

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ

CARLA EDUARDA ORLANDO DE MORAES

PROJETO COORDENADO DAS MALHAS DE CONTROLE DE
VAR/FP E DE AMORTECIMENTO SUPLEMENTAR DE
GERADORES SÍNCRONOS DISTRIBUÍDOS

CURITIBA

2019

CARLA EDUARDA ORLANDO DE MORAES

PROJETO COORDENADO DAS MALHAS DE CONTROLE DE
VAR/FP E DE AMORTECIMENTO SUPLEMENTAR DE
GERADORES SÍNCRONOS DISTRIBUÍDOS

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Área de Concentração Sistemas de Energia, Departamento de Engenharia Elétrica, Setor de Tecnologia, Universidade Federal do Paraná, como parte das exigências para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. Roman Kuiava

CURITIBA

2019

Catálogo na Fonte: Sistema de Bibliotecas, UFPR
Biblioteca de Ciência e Tecnologia

M687p

Moraes, Carla Eduarda Orlando de

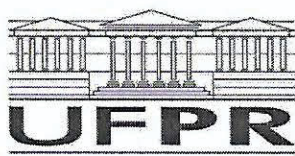
Projeto coordenado das malhas de controle de var/ƒp e de amortecimento suplementar de geradores síncronos distribuídos [recurso eletrônico] / Carla Eduarda Orlando de Moraes, 2019.

Dissertação (mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Setor de Ciência e Tecnologia, Universidade Federal do Paraná. Orientador: Prof. Dr. Roman Kuiava

1. Eletrônica de potencia. 2. Sistemas de energia elétrica. I. Universidade Federal do Paraná. II. Kuiava, Roman. III. Título

CDD 621.381044

Bibliotecária: Vilma Machado CRB9/1563



TERMO DE APROVAÇÃO

Os membros da Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em ENGENHARIA ELÉTRICA da Universidade Federal do Paraná foram convocados para realizar a arguição da dissertação de Mestrado de **CARLA EDUARDA ORLANDO DE MORAES** intitulada: **Projeto coordenado das malhas de controle de var/fp e de amortecimento suplementar de geradores síncronos distribuídos**, após terem inquirido a aluna e realizado a avaliação do trabalho, são de parecer pela sua APROVAÇÃO no rito de defesa.

A outorga do título de mestre está sujeita à homologação pelo colegiado, ao atendimento de todas as indicações e correções solicitadas pela banca e ao pleno atendimento das demandas regimentais do Programa de Pós-Graduação.

Curitiba, 28 de Fevereiro de 2019.

ROMAN KUIAVA

Presidente da Banca Examinadora (UFPR)

GIDEON VILLAR LEANDRO

Avaliador Interno (UFPR)

VICTOR BAPTISTA FRENCL

Avaliador Externo (UTFPR)

GUSTAVO HENRIQUE DA COSTA OLIVEIRA

Avaliador Interno (UFPR)

A todas as mulheres que lutam pelo nosso espaço e valorização na ciência.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela vida e por permitir que eu pudesse realizar mais esse objetivo em minha vida, por me fortalecer nos momentos mais delicados.

Agradeço imensamente ao Professor Dr. Roman Kuiava, meu orientador, o qual foi fundamental para o desenvolvimento deste trabalho. Obrigada por todo o ensinamento, orientação, dedicação, paciência e força durante todo o desenvolvimento de meu trabalho, além da confiança.

A todos os professores do programa de pós-graduação em engenharia elétrica, além de todos os funcionários do departamento que sempre estavam dispostos a ajudar e esclarecer dúvidas.

A UTFPR pelo ensino público e de qualidade, o qual possibilitou que eu tivesse uma formação sólida que foi essencial para o desenvolvimento do meu mestrado, em especial ao meu orientador de TCC, Professor Dr. Marcelo de Oliveira Rosa.

A minha família, em especial aos meus queridos pais, Eni e José Carlos, a quem eu devo tudo o que sou e que ainda serei. Obrigada pelo amor e apoio incondicional desde meus primeiros passos.

Ao meu amado noivo, Alexandre de Lara, companheiro de graduação, dupla de laboratórios e TCC, além de eterno companheiro em minha vida, obrigada por todo apoio que sempre me concedeu, e por me fazer seguir em frente mesmo quando eu não acreditava ser possível.

A todos os meus amigos do LASICO, especialmente à Mariane, Renato, Ádamo e Cristiano, pela companhia, pelo agradável ambiente de trabalho, e pelos momentos que compartilhamos durante o desenvolvimento desta dissertação.

Agradeço à UFPR pela estrutura e ensino de qualidade que proporciona aos seus alunos, agradeço também à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES), através da qual este trabalho recebeu apoio financeiro, sob o código de financiamento 001.

RESUMO

Os controladores automáticos de potência reativa ou fator de potência (var/fp) aparecem nas especificações de usinas de energia elétrica empregadas no contexto de geração distribuída. Alguns estudos reforçam, por sua vez, que a utilização destes controladores em geradores síncronos distribuídos (GSDs) pode levar a problemas de qualidade de tensão e de amortecimento de oscilações associadas aos modos eletromecânicos. Segue, portanto, como possível alternativa para minimizar os efeitos adversos de tais modos oscilatórios em situações operativas envolvendo o uso destes controladores, o projeto conjunto das malhas de controle de var/fp e de controle suplementar de amortecimento, também chamado de estabilizador de sistemas de potência (ESP). Neste contexto, este trabalho apresenta uma metodologia de sintonia de ESP e de controlador do tipo var/fp para GSDs, sendo esta baseada na otimização de índices de desempenho dinâmico, empregando alocação de autoestrutura das matrizes de estado do modelo de sistema de potência em malha fechada. Busca-se, de um modo geral, o aumento do amortecimento dos modos oscilatórios eletromecânicos, a minimização da energia das oscilações de velocidade angular e de tensão de campo dos GSDs, ao mesmo tempo em que se busca uma redução do esforço de controle para evitar a saturação do mesmo. A sintonia dos controladores é feita de maneira simultânea, evitando interações adversas entre eles. A metodologia é aplicada para o projeto das malhas de controle de um GSD operando em uma rede de distribuição de 33 kV com 6 barras. A avaliação do desempenho dos controladores é feita por meio de análise modal e por simulações não-lineares para diferentes condições operativas. Os resultados mostram que as taxas de amortecimento dos modos oscilatórios apresentam valores satisfatórios, e o pico máximo atingido pela tensão de campo é inferior quando comparado ao caso sem controladores. Além disso, o sistema de excitação conta com uma lógica de chaveamento automático, implementada para realizar a comutação entre os modos de operação do GSD com o objetivo de atuar ora como mantenedor de tensão, ora como seguidor de tensão, mostrando-se vantajosa no quesito de evitar a desconexão mandatória dos GSDs em caso de subtensão.

Palavras-chave: Sistemas elétricos de potência. Geradores síncronos distribuídos. Oscilações eletromecânicas. Estabilizadores de sistemas de potência. Controle de var/fp.

