento oscilatório do sistema. Caso estes modos sejam parcialmente controláveis, uma alocação parcial pode ser considerada, preservando a região estável do espectro que, vale ressaltar, representa a maior parte dele. Além disso, se o sistema for parcialmente observável para os modos selecionados, observadores poderão ser utilizados para estimar as variáveis de estado do sistema.

Para a metodologia adotando o sistema representado por uma máquina síncrona conectada a um barramento infinito, o ESP implementado utilizou de dois métodos para efetuar a sintonia de seus parâmetros: através de uma técnica convencional (Ajuste de Fase) e por meio de um Algoritmo Evolucionário (Algoritmos Genéticos). A escolha das novas posições dos autovalores selecionados para a PEVA não é trivial, portanto o AG também foi utilizado para essa finalidade. Com o intuito de manter justa a comparação entre os sistemas utilizando ESP e PEVA, a parametrização do AG e a maior parte das restrições (com exceção dos limites atribuídos aos parâmetros do ESP e à nova posição dos autovalores a serem alocados) foram as mesmas para ambos os casos. O AG se mostrou eficiente, pois o problema possui um grande espaço de busca e muitos mínimos locais, o que dificulta encontrar e garantir uma boa sintonia do ESP bem como a determinação da nova alocação dos autovalores.

Através dos resultados e das análises realizadas, observou-se que o sistema utilizando a PEVA possui um comportamento menos oscilatório quando comparado com os ESPs, demonstrando garantir formalmente a estabilidade do sistema, bem como o bom desempenho do controlador frente às variações nas condições de operação. No entanto, a maior dificuldade no problema de amortecimento de oscilações eletromecânicas consiste em sistemas de potência multimáquinas, onde é necessário adotar uma estratégia de controle que, simultaneamente, seja capaz de amortecer de maneira efetiva os modos locais e interáreas. Além disso, a utilização da PEVA se justifica ainda mais quando se trata de sistemas esparsos e de ordem elevada, que representam os modelos reais de energia elétrica. Para verificar o desempenho da PEVA para estes sistemas, foi realizada uma análise comparativa entre ESPs utilizados no *report* do IEEE e o método proposto, ambos aplicados ao sistema de New England/New York pertencente à coletânea do *benchmark*, contendo 68 barramentos, 16 geradores e 5 áreas.

Como exposto neste trabalho, existe uma dificuldade prática em realizar a medição de todos os estados em SEP de grande porte, seja pelo custo ou devido à sua inacessibilidade. O sistema de New England/New York possui 162 estados e, para contornar este problema, observadores foram utilizados para estimar os estados do sistema de potência e usá-los diretamente como entrada para a PEVA. Através da análise espectral do sistema, foi observado que menos de 20% de sua autoestrutura era responsável pela instabilidade, sendo, portanto, selecionada para a alocação.

Por meio dos resultados obtidos, verificou-se que a metodologia empregando PEVA baseada em observadores de estado conseguiu introduzir torque de amortecimento a todos os MOE do sistema, de tal forma que nenhum autovalor teve amortecimento inferior à 5%. Além disso, é importante salientar que a alocação foi realizada levando em consideração não apenas a resposta do sistema mediante um pequeno distúrbio, mas também em consideração ao esforço exigido sobre o controlador, de modo a garantir a empregabilidade da solução. Conforme mencionado neste trabalho, os ESPs possuem uma dificuldade em amortecer eficientemente todos os MOE do tipo interárea, refletindo em oscilações que demandam um maior período para se estabilizarem. Este resultado foi evidenciado a partir de uma simulação inserindo um degrau de 2% na referência de tensão da máquina de ensaio do sistema. O método de controle adotado teve um comportamento menos oscilatório em comparação com os ESPs, mesmo inserindo um pequeno erro ao modelo do sistema, adicionado assim robustez ao projeto.