ABSTRACT

The automatic controllers of reactive power and power factor (var/pf) have appeared in specifications from power plants when distributed generation is applied. Some studies reinforce that the use of these types of controllers on distributed synchronous generators (DSGs) can lead to problems related to voltage quality and oscillations' damping associated with electromechanical modes. It follows, therefore, as a possible alternative to minimize the adverse effects of such oscillatory modes during operative situations involving the use of these controllers, the joint design of the meshes from the var/pf controller and the supplementary damping controller, also called power system stabilizer (PSS). In this scenario, this work presents a tuning methodology of PSS and var/pf controller for DSGs, which is based on the optimization of dynamic performance indexes employing eigenstructure allocation of the state matrices of the closed-loop power system model. In general, the goal is increasing the damping of the electromechanical oscillatory modes, and minimizing the energy of the oscillations from the angular speed and the field voltage from the DSG, at the same time, a reduction of the control effort is sought to avoid saturation of the same. The tuning of the controllers is done simultaneously, avoiding adverse interactions among them. The methodology is applied for the design of the control meshes of a DSG operating in a distribution network of 33 kV with 6 bars. The evaluation of controller performance is done through modal analysis and non-linear simulations for a set of different operating conditions. The results show that the damping rates of the oscillatory modes have presented satisfactory values, besides reducing the machine field voltage peaks. In addition, the excitation system has an automatic switching logic, implemented to perform the switching between the operating modes of the DSG with the objective of either acting as a voltage maintainer or as a voltage follower, proving to be advantageous in terms of to avoid the mandatory disconnection of GSDs in case of undervoltage.

Keywords: Electrical Power Systems. Distributed Synchronous Generators. Electromechanical oscillations. Power system stabilizers. Var/pf controllers.

LISTA DE FIGURAS

3.1	GSD equipado com regulação de tensão, controle de var/fp e estabilizador. Fonte: A autora (2019)	15
3.2	Controlador de velocidade do gerador. Fonte: A autora (2019)	16
3.3	Fluxograma do chaveamento entre modos de regulação de tensão e controle de var/fp . Fonte: A autora (2019).	17
3.4	Modelo de estabilizador. Fonte: A autora (2019).	19
3.5	Fator de potência modificado \bar{F} comparado com o fator de potência convencional F . As curvas foram obtidas pelas equações apresentadas, considerando $P = 150$ kW e $Q \in [-100, 100]$ kvar. Fonte: adaptado de (CIMINO; PAGILLA, 2016).	21
3.6	Fator de potência modificado comparando \bar{F} e \bar{F}_{approx} . Fonte: A autora (2019).	22
4.1	Estrutura empregada para os controladores. Fonte: A autora (2019).	27
5.1	Diagrama unifilar do sistema de estudo. Fonte: FREITAS et al. (2006).	43
5.2	Comparação entre as respostas da tensão de campo à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)	46
5.3	Comparação entre as respostas do desvio de velocidade angular à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)	47
5.4	Comparação entre as respostas da tensão terminal à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)	48
5.5	Comparação entre as respostas do fator de potência à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)	49
5.6	Comparação entre os esforços de controle para o controlador de var/fp. Fonte: A autora (2019)	49
5.7	Comparação entre os esforços de controle para o estabilizador. Fonte: A autora (2019)	50
5.8	Comparação entre as respostas da tensão de campo à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)	51
5.9	Comparação entre as respostas do desvio de velocidade angular à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)	52
5.10	Comparação entre as respostas do fator de potência à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)	53
5.11	Comparação entre as respostas da tensão terminal à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)	54
5.12	Comparação entre os esforços de controle para o controlador de var/fp. Fonte: A autora (2019)	54
5.13	Comparação entre os esforços de controle para o estabilizador. Fonte: A autora (2019)	55
5.14	Lugar dos autovalores para os sistema com parâmetros sintonizados via função multiobjetivo. Fonte: A autora (2019)	56
5.15	Lugar dos autovalores para os sistema com parâmetros sintonizados via função mono-objetivo normalizada. Fonte: A autora (2019)	57
5.16	Resposta da tensão de campo à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)	58

5.17	Resposta do desvio da velocidade angular à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)	59
5.18	Resposta da tensão terminal à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)	60
5.19	Resposta do fator de potência à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)	60
5.20	Esforço de controle do Controlador var/fp em resposta à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)	61
5.21	Esforço de controle do estabilizador em resposta à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)	61
5.22	Resposta da tensão terminal à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)	63
5.23	Resposta do fator de potência à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)	63
5.24	Resposta da tensão terminal à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)	64
5.25	Resposta do fator de potência à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)	65
5.26	Esforço de controle do controlador de var/fp à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)	65
5.27	Esforço de controle do estabilizador em resposta à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)	66
5.28	Lugar dos autovalores para os casos estudados sem controladores. Fonte: A autora (2019)	68
5.29	Lugar dos autovalores para os casos estudados com controladores. Fonte: A autora (2019)	68
5.30	Lugar dos autovalores para os casos estudados com controladores. Fonte: A autora (2019)	70
5.31	Funcionamento do chaveamento implementado. Fonte: A autora (2019).	72
5.32	Resposta da tensão terminal à perturbação de aumento de carga. Fonte: A autora (2019).	73
5.33	Resposta do fator de potência à perturbação de aumento de carga. Fonte: A autora (2019).	74
5.34	Resposta da tensão de campo à perturbação de aumento de carga. Fonte: A autora (2019).	74

LISTA DE TABELAS

2.1	Valor máximo de subtensão permitido pelas concessionárias. Fonte: (COLOMBARI, 2017).	12
5.1	Condições operativas de interesse. Fonte: A autora (2019)	43
5.2	Casos estudados. Fonte: A autora (2019)	43
5.3	Comparação entre os valores do IAE para a tensão de campo. Fonte: A autora (2019)	47
5.4	Comparação entre os valores do IAE para os esforços de controle. Fonte: A autora (2019)	50
5.5	Comparação entre os valores do IAE os esforços de controle. Fonte: A autora (2019)	55
5.6	Taxas de amortecimento mínimas - controladores obtidos via funções multiobjetivo e mono-objetivo normalizada. Fonte: A autora (2019)	55
5.7	Comparação entre os IAEs para a tensão de campo. Fonte: A autora (2019)	59
5.8	IAE dos esforços de controle para os casos 1, 2 e 3. Fonte: A autora (2019)	62
5.9	IAE dos esforços de controle para os casos 1, 2 e 3. Fonte: A autora (2019)	66
5.10	Taxas mínimas de amortecimento. Fonte: A autora (2019)	67
5.11	Incrementos de carga. Fonte: A autora (2019)	71
A.1	Parâmetros sintonizados via função mono-objetivo normalizada - caso 1. Fonte: A autora (2019)	83
A.2	Parâmetros sintonizados via função multiobjetivo - caso 1. Fonte: A autora (2019)	83
A.3	Parâmetros sintonizados via função mono-objetivo normalizada - caso 2. Fonte: A autora (2019)	83
A.4	Parâmetros sintonizados via função mono-objetivo normalizada - caso 3. Fonte: A autora (2019)	84
B.1	Dados do transformador 1. Fonte: (FREITAS et al., 2006).	85
B.2	Dados do transformador 2. Fonte: (FREITAS et al., 2006).	85
B.3	Dados do transformador do gerador. Fonte: (FREITAS et al., 2006).	85
B.4	Dados do gerador. Fonte: (FREITAS et al., 2006).	86
B.5	Dados das impedâncias de linha. Fonte: (FREITAS et al., 2006).	86
B.6	Dados do sistema de excitação. Fonte: Adaptado de (SILVA et al., 2016).	86
B.7	Dados do controlador de velocidade. Fonte: (SILVA et al., 2016).	87

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AG	Algoritmo Genético
ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
BEN	Balanco Energético Nacional
CELESC	Centrais Elétricas de Santa Catarina
CEMIG	Companhia Energética de Minas Gerais
CEPEL	Centro de Pesquisas de Energia Elétrica
COPEL	Companhia Paranaense de Energia
DSG	<i>Distributed Synchronous Generator</i>
EPE	Empresa de Pesquisa Energética
ESP	Estabilizador de Sistemas de Potência
FP	Fator de Potência
GD	Gerador Distribuído
GSD	Gerador Síncrono Distribuído
GIDA	Gerador de Indução Duplamente Alimentado
IAE	<i>Integral Absolute Error</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>
ISE	<i>Integral Squared Error</i>
ITAE	<i>Integral Time-weighted Absolute Error</i>
PCH	Pequena Central Hidroelétrica
PCT	Pequena Central Térmica
PRODIST	Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional
PROINFA	Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica
PSS	<i>Power System Stabilizer</i>
REN	Resolução Normativa
SEP	Sistemas Elétricos de Potência
VAR	Potência Reativa dos Geradores Síncronos

LISTA DE SÍMBOLOS

V_t	Tensão terminal da máquina
E_{fd}	Tensão de campo
ω	Velocidade angular
P_m	Potência mecânica
V_{ref}	Tensão de referência do regulador de tensão
V_{ajuste}	Ajuste adicional na tensão de referência que pode ser feito pelo operador
P	Potência ativa
Q	Potência reativa
fp	Fator de potência
VAR_{ref}	Referência de potência reativa
FP_{ref}	Referência de fator de potência

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Objetivos	6
1.1.1	Objetivo geral	6
1.1.2	Objetivos específicos	6
1.2	Justificativa	7
1.3	Estrutura da Dissertação	7
2	LEGISLAÇÃO PARA CONEXÃO E DESCONEXÃO MANDATÓRIA DE GDS	9
2.1	Legislação para conexão de GDs	10
2.2	Desconexão mandatória de GDs	11
3	GERADOR SÍNCRONO DISTRIBUÍDO EQUIPADO COM REGULIZAÇÃO DE TENSÃO, CONTROLE DE VAR/FP E ESTABILIZADORES DE SISTEMAS DE POTÊNCIA	13
3.1	Estratégia de chaveamento automático entre os modos de operação	17
3.2	Estabilizador de sistemas de potência	18
3.3	Proposta de expressão analítica para o fator de potência do GSD	19
3.3.1	Revisão do conceito de fator de potência	19
3.3.1.1	Fator de potência aproximado modificado	20
3.4	Síntese de controladores baseados em alocação de autoestrutura	22
4	FORMULAÇÃO DO PROBLEMA DE CONTROLE	27
4.1	Modelagem do sistema para análise de desempenho dinâmico	29
4.2	Formulações das funções objetivo	30
4.2.1	Formulação da função $cost_1$	31
4.2.2	Formulação da função $cost_2$	35
4.2.3	Normalização da função multiobjetivo	36
4.3	Procedimento de sintonia dos controladores	38
5	TESTES E RESULTADOS	42
5.1	Sistema teste, condições operativas de interesse e casos estudados	42
5.2	Índice e critério empregados na avaliação do desempenho dos controladores	44
5.2.1	Integral do erro absoluto - IAE	44
5.2.2	Tempo de assentamento	45
5.3	Comparação entre controladores obtidos via função multiobjetivo e mono-objetivo normalizada	45
5.3.1	Análises não lineares referentes a perturbação de curto-circuito	45
5.3.2	Análises não lineares referentes a perturbação de abertura total do circuito .	51
5.3.3	Análises lineares referentes a comparação entre os controladores obtidos via funções multiobjetivo e mono-objetivo normalizada	54
5.4	Resultados das análises não lineares empregando função mono-objetivo normalizada	57
5.4.1	Análises não lineares referentes a perturbação de curto-circuito	57

5.4.2	Análises não lineares referentes a perturbação de abertura total do circuito .	62
5.4.3	Resultados das análises lineares empregando função mono-objetivo normalizada	66
5.5	Resultados para o chaveamento automático entre os modos de operação . .	70
6	CONCLUSÕES	75
	REFERÊNCIAS	82
A	APÊNDICE	83
A.1	Parâmetros dos Controladores	83
B	ANEXO	85
B.1	Parâmetros do sistema teste	85
B.2	Parâmetros do sistema de excitação, reguladores, estabilizador e controladores	86

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

A geração distribuída tem sido amplamente empregada em redes elétricas como uma fonte de energia adicional ao sistema, trazendo diversas vantagens, tanto em relação à temática da sociedade quanto sob o ponto de vista do meio ambiente e do setor elétrico (FILHO; AZEVEDO, 2014; ACKERMANN; ANDERSSON; SODER, 2001; BORBELY; KREIDER, 2001). De um modo geral, considera-se como geração distribuída qualquer tipo de gerador de pequeno porte que forneça potência elétrica próximo à carga, estando conectado à rede de distribuição ou subtransmissão ou, ainda, localmente junto à carga. A estes geradores de pequeno porte, adota-se a denominação de **geradores distribuídos** (GDs).

Geralmente, as fontes primárias de energia para os GDs são renováveis, tais como as energias solar fotovoltaica, eólica, hidráulica, dentre outras, embora esta não seja uma regra geral, tendo em vista que fontes não renováveis, como combustíveis fósseis tradicionais, também podem ser utilizadas como fonte primária para GDs (FILHO; AZEVEDO, 2014). CAMARGO et al. (2006) apresentam exemplos de como países da América Latina e em desenvolvimento têm investido em projetos de geração de energia elétrica a partir de fontes renováveis e na diversificação da matriz energética.

Diversas tecnologias podem ser empregadas para geração e interface de GDs à rede elétrica. Geradores síncronos podem se conectar diretamente à rede de distribuição (denominados **geradores síncronos distribuídos**, ou GSDs) e são utilizados, por exemplo, em pequenas centrais hidrelétricas (PCHs) e térmicas (PCTs) (KAUHANIEMI et al., 2004). Por outro lado, tecnologias mais recentes de geração de energia elétrica, como microturbinas, solar fotovoltaica e eólica, que pode ser baseada na utilização de geradores assíncronos, necessitam de inversores de frequência como interface com a rede (FILHO;

AZEVEDO, 2014).