Embora o modelo linearizado, utilizado para a obtenção dos resultados deste trabalho, aproxime substancialmente do modelo não-linear de New England/New York, conforme descrito no Capítulo 7, é importante realizar testes em modelos reais. Deste modo, como sugestão para pesquisas futuras, indicamos a implementação do controle proposto em modelos não-lineares de sistemas de potência, com o intuito de validar a metodologia utilizada para a solução do problema de amortecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência em SEP.

Apêndice

A

DADOS DO MODELO DE HEFFRON-PHILLIPS

A.1 CÁLCULO DAS CONTANTES DE HEFFRON-PHILLIPS

$$K_1 = \frac{V_{q0}V_{\infty}}{A} [R_e \text{sen}\delta_0 + (X_e + X'_d)\text{cos}\delta_0] + \frac{I_{q0}V_{\infty}}{A} + [(X_q - X'_d)(X_e + X_q)\text{sen}\delta_0 - R_e(X_q - X'_d)\text{cos}\delta_0] \quad (\text{A.1})$$

$$K_2 = \frac{R_e V_{q0}}{A} + i_{q0} \left(1 + \frac{(X_e + X_q)(X_q - X'_d)}{A} \right) \quad (\text{A.2})$$

$$K_3 = \left(1 + \frac{(X_e + X_q)(X_q - X'_d)}{A} \right)^{-1} \quad (\text{A.3})$$

$$K_4 = \frac{V_{\infty}(X_d - X'_d)}{A} [(X_e + X_q)\text{sen}\delta_0 - R_e\text{cos}\delta_0] \quad (\text{A.4})$$

$$K_5 = \frac{v_{d0}}{v_{t0}} X_q \left[\frac{R_e V_{\infty} \text{sen}\delta_0 + (X_e + X'_d) V_{\infty} \text{cos}\delta_0}{A} \right] + \frac{v_{q0}}{v_{t0}} X'_d \left[\frac{R_e V_{\infty} \text{cos}\delta_0 - (X_e + X_q) V_{\infty} \text{sen}\delta_0}{A} \right] \quad (\text{A.5})$$

$$K_6 = \frac{v_{q0}}{v_{t0}} \left[1 - \frac{X'_d(X_e + X_q)}{A} \right] + \frac{v_{d0}}{v_{t0}} X_q \frac{R_e}{A} \quad (\text{A.6})$$

onde: $A = R_e^2 + (X_e + X'_d)(X_e + X_q)$

As equações acima tornam-se bastante simplificadas considerando $R_e = 0$. Com isso, a análise do efeito do carregamento e da impedância externa sobre os valores das

constantes são simplificadas. Deste modo, o cálculo das constantes pode ser representado por:

$$K_1 = i_{q0} V_\infty \frac{(X_q - X'_d)}{(X_e + X'_d)} \text{sen} \delta_0 + \frac{V_{q0} V_\infty}{(X_e + X_q)} \text{cos} \delta_0 \quad (\text{A.7})$$

$$K_2 = \frac{V_\infty}{(X_e + X'_d)} \text{sen} \delta_0 \quad (\text{A.8})$$

$$K_3 = \frac{(X_e + X'_d)}{(X_e + X_d)} \quad (\text{A.9})$$

$$K_4 = \frac{(X_d - X'_d)}{(X_e + X'_d)} V_\infty \text{sen} \delta_0 \quad (\text{A.10})$$

$$K_5 = \frac{X_q}{(X_e + X_q)} \frac{v_{d0}}{v_{t0}} V_\infty \text{cos} \delta_0 - \frac{X'_d}{(X_e + X'_d)} \frac{v_{q0}}{v_{t0}} V_\infty \text{sen} \delta_0 \quad (\text{A.11})$$

$$K_6 = \frac{v_{q0}}{v_{t0}} \frac{X_e}{(X_e + X'_d)} \quad (\text{A.12})$$

onde:

- V_q – Componente do eixo em quadratura da tensão terminal da máquina síncrona;
- V_∞ – Tensão na barra infinita;
- X_q – Reatância síncrona de eixo de quadratura da máquina síncrona;
- X_d – Reatância síncrona de eixo direto da máquina síncrona;
- V_q – Componente do eixo em quadratura da tensão terminal da máquina síncrona;
- X_e – Reatância da linha de transmissão;
- V_d – Componente do eixo direto da tensão terminal da máquina síncrona;
- $\Delta E'_q$ – Fluxo magnético no eixo direto;
- V_t – Tensão terminal da máquina síncrona;
- V_{ref} – Referência de tensão terminal da máquina síncrona;
- R_e – Resistência externa.