O grande empecilho para o emprego de GDs alguns anos atrás era a falta de legislação para a conexão destes geradores aos sistemas elétricos. No Brasil, a primeira legislação a respeito de conexão de GDs foi o decreto nº 5.163, de 30 de julho de 2004 ¹, especificamente o Artigo 14. Outras legislações importantes são as resoluções normativas nº 482, de 17 de abril de 2012, nº 687, de 24 de novembro de 2015 e nº 786, de 17 de outubro de 2017, sendo que as duas últimas fazem alterações na primeira resolução. A partir da criação de uma legislação que regularizou a conexão de GDs, os mesmos passaram a ser utilizados em complexos industriais e começaram a alimentar as suas próprias cargas. Como consequência, complexos industriais puderam produzir energia elétrica para suprir tanto parte de suas demandas como sua total demanda. Em alguns casos, uma planta industrial pode produzir além de sua demanda e vender o excedente (SILVA et al., 2016).

Dentre todos os desafios envolvidos na operação de redes de distribuição com GDs, o de garantir a estabilidade (tensão, ângulo do rotor e de frequência) e qualidade da energia entregue as cargas tem sido alvo de vários estudos nos últimos anos (EDWARDS et al., 2000; ABREU, 2005; KUIAVA et al., 2008a; CHANG; GORINEVSKY; LALL, 2014; LIU et al., 2015; SHUKLA; DAS; PANT, 2017; FUCHS et al., 2017). Com a interação entre a rede de distribuição e os GSDs surgem alguns problemas de estabilidade angular, como o aparecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência e pouco amortecidas, assim como de estabilidade e qualidade de tensão, como o aparecimento de sobretensões e oscilações sustentadas (KUIAVA et al., 2008a; SALIM et al., 2011; SILVA et al., 2016).

Neste cenário, mecanismos que atuam na regulação da tensão dos geradores e controle tanto da potência reativa (var) quanto do fator de potência (fp), assim constituindo o **controle de var/fp** , são fundamentais para atender especificações das concessionárias de energia e da próprias plantas industriais (SILVA et al., 2016; HURLEY; BIZE; MUMMERT, 1999; RESENER, 2011). Além disso, estudos têm mostrado a necessidade de utilização de malhas de controle de amortecimento suplementar para minimizar os efeitos negativos

¹Decreto que regulamenta a comercialização de energia elétrica, o processo de outorga de concessões e de autorizações de geração de energia elétrica, e dá outras providências.

das oscilações eletromecânicas de baixa frequência em redes de distribuição com GSDs (KUIAVA et al., 2008a; SALIM et al., 2011). Em geral, se tais oscilações eletromecânicas não forem devidamente amortecidas, a qualidade da tensão nas barras de cargas, bem como, a confiabilidade e o desempenho dos geradores podem ser severamente prejudicados (BUCHHOLZ; BOESE, 2003).

As oscilações eletromecânicas podem ser amortecidas por controladores suplementares de amortecimento, como os **estabilizadores de sistemas de potência** (ESP), do inglês *power system stabilizer* (PSS), os quais podem ser definidos como dispositivos que atuam no amortecimento das oscilações que ocorrem no rotor dos geradores síncronos via sinais estabilizantes inseridos na malha de regulação de tensão dos GSDs (KIM; BASLER; GODHWANI, 2000).

Segundo HURLEY; BIZE; MUMMERT (1999), o uso de controladores de var/fp tem suas origens em aplicações industriais de motores e geradores síncronos, nos quais a máquina síncrona é tipicamente conectada diretamente ao barramento de uma planta de distribuição. Em muitas destas aplicações industriais, a tensão da máquina deve seguir qualquer variação que a tensão no sistema venha a sofrer, sendo indesejável neste caso que ocorra regulação de tensão. Ainda segundo estes autores, as máquinas síncronas podem ser classificadas em duas categorias, considerando sua participação no sistema. As máquinas são:

- Máquina operando como mantenedora de tensão: espera-se que ajude na regulação da tensão do sistema, caracterizando-se como regulador de tensão. Neste modo de operação, a referência do regulador é ajustada por meio da tensão de referência. Muitos geradores e condensadores síncronos estão nesta categoria, principalmente máquinas de grande porte ou qualquer máquina que entregue potência diretamente ao sistema de transmissão. Estas máquinas devem regular suas tensões terminais.
- Máquina operando como seguidora de tensão: não é esperado que tal máquina atue na regulação da tensão do sistema, caracterizando-se como uma máquina cuja tensão tende a seguir as variações de tensão do sistema que a alimenta. Esta categoria tende

a incluir máquinas síncronas de pequeno porte, as quais são conectadas a sistemas de distribuição de baixa tensão. Sendo estes sistemas de distribuição aqueles cuja tensão de entrada é regulada por transformadores com *tap* ajustável ou outros dispositivos deste tipo. Estas máquinas são aquelas que podem ser selecionadas para operar nos modos de controle de var ou fp. GSDs operam, na maioria dos casos, como seguidores de tensão.

A tendência atual em relação a automação de centrais de energia é um aumento da demanda de sistemas de excitação com reguladores de tensão com a habilidade de regular automaticamente a potência reativa de saída e o fator de potência dos geradores de modo a possibilitar, preferencialmente, a geração da máxima potência ativa possível, o que é interessante para os produtores independentes, porém, mantendo o fator de potência local dentro dos valores permitidos pela legislação vigente. Além disso, muitos proprietários de usinas de energia podem empregar controles automáticos para reduzir a dependência de uma intervenção do operador, sendo assim pode ocorrer uma tendência a especificar controladores de excitação do tipo var/fp. Por outro lado, no oeste dos Estados Unidos se tem mostrado que problemas operacionais do sistema são parcialmente relacionados com a falta de fornecimento de potência reativa dos geradores no sistema. Em tais situações, é importante que todas as usinas geradoras forneçam os aumentos necessários no nível de excitação, o que somente um regulador de tensão que funcione corretamente pode oferecer, desinibido por qualquer controlador automático de var ou fp. Isso pode justificar a utilização de esquemas de controle chaveado que permitam a seleção entre os modos operativos de regulação de tensão e controle de var/fp.

Muitos produtores independentes de energia têm experiência na utilização de máquinas em aplicações industriais, sendo que sua operação como seguidoras de tensão com controladores do tipo var/fp tem predominado. Por outro lado, durante períodos de picos de carga no sistema, muitas áreas são propensas a terem problemas com estabilidade de tensão, nos quais a tensão em um sistema com carregamento pesado pode cair lentamente até atingir o colapso, a menos que seja fornecido o suporte de potência reativa apropriado.

Além disso, análises de eventos que culminaram em blecautes de energia sugerem que estes estão parcialmente relacionados a falta de suporte adequado de potência reativa por parte dos geradores. Portanto, pode haver uma inclinação natural pelos GSDs capazes de operar como máquina mantenedora de tensão, uma vez que, neste modo de operação, a máquina síncrona atua no controle de fator de potência ou potência reativa (HURLEY; BIZE; MUMMERT, 1999). Estes fatos justificam o interesse de existir dois modos de operação para a máquina síncrona: o modo de controle de tensão, mantenedora de tensão, e o modo de controle de var ou fp, seguidora de tensão, de modo a evitar desconexão mandatória, como na ocorrência de que falhas que conduzam a sobre ou subtensão. Assim, torna-se necessária a existência de uma estratégia pré-determinada para operar no chaveamento entre um modo ou outro, a qual é um dos focos deste trabalho.

Embora não seja realmente um novo tipo de controle, os controladores automáticos de var/fp têm aparecido nas especificações de muitas usinas de energia e de reguladores de tensão de geradores. A necessidade do uso de controladores de var/fp derivam do desejo de tornar as plantas de geração automatizadas, sendo conveniente ser capaz de estabelecer a planta para uma potência reativa específica ou para operar em determinado nível de fator de potência, evitando futuras intervenções (SCHAEFER; KIM, 2006).

Por outro lado, alguns estudos reforçam que a utilização de controladores do tipo var/fp pode conduzir a problemas de qualidade de tensão e de amortecimento de oscilações eletromecânicas (SALIM et al., 2011). Segue, portanto, como possível alternativa para minimizar os efeitos adversos das oscilações eletromecânicas em situações operativas envolvendo o uso de controle de var/fp, o projeto conjunto das malhas de controle de var/fp e de controle suplementar de amortecimento. Tal projeto coordenado visa garantir desempenho dinâmico satisfatório dos GSDs, frente a variações de carga, mudanças no fator de potência de referência e em situações operativas de possível saturação do sistema de excitação das máquinas. Em relação a este último ponto, é importante esclarecer que os sinais produzidos por ambas as malhas de controle são introduzidos na malha de regulação de tensão da máquina, o que pode levar a saturação do sistema de excitação,

principalmente durante eventos transitórios provocados por distúrbios e perturbações de diversas naturezas. Neste sentido, propõe-se a utilização de técnicas de projeto de controle no domínio do tempo, usando modelos em espaço de estados e por alocação de autoestrutura, caracterizada pela alocação de autovalores e autovetores da matriz de estados do sistema (KE; CHUNG; XUE, 2011; KSHATRIYA et al., 2010), que visa não somente garantir desempenho dinâmico satisfatório, pela alocação de autovalores, mas também desempenho satisfatório das malhas de controle nos instantes iniciais que seguem a ocorrência de uma perturbação, pela alocação de autovetores, ao reduzir os picos atingidos pelos sinais produzidos pelos controladores.

1.1 Objetivos

Os objetivos deste trabalho estão organizados em duas partes, sendo a primeira o objetivo geral, que apresenta o tema principal da pesquisa, e a segunda parte que denota os objetivos específicos, relacionado às metas designadas da pesquisa para que os resultados esperados sejam atingidos.

1.1.1 Objetivo geral

O objetivo geral é propôr uma metodologia de projeto das malhas de controle de var/fp e de amortecimento suplementar para geradores síncronos distribuídos, visando atender critérios de desempenho dinâmico do sistema em malha fechada.

1.1.2 Objetivos específicos

Esta dissertação tem os seguintes objetivos específicos:

1. Formular o problema de controle do estabilizador e do controlador de var/fp como um problema de otimização, cuja função objetivo apresente critérios de desempenho em regime dinâmico, sendo estes associados a minimização da energia das oscilações

de tensão de campo e do desvio da velocidade angular, além de considerar a taxa de amortecimentos dos modos oscilatórios.

2. Implementar técnicas de computação evolutiva, no caso algoritmos genéticos (AGs), para a resolução do problema de controle.
3. Desenvolver uma estratégia de controle para chaveamento automático entre os modos de controle de tensão e controle de var/fp.
4. Validar o desempenho dos controladores projetados a partir de simulações não-lineares, utilizando o *software* Anatem, e análise modal, via cálculo de autovalores da matriz de estados do sistema linearizado empregando *softwares* como Matlab e Pacdyn.

1.2 Justificativa

A oferta de energia elétrica aos consumidores tem sido ampliada, principalmente com o uso de GDs e a maior parte dessa geração é provida por máquinas síncronas, ou seja, GSDs (SILVA et al., 2016). Com uma demanda por energia elétrica crescente, o aumento da oferta se faz fundamental, portanto, o desenvolvimento de tecnologias para regulação da tensão e controle de potência reativa e de fator de potência fornecidos pelas unidades geradoras é fundamental, pois pode evitar desconexão mandatória destes GSDs, o que, em vez de, vantagem provocaria problemas maiores. Esta necessidade advém de vários fatores, como qualidade da energia elétrica, exigências de concessionárias para conexão destas às redes e estabilidade dos sistemas elétricos de potência.

Sendo a tensão de saída, a var e o fp das máquinas síncronas ajustados pelo sistema de excitação, a regulação e controle destes é essencial para o funcionamento adequado dos geradores. Assim, pode-se dizer que o foco deste trabalho é o estudo dos sistemas de regulação e controle para sistemas de excitação e o desenvolvimento de malhas de controle suplementar de amortecimento, por exemplo, os ESPs. Para a análise do projeto das malhas de controle de var/fp e de controle suplementar de amortecimento, é

prevista a aplicação de métodos usuais de análise de autovalores, autovetores, fatores de participação, controlabilidade e observabilidade (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994) para diversas condições de carregamento, que permitem avaliar aspectos de estabilidade (HILL, 2004) e comportamentos das oscilações eletromecânicas de baixa frequência (BASLER; SCHAEFER, 2008).

1.3 Estrutura da Dissertação

Esta dissertação de mestrado está organizada conforme a estrutura a seguir:

- No Capítulo 1 faz-se uma introdução contextualizando a pesquisa quanto a geração distribuída, geradores síncronos, controle var/fp e estabilizadores de sistemas elétricos de potência, conforme apresentado anteriormente neste capítulo.
- No Capítulo 2, é apresentada uma revisão bibliográfica acerca da legislação para conexão e desconexão mandatória de GDs.
- No Capítulo 3, é exposta uma revisão dos fundamentos teóricos e estudos já realizados sobre gerador síncrono equipado com regulação de tensão, controle var/fp e estabilizador, apresentando também uma síntese de controladores baseados em alocação de autoestrutura. Neste capítulo, também é apresentada a estratégia de chaveamento automático entre os modos de operação do GSD.
- No Capítulo 4, é apresentada a formulação do problema de controle, a qual consiste na modelagem matemática do sistema e em formulações de funções objetivo para o problema de otimização, visando solucionar o problema de controle. Além disso, é apresentado o procedimento de sintonia dos controladores através da ferramenta computacional empregada.
- No Capítulo 5, são descritas as condições operativas, o sistema teste e os índices utilizados na avaliação do desempenho dos sistemas de controle em malha fechada. Além disso, também consta a apresentação dos resultados, os quais são provenientes

de estudos e análises empregando a metodologia sobre diferentes cenários do sistema-teste e diferentes situações de controle. Ainda é ilustrado o funcionamento da estratégia de chaveamento implementada.