A.2 DADOS DO MODELO DE HEFFRON-PHILLIPS**Tabela A.1** – Parâmetros do modelo de Heffron-Phillips.

Parâmetro	Valor
X_d	1,6 p.u.
X'_d	0,32 p.u.
X_q	1,55 p.u.
T'_{d0}	6 s
H	5 s
X_e	0,4 p.u.

Tabela A.2 – Parâmetros do modelo de Heffron-Phillips no estudo da influência do carregamento no sistema.

Potência ativa	Potência reativa	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5	K_6
0,2 p.u.	0,1 p.u.	0,65	0,47	0,36	0,58	0,04	0,53
0,4 p.u.	0,1 p.u.	0,82	0,81	0,36	1,06	0,05	0,52
0,6 p.u.	0,1 p.u.	1,00	1,08	0,36	1,43	0,03	0,52
0,8 p.u.	0,1 p.u.	1,10	1,24	0,36	1,66	-0,04	0,48

Tabela A.3 – Dados do sistema de excitação.

Parâmetro	Valor
K_p	10
T_i	2 s
K_A	5 s
T_A	0,02 s

Apêndice

B

DADOS DO SISTEMA DE TRÊS ÁREAS INTERLIGADAS

B.1 PARÂMETROS DO MODELO DE TRÊS ÁREAS INTERLIGADAS

$$T_{p1} = T_{p2} = T_{p3} = 20s \quad (B.1)$$

$$K_{p1} = K_{p2} = K_{p3} = 240Hz/p.u.MW \quad (B.2)$$

$$R_1 = R_2 = R_3 = 2,4Hz/p.u.MW \quad (B.3)$$

$$T_{G1} = 0,08s \quad (B.4)$$

$$T_{R1} = 0,3s \quad (B.5)$$

$$T_{G2} = 0,2s \quad (B.6)$$

$$T_{R2} = 0,4s \quad (B.7)$$

$$T_{G3} = 0,3s \quad (B.8)$$

$$T_{R3} = 0,5s \quad (B.9)$$

$$T_{12}^0 = T_{32}^0 = 0,0866p.u.MW \quad (B.10)$$

$$a_{12} = a_{32} = -0,5. \quad (B.11)$$

O modelo do sistema é representado por:

$$\begin{aligned} \dot{x} &= A_t x + B_t u \\ y &= C_t x \end{aligned} \quad (B.12)$$

em que

$$x^T = |\Delta f_1 \Delta X_{E1} \Delta P_{G1} \Delta P_{tie1} \Delta f_3 \Delta X_{E3} \Delta P_{G3} \Delta P_{tie2} \Delta f_2 \Delta X_{E2} \Delta P_{G2}|$$

$$u^T = |\Delta P_{c1} \Delta P_{c3} \Delta P_{c2}|$$

$$y^T = |\Delta f_1 \Delta P_{tie1} \Delta f_3 \Delta P_{tie2} \Delta f_2|$$

de modo que x_{Ei} , f_i , P_{tiei} e P_{ci} são, respectivamente, o sinal de saída do regulador, frequência, potência da turbina, potência de intercâmbio do turbogerador equivalente a área i e a entrada de controle do regulador de velocidade da área i , em valores incrementais (Castro; Araújo, 2002).