- O Capítulo 6 destaca as considerações finais e conclusões deste trabalho, além de discutir sobre trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

LEGISLAÇÃO PARA CONEXÃO E DESCONEXÃO MANDATÓRIA DE GDS

Segundo OWENS (2004), uma grande mudança está acontecendo em relação a centralização de processos e serviços, em que os movimentos de descentralização estão se dispersando pelo mundo e alterando a maneira como as pessoas vivem, trabalham e divertem-se. A organização de recursos e pessoas está se afastando de sistemas centralizados para redes integradas que incluem elementos distribuídos. Portanto, uma tendência em diversas áreas é a descentralização. Com o desenvolvimento das tecnologias, este processo atinge os mais diversos setores tanto os mais esperados, como telecomunicações, energia e computação quanto setores educacionais, medicinais, administrativos e outros.

Na área de sistemas elétricos de potência, esta descentralização vem sendo possibilitada pelo uso e desenvolvimento das tecnologias de geração distribuída. O conceito de geração distribuída pode ser definido como a geração de energia próxima às unidades consumidoras. Empregando estas tecnologias, os GDs fornecem potência elétrica para as redes nas quais estão inseridos. Entre as tecnologias comumente utilizadas como unidades geradoras encontram-se os GSDs, amplamente empregados em PCHs e PCTs que podem estar localizadas em plantas industriais, os quais são o foco deste trabalho.

Ainda segundo OWENS (2004), o crescimento da geração distribuída, num contexto mundial, deve-se ao fato destas tecnologias serem mais acessíveis, menores, mais eficientes e por apresentarem custos mais baixos ao longo dos anos. Com os investimentos crescentes em unidades geradoras distribuídas, a capacidade instalada também aumenta. O autor relata que a capacidade instalada mundial saltou de 21% em 2000 para 39% em 2012. Este capítulo apresenta a legislação para a conexão de GDs e as condições que resultam na desconexão mandatória destas durante a sua operação.

2.1 Legislação para conexão de GDs

Cada país possui sua legislação para a conexão de GDs, no caso do Brasil, a Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) regula estas instalações, além das regras elaboradas por cada concessionária de energia elétrica, baseadas no impacto da inserção de geração distribuída na rede. A ANEEL foi criada em 1996, pela Lei nº 9.427, com o compromisso, dentre várias atividades, de reduzir tarifas de transporte de energia em sistemas de transmissão e distribuição para energia elétrica produzida a partir de PCHs com potência entre 1 e 30 MW e fontes de energias renováveis, como solar e eólica. A comercialização da energia produzida por produtores independentes de baixa potência também foi autorizada pela lei, o que pode ser considerado como marco inicial da inclusão de GDs no Brasil (BRASIL. ANEEL, 1996).

A criação do Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica (Proinfa) por meio da Lei nº 10.438/2002 surge como incentivo ao crescimento da geração distribuída (BRASIL. ANEEL, 2002a). Este programa tem como objetivo aumentar o número de produtores independentes de energia elétrica conectados ao sistema elétrico nacional, além de incentivar a diversificação da matriz energética brasileira, que segundo o Balanço Energético Nacional (BEN) de 2017, tem a energia hidráulica como fonte predominante, sendo responsável por 68,1% da produção total (EPE, 2017).

Neste contexto, a legislação brasileira atual para conexão de GD é regida pela resolução normativa (REN) nº 482/2012, pelo módulo três dos Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional (PRODIST) e pelas normas específicas de cada concessionária local de distribuição de energia elétrica. Na sequência, apresenta-se uma breve descrição da REN nº 482/2012 e do PRODIST:

- RESOLUÇÃO NORMATIVA Nº482/2012: foi instituída pela ANEEL no dia 17 de abril de 2012, e tem como objetivo estabelecer as condições gerais para o acesso a microgeração e minigeração distribuída aos sistemas de distribuição de energia elétrica, o sistema de compensação de energia elétrica e dá outras providências

(BRASIL. ANEEL, 2012).

- PROCEDIMENTOS DE DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA NO SISTEMA ELÉTRICO NACIONAL (PRODIST): tratam-se de documentos elaborados pela ANEEL, em 2008, com participação de outros segmentos do setor elétrico nacional, que padronizam a relação entre distribuidoras de energia elétrica e demais agentes, como centrais geradoras e unidades consumidoras, conectados ao sistema de distribuição com redes e linhas inferiores a 230 kV. Ademais, os documentos apresentam as condições de acesso ao sistema de distribuição e certifica que as informações dessas condições do sistema elétrico sejam transferidas à ANEEL. O PRODIST é formado por oito módulos, sendo o terceiro módulo o qual regulamenta o acesso ao sistema de distribuição e o oitavo módulo a qualidade de energia elétrica (BRASIL. ANEEL, 2002b).

2.2 Desconexão mandatória de GDs

Como apresentado no capítulo 1, a interação do sistema elétrico equipado com GDs e o sistema industrial cria situações nas quais os GDs ficam sujeitos a problemas de estabilidade, como de tensão. Dependendo dos níveis que esta tensão atinge, as concessionárias de energia podem obrigar a desconexão dos GSDs, isolando e retirando estas instalações industriais equipadas com gerador. Quando ocorre uma variação de tensão fora da faixa permitida, seja subtensão ou sobretensão, os geradores são automaticamente desconectados. A faixa de valores de variação de tensão permitida depende da concessionária de energia elétrica, sendo que, segundo COLOMBARI (2017), a proteção contra subtensão é o requisito mais avaliado pelas concessionárias visto que situações de subtensões por tempo prolongado são um dos principais influenciadores da estabilidade de tensão.

Uma comparação entre os valores que definem a faixa operativa do GD, sem que ele seja retirado de operação, em relação às principais concessionárias de energia elétrica é apresentado na Tabela 2.1, onde se pode verificar que a Companhia Paranaense de Energia (COPEL) é uma das mais rigorosas quanto a este fator. As unidades de geração

distribuída são desconectadas da rede se a sua tensão terminal permanecer abaixo de um valor especificado durante um certo de tempo de duração, definido por cada concessionária, conforme visto na Tabela 2.1. Ainda, é possível observar na Tabela 2.1 o tempo máximo que a tensão pode permanecer em subtensão, caracterizando uma informação importante referente as exigências das concessionárias, pois este fator deve ser considerado na implementação de estratégias de chaveamento entre os modos de operação do GSD, como foi realizado considerado neste trabalho.

Tabela 2.1: Valor máximo de subtensão permitido pelas concessionárias. Fonte: (COLOMBARI, 2017).

Concessionária	Estado	Pico de Tensão (pu)	Tempo de duração (s)	Referência
COPEL	Paraná	0,95	2	(COPEL, 2014)
CELESC	Santa Catarina	0,85	1	(CELESC, 2014)
ELEKTRO	São Paulo	0,80	0,2	(ELEKTRO, 2013)
CEMIG	Minas Gerais	0,80	5	(CEMIG, 2011)

Uma consideração importante é apresentada por SILVA et al. (2016), em que os autores anunciam que estas desconexões resultam em redução da confiabilidade e em instabilidades, o que é contraditório aos fatores que culminam nas instalações de GDs. Conforme os GDs assumem o papel de principais fornecedores de energia elétrica para as redes de distribuição na qual estão inseridos, a desconexão destas unidades passa a ser um grande problema. Assim, é de fundamental importância que as malhas de controle de var/fp e de controle de amortecimento suplementar estejam devidamente projetadas em conjunto com a regulação de tensão, ou seja, possam operar tanto como máquina mantenedora de tensão quanto como máquina seguidora de tensão, de modo que os GSDs fiquem menos propensos a serem retirados de operação, devido a desconexão mandatória imposta pelas concessionárias.

CAPÍTULO 3

GERADOR SÍNCRONO DISTRIBUÍDO EQUIPADO COM REGULAÇÃO DE TENSÃO, CONTROLE DE VAR/FP E ESTABILIZADORES DE SISTEMAS DE POTÊNCIA

Sistemas de excitação para máquinas síncronas podem ser equipados com regulador automático de tensão que, por sua vez, pode ser utilizado para ajuste automático de var ou do fp do gerador para um valor especificado. Isto pode ser realizado tanto por meio de um controlador de potência reativa quanto por um de fator de potência (IEEE, 2016).

Um controlador de var ou de fp é definido como um controlador do tipo var/fp no Protocolo 421.5 do *Institute of Electrical and Electronics Engineers* (IEEE), sendo também definido como uma função de controle que atua através da referência do regulador de tensão para modificar o *set point* de tensão com o objetivo de manter o valor da potência reativa ou do fator de potência predefinido do estado estacionário da máquina síncrona (IEEE, 2007). Em SCHAEFER; KIM (2006) este modelo de controlador de var/fp é empregado, operando em conjunto com o ESP, ambos como sinais adicionados através de um ponto de soma no regulador de tensão do sistema de excitação. As simulações mostradas neste artigo demonstram que o desempenho do ESP não é deteriorado durante um transiente do sistema quando é necessário que o GSD opere como máquina mantenedora de tensão empregando um controlador de var/fp.

Os reguladores e controladores apresentados nesta seção foram formulados a partir do estudo dos trabalhos de EBERLY; SCHAEFER (2002), HURLEY; BIZE; MUMMERT (1999), FREITAS et al. (2006), SCHAEFER; KIM (2006) e KIM; BASLER; GODHWANI (2000), os quais tratam sobre projeto e modelamento de reguladores de tensão e controladores de var/fp.

HURLEY; BIZE; MUMMERT (1999) apresentam um modelo simplificado de um sistema de excitação operando com regulador de tensão e controle de var/fp. Os autores afirmam que os reguladores de tensão podem operar em dois modos: automático e manual, sendo o modo manual utilizado apenas como *backup* caso o automático não opere corretamente

- **modo automático:** o sistema de excitação automaticamente ajusta os parâmetros para manter a tensão terminal do gerador no valor determinado pela planta ou pelo operador.
- **modo manual:** o nível de excitação é mantido constante e ajustado diretamente pelo operador.

Neste trabalho, emprega-se apenas o regulador em modo automático. Outro modelo básico para um regulador de tensão é apresentado por FREITAS et al. (2005), o qual também serviu de modelo para o desenvolvimento do regulador empregado neste trabalho. O autor ainda afirma que uma estrutura genérica do regulador deve apresentar um circuito de medição e processamento de sinal, um regulador e uma excitatriz. Um sinal de erro é determinado a partir da diferença entre um valor de referência e um valor medido, e este sinal é enviado ao regulador com o objetivo de alterar a tensão de campo do gerador. Baseado nos trabalhos de HURLEY; BIZE; MUMMERT (1999) e FREITAS et al. (2005), pode-se definir regulador de tensão e controlador var/fp como:

- **Regulador de tensão:** o sinal de erro é definido como a diferença entre a tensão terminal do gerador e o valor de referência. Este sinal será inserido no regulador, o qual o tratará e enviará-lhe para a excitatriz, para que esta altere o valor da tensão de campo do gerador.
- **Controlador var/fp:** neste caso, o sinal de erro é produzido pela diferença entre a potência reativa ou fator de potência e o valor de referência, dependendo da configuração na qual este se encontra operando. Este sinal será a entrada do

controlador, que realizará seu papel a fim de regular a tensão de campo do gerador para manter contante var ou fp.

Na Figura 3.1, é ilustrado um GSD equipado com regulador de tensão, controle de var/fp e estabilizador, além do controlador de velocidade. Os sinais apresentados na Figura 3.1 são descritos na lista de símbolos, e além destes, são apresentados u_1 e u_2 - sinais produzidos, respectivamente, pelo controlador de var/fp e estabilizador.

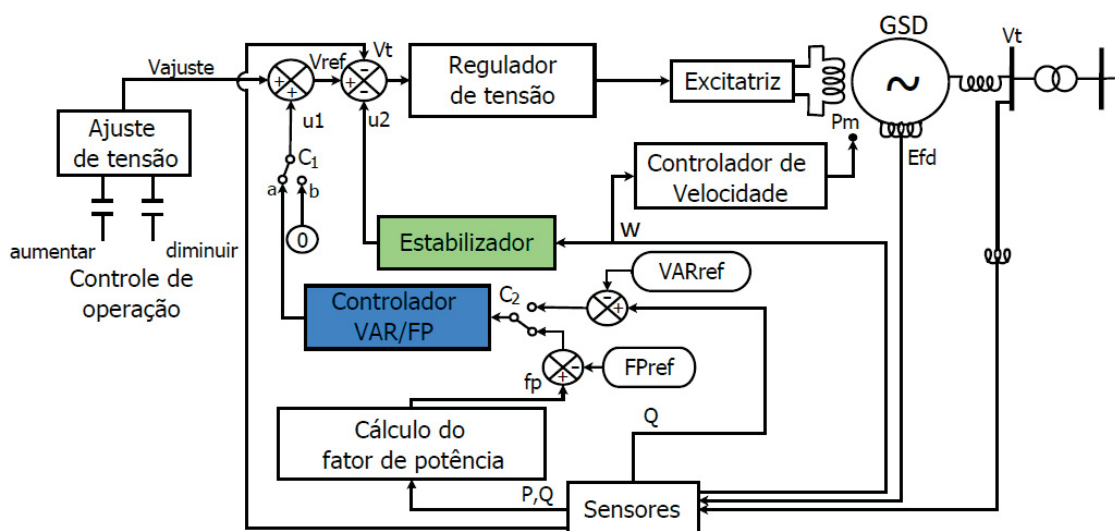


Figura 3.1: GSD equipado com regulação de tensão, controle de var/fp e estabilizador. Fonte: A autora (2019)

O gerador pode operar como seguidor ou mantenedor de tensão, dependendo da posição da chave C_1 . Para que esta chave opere de maneira automática, foi desenvolvida uma estratégia de chaveamento automático, a qual é apresentada na Seção 3.1. Para operar como seguidor de tensão, a chave C_1 deve estar posicionada na posição a e a chave C_2 deve ser ajustada para o modo de controle desejado, ou seja, de var ou fp. Neste caso, o controlador de var/fp irá ajustar V_{ref} , de modo a manter a potência reativa ou fator de potência o mais próximo possível dos valores de referência especificados.