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Anderson, P. M.; Fouad, A. A. Power system control and stability. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2008.
- Araújo, J. Alocação de Autoestrutura em Sistemas Lineares de Segunda Ordem: Contribuições à Análise e Projeto de Alocação Parcial e Total. Tese (Doutorado) — UFBA, 02 2017.
- Bhattarai, R. et al. Reduced-order state observer-based feedback control methodologies for doubly fed induction machine. IEEE Transactions on Industry Applications, IEEE, v. 54, n. 3, p. 2845–2856, 2018.
- Breulmann, H. et al. Analysis and damping of inter-area oscillations in the ucte/centrel power system. Citeseer, 2000.
- Canizares, C. et al. Benchmark systems for small signal stability analysis and control. <http://resourcecenter.ieee-pes.org/pes/product/technical-reports/PESTR18>, IEEE Power and Energy Society, n. PES-TR, 2015.
- Castro, A.; Araújo, C. Análise de sinais para controle descentralizado em sistemas de potência. In: Anais do XIV Congresso Brasileiro de Automática. [S.l.: s.n.], 2002. p. 1188–1193.
- Chabane, Y.; Ladjici, A. Differential evolution for optimal tuning of power system stabilizers to improve power systems small signal stability. In: IEEE. 2016 5th International Conference on Systems and Control (ICSC). [S.l.], 2016. p. 84–89.
- Chen, C. Linear system theory and design. New York: Oxford University Press, Inc., 1998.
- Chompoobutrgool, Y.; Vanfretti, L.; Ghandhari, M. Survey on power system stabilizers control and their prospective applications for power system damping using synchrophasor-based wide-area systems. European Transactions on Electrical Power, Wiley Online Library, v. 21, n. 8, p. 2098–2111, 2011.
- Cordero Bautista, L. G.; Bueno de Araujo, P. Analysis of the influence of ipfc-pod and pss controllers coordinated tuning by an adaptive genetic algorithm with hyper-mutation. In: 2018 Workshop on Communication Networks and Power Systems (WCNPS). [S.l.: s.n.], 2018. p. 1–5.
- Daltin, D. C. Controle de vibrações em estruturas flexíveis utilizando observador de estados. Universidade Estadual Paulista (UNESP), 2017.

Dash, P.; Patnaik, R.; Mishra, S. Adaptive fractional integral terminal sliding mode power control of upfc in dfig wind farm penetrated multimachine power system. Protection and Control of Modern Power Systems, Springer, v. 3, n. 1, p. 8, 2018.

Datta, B. et al. Partial eigenvalue assignment in linear systems: existence, uniqueness and numerical solution. In: CITESEER. Proceedings of the Mathematical Theory of Networks and Systems (MTNS), Notre Dame. [S.l.], 2002.

Datta, B. N. Numerical linear algebra and applications. [S.l.]: Siam, 2010.

Demello, F. P.; Concordia, C. Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control. IEEE Transactions on power apparatus and systems, IEEE, v. 88, n. 4, p. 316–329, 1969.

Dev, A.; Léchappé, V.; Sarkar, M. K. Prediction-based super twisting sliding mode load frequency control for multi-area interconnected power systems with state and input time delays using disturbance observer. International Journal of Control, Taylor & Francis, p. 1–14, 2019.

Dobra, M.; Sabău, D. L.; Anton, M. Model-based observer design evaluation for xy positioning systems. In: IEEE. 2018 IEEE International Conference on Automation, Quality and Testing, Robotics (AQTR). [S.l.], 2018. p. 1–5.

Dobrowolski, J. et al. Inter-area oscillation control based on eigensystem realization approach. In: IEEE. 2018 IEEE International Autumn Meeting on Power, Electronics and Computing (ROPEC). [S.l.], 2018. p. 1–6.

Ekinci, S.; Demiroren, A.; Hekimoglu, B. Parameter optimization of power system stabilizers via kidney-inspired algorithm. Transactions of the Institute of Measurement and Control, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 41, n. 5, p. 1405–1417, 2019.

Farah, A. et al. A novel chaotic teaching-learning-based optimization algorithm for multi-machine power system stabilizers design problem. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Elsevier, v. 77, p. 197–209, 2016.