Para evitar a desconexão mandatória da unidade geradora em situações nas quais a tensão terminal encontra-se em níveis baixos², incrementos na grandeza V_{ajuste} podem ser

²Por exemplo, na COPEL, a unidade de GD deve ser desconectada da rede elétrica se sua tensão terminal permanecer abaixo de 0,95 pu por um tempo de 2 s (COLOMBARI, 2017).

feitos de modo a manter a tensão dentro os limites permitidos pela concessionária. Esta estratégia pode retirar a potência reativa ou o fator de potência do valor desejado. Cabe ao controlador de var/fp, neste caso, garantir a operação com o menor valor possível de erro em regime permanente para a variável controlada.

O gerador pode operar como mantenedor de tensão se a chave C_1 estiver posicionada na posição b , neste caso o controlador de var/fp é desabilitado. A tensão de referência (V_{ref}) do regulador de tensão é, então, ajustada por meio da grandeza V_{ajuste} . O estabilizador de sistema de potência apresentado nesta mesma Figura 3.1, bloco na cor verde, segue o padrão utilizado na indústria, em que o controlador recebe o desvio da velocidade angular da máquina como sinal de entrada e produz um sinal estabilizante que é introduzido na entrada do regulador de tensão. Além disso, na Seção 3.2, é apresentado o modelo do estabilizador empregado.

O cálculo do fator de potência é feito com base no conceito de fator de potência modificado, o qual está demonstrado na Seção 3.3. Ainda, o modelo adotado para o controlador de velocidade está ilustrado na Figura 3.2 e foi retirado do trabalho de SILVA et al. (2016), o qual emprega um dos modelos mais simplificados do IEEE, sendo frequentemente utilizado em estudos de estabilidade.

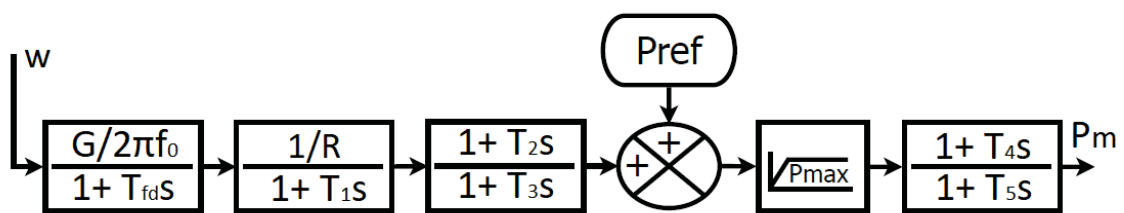


Figura 3.2: Controlador de velocidade do gerador. Fonte: A autora (2019)

Neste modelo de controlador de velocidade, o mesmo recebe a velocidade angular ω como sinal de realimentação, além de também ter como entrada a referência de potência (P_{ref}), produzindo como saída um sinal P_m que controla a potência mecânica a ser injetada no eixo da máquina. Cada bloco ilustrado nesta figura representa uma função de transferência, onde a variável s vem da transformada de Laplace. Além disso, T_{fd} , T_1 , T_2

, T_3 , T_4 e T_5 são parâmetros ajustáveis. Todos os valores dos parâmetros do controlador de velocidade constam no Anexo B.

3.1 Estratégia de chaveamento automático entre os modos de operação

A conveniência de um chaveamento automático advém da necessidade de diminuir a intervenção de um operador. Neste sentido, foi desenvolvido uma lógica baseada no trabalho dos autores SANSAWATT; OCHOA; HARRISON (2010), que monitora a tensão terminal do GSD e através de ações pré-estabelecidas envia comandos que mudarão a posição da chave C_1 (Figura 3.1), ocasionando em uma mudança no modo de operação do GSD. A lógica adotada para a definição do modo de operação do GSD é ilustrada na Figura 3.3, por meio da qual se pode observar que a tensão terminal é monitorada. Caso esta esteja dentro dos limites estabelecidos ($V_{min} < V_t < V_{max}$) o sistema interpreta que não há necessidade de atuar na regulação de tensão. Portanto, a chave C_1 é posicionada em a e o GSD passa a operar como seguidor de tensão, atuando no controle de potência reativa ou fator de potência.

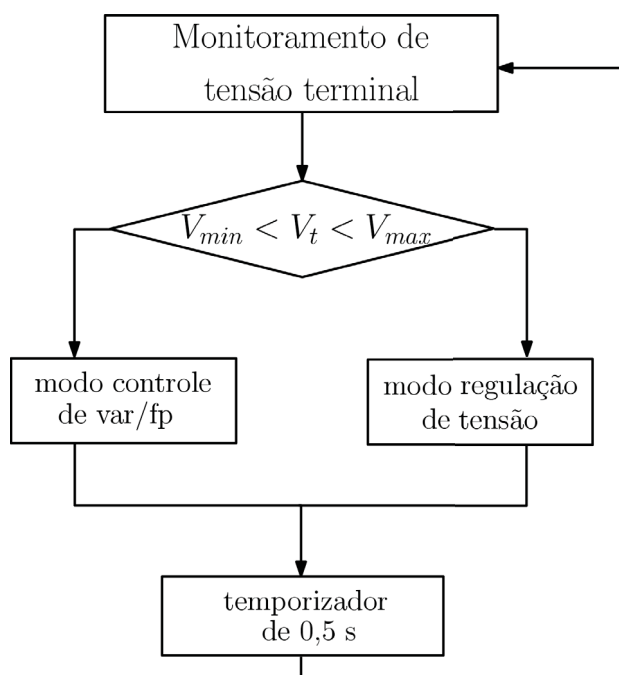


Figura 3.3: Fluxograma do chaveamento entre modos de regulação de tensão e controle de var/fp . Fonte: A autora (2019).

A cada intervalo de tempo de 0,5 s, a tensão é verificada novamente; caso esta não se encontre dentro dos limites definidos, o sistema entende que o GSD deve atuar na regulação de tensão. Dessa forma, a chave C_1 é posicionada em b , desativando o modo controle de var/fp, e o GSD passa a atuar como mantenedor de tensão. A implementação de um temporizador foi necessária para certificar que não fosse apenas um pico na tensão, e sim que esta estava abaixo do valor pré-estabelecido por um certo tempo. Além disso, este intervalo de tempo, utilizado como temporização, pode ser ajustado conforme a necessidade de operação do sistema.

Com a implementação desta estratégia de chaveamento, o próprio sistema de excitação é capaz de alterar o modo de operação na qual o GSD deve operar, baseado nas condições definidas, que podem ser estabelecidas de acordo com as exigências de concessionárias, por exemplo. Não existe a exigência da presença de um operador constantemente monitorando o sistema, além de o chaveamento ser eficiente em face a diversas situações que podem alterar a tensão terminal, deixando-a fora dos limites estipulados.

3.2 Estabilizador de sistemas de potência

KIM; BASLER; GODHWANI (2000) definem os controladores suplementares de amortecimento, ou conhecidos como estabilizadores de sistemas de potência, como dispositivos projetados para atuarem no amortecimento das oscilações