Ferreira, A. Amortecimento de oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência utilizando controle robusto adaptativo em dispositivos FACTS TCSC. Tese (Doutorado) — UFBA, 2005.

Fortes, E. de V. et al. A vns algorithm for the design of supplementary damping controllers for small-signal stability analysis. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Elsevier, v. 94, p. 41–56, 2018.

Furini, M.; Araujo, P. Melhora da estabilidade dinâmica de sistemas elétricos de potência multimáquinas usando o dispositivo facts”thyristor-controlled series capacitor-tcsc. SBA Controle & Automação, v. 19(2), p. 214–225, 2008.

Gomes Jr, S. et al. Damped nyquist plot for a pole placement design of power system stabilizers. Electric Power Systems Research, Elsevier, v. 158, p. 158–169, 2018.

Group, I. W. et al. IEEE Guide for Identification, Testing and Evaluation of the Dynamic Performance of Excitation Control Systems. [S.l.]: IEEE Standard, 2014.

Hannan, M. A. et al. Artificial intelligent based damping controller optimization for the multi-machine power system: A review. IEEE Access, v. 6, p. 39574–39594, 2018.

Hasanvand, H. et al. Coordinated design of pss and tcsc to mitigate interarea oscillations. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Elsevier, v. 78, p. 194–206, 2016.

Haupt, R. L.; Haupt, S. E. Practical genetic algorithms. Wiley Online Library, 2004.

Heffron, W.; Phillips, R. Effect of a modern amplidyne voltage regulator on underexcited operation of large turbine generators [includes discussion]. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems, IEEE, v. 71, n. 3, p. 692–697, 1952.

Hussein, A. A.; Salih, S. S.; Ghasm, Y. G. Implementation of proportional-integral-observer techniques for load frequency control of power system. Procedia Computer Science, Elsevier, v. 109, p. 754–762, 2017.

Islam, N. N. et al. An application of backtracking search algorithm in designing power system stabilizers for large multi-machine system. Neurocomputing, Elsevier, v. 237, p. 175–184, 2017.

Jamshidi, M. et al. Robust control systems with genetic algorithms. [S.l.]: CRC Press, 2002.

Jusan, F. C. Análise Linear de Oscilações Subsíncronas em Sistemas Elétricos de Potência. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2007.

Kasilingam, G.; Pasupuleti, J.; Kannan, N. Implementation and analysis of bbo algorithm for better damping of rotor oscillations of a synchronous machine. In: Information Systems Design and Intelligent Applications. [S.l.]: Springer, 2018. p. 73–85.

Ke, D.; Chung, C. Design of probabilistically-robust wide-area power system stabilizers to suppress inter-area oscillations of wind integrated power systems. IEEE Transactions on Power Systems, IEEE, v. 31, n. 6, p. 4297–4309, 2016.

Ke, D.; Chung, C.; Xue, Y. An eigenstructure-based performance index and its application to control design for damping inter-area oscillations in power systems. IEEE Transactions on Power Systems, IEEE, v. 26, n. 4, p. 2371–2380, 2011.

Khosravi-charmi, M.; Amraee, T. Wide area damping of electromechanical low frequency oscillations using phasor measurement data. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Elsevier, v. 99, p. 183–191, 2018.

- Kok, K. Y. et al. Investigation on selection schemes and population sizes for genetic algorithm in unmanned aerial vehicle path planning. In: IEEE. 2015 International Symposium on Technology Management and Emerging Technologies (ISTMET). [S.l.], 2015. p. 6–10.
- Kolhe, M. et al. Coherency identification and oscillation damping effects of pss in interconnected power system: A comparative analysis approach. In: IEEE. 2016 IEEE/IAS 52nd Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference (I&CPS). [S.l.], 2016. p. 1–6.
- Kumar, A. Power system stabilizers design for multimachine power systems using local measurements. IEEE Transactions on Power Systems, IEEE, v. 31, n. 3, p. 2163–2171, 2015.
- Kundur, P. Power system stability and control. New York: McGraw-hill New York, 1994.
- Kundur, P. et al. Definition and classification of power system stability. IEEE transactions on Power Systems, IEEE, v. 19, n. 2, p. 1387–1401, 2004.
- Larsen, E.; Swann, D. Applying power system stabilizers part i: general concepts. IEEE Transactions on Power Apparatus and systems, v. 6, p. 3017–3024, 1981.
- Lian, J. et al. Universal wide-area damping control for mitigating inter-area oscillations in power systems. [S.l.], 2017.
- Lian, J. et al. Wide-area demand-side control for inter-area oscillation mitigation in power systems. In: IEEE. 2018 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition (T&D). [S.l.], 2018. p. 1–5.
- Linden, R. Algoritmos genéticos (2a edição). [S.l.]: Brasport, 2008.
- Liu, X. et al. Damping control for power system based on state observer. SOP Transactions on Power Transmission and Smart Grid, v. 1, n. 1, p. 9–19, 2014.
- Martins, L. F. B. et al. Design of the pi-upfc-pod and pss damping controllers using an artificial bee colony algorithm. Journal of Control, Automation and Electrical Systems, Springer, v. 28, n. 6, p. 762–773, 2017.
- Miotto, E. L. et al. Coordinated tuning of the parameters of pss and pod controllers using bioinspired algorithms. IEEE Transactions on Industry Applications, IEEE, v. 54, n. 4, p. 3845–3857, 2018.
- Misrikhanov, M.; Ryabchenko, V. The quadratic eigenvalue problem in electric power systems. Automation and Remote Control, v. 67(5), p. 698–720, 2006.
- Moraes, C. E. O. Projeto coordenado das malhas de controle de VAR/FP e de amortecimento suplementar de geradores síncronos distribuídos. Dissertação (Mestrado) — UFPA, 2019.

- Mota, D. d. S. Técnicas de ajuste de estabilizadores de sistemas de potência. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, 2010.
- Mota, W. S. Simulação de transitórios eletromecânicos em sistemas de potência. Campina Grande: EPGRAF, 2006.
- Nie, Y. et al. Wide-area optimal damping control for power systems based on the itae criterion. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Elsevier, v. 106, p. 192–200, 2019.
- Oliveira, C. A. d. M. et al. Projeto de observadores de estado utilizando algoritmo genético. Universidade Federal Rural do Semi-Árido, 2014.
- Pal, B.; Chaudhuri, B. Robust control in power systems. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2006.
- Patel, A.; Ghosh, S.; Folly, K. A. Inter-area oscillation damping with non-synchronised wide-area power system stabiliser. IET Generation, Transmission & Distribution, IET, v. 12, n. 12, p. 3070–3078, 2018.
- Peres, W.; Júnior, I. C. S.; Filho, J. A. P. Gradient based hybrid metaheuristics for robust tuning of power system stabilizers. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Elsevier, v. 95, p. 47–72, 2018.
- Popovich, N. Course keeping control of boeing 747 by using a minimum-order observer state controller. International Journal of Advances in Computer Science & Its Applications, Institute of Research Engineers and Doctors (IREDD), v. 8, n. 2, 2018.
- Prakash, T.; Singh, V. P.; Mohanty, S. R. A synchrophasor measurement based wide-area power system stabilizer design for inter-area oscillation damping considering variable time-delays. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Elsevier, v. 105, p. 131–141, 2019.
- Rahmatian, M.; Seyedtabaai, S. Multi-machine optimal power system stabilizers design based on system stability and nonlinearity indices using hyper-spherical search method. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Elsevier, v. 105, p. 729–740, 2019.
- Rinaldi, G.; Cucuzzella, M.; Ferrara, A. Third order sliding mode observer-based approach for distributed optimal load frequency control. IEEE Control Systems Letters, IEEE, v. 1, n. 2, p. 215–220, 2017.
- Sarkar, M.; Subudhi, B. Fixed low-order synchronized and non-synchronized wide-area damping controllers for inter-area oscillation in power system. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Elsevier, v. 113, p. 582–596, 2019.
- Sauer, P.; Pai, M. Power system dynamics and stability. Upper Saddle River, NJ: Prentice hall Upper Saddle River, NJ, 1998.

Sebaa, K.; Boudour, M. Robust power system stabilizers design using multi-objective genetic algorithm. In: IEEE. 2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting. [S.l.], 2007. p. 1–7.

Shoukry, Y. et al. Smt-based observer design for cyber-physical systems under sensor attacks. ACM Transactions on Cyber-Physical Systems, ACM New York, NY, USA, v. 2, n. 1, p. 1–27, 2018.

Shukla, T.; Singh, S.; Naik, K. Allocation of optimal distributed generation using ga for minimum system losses in radial distribution networks. International Journal of Engineering, Science and Technology, MultiCraft Limited, v. 2, n. 3, p. 94–106, 2010.

Silva Filha, B. G. Sintonia Robusta de Estabilizadores de Sistema de Potência para Controle de Pequenas Perturbações. Tese (Doutorado) — UFBA, 7 2017.

Singh, A. K.; Pal, B. C. et al. Report on the 68-bus, 16-machine, 5-area system. IEEE PES Task Force on Benchmark Systems for Stability Controls. Ver, IEEE Power and Energy Society Task Force on Benchmark Systems for Stability . . . , v. 3, 2013.

Sulaiman, M. et al. Dynamic stability analysis of generator with power system stabilizers using matlab simulink. Indonesian Journal of Electrical Engineering and Computer Science, v. 2, n. 3, p. 501–509, 2016.

Tang, K.; Venayagamoorthy, G. K. Damping inter-area oscillations using virtual generator based power system stabilizer. Electric Power Systems Research, Elsevier, v. 129, p. 126–141, 2015.

Touil, S.; Attous, D. B. Effect of different membership functions on fuzzy power system stabilizer for synchronous machine connected to infinite bus. International Journal of System Assurance Engineering and Management, Springer, v. 8, n. 1, p. 255–264, 2017.

Tsai, J. S. H. et al. Robust observer-based optimal linear quadratic tracker for five-degree-of-freedom sampled-data active magnetic bearing system. International Journal of Systems Science, Taylor & Francis, v. 49, n. 6, p. 1273–1299, 2018.

Wilches-bernal, F.; Byrne, R. H.; Lian, J. Damping of Inter-Area Oscillations via Modulation of Aggregated Loads. [S.l.], 2019.

Xia, Y. et al. Review of pss based on wams suppressing low frequency oscillation of interconnected power grid. In: 2009 International Conference on Energy and Environment Technology. [S.l.: s.n.], 2009. v. 2, p. 255–258.

Yao, W. et al. Delay-dependent stability analysis of the power system with a wide-area damping controller embedded. IEEE Transactions on Power Systems, IEEE, v. 26, n. 1, p. 233–240, 2010.

Yongli, Z. et al. Damping control for a target oscillation mode using battery energy storage. Journal of modern power systems and clean energy, Springer, v. 6, n. 4, p. 833–845, 2018.

Youssef, A. B.; El Khil, S. K.; Slama-Belkhodja, I. State observer-based sensor fault detection and isolation, and fault tolerant control of a single-phase pwm rectifier for electric railway traction. IEEE Transactions on Power Electronics, v. 28, n. 12, p. 5842–5853, 2013.

Zhang, X.; Cheng, G.; Xu, Z. User defined excitation system models for power system stability analysis in psasp. In: IEEE. 2005 IEEE/PES Transmission & Distribution Conference & Exposition: Asia and Pacific. [S.l.], 2005. p. 1–5.

Zuo, J. et al. Simultaneous robust coordinated damping control of power system stabilizers (psss), static var compensator (svc) and doubly-fed induction generator power oscillation dampers (dfig pods) in multimachine power systems. Energies, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 10, n. 4, p. 565, 2017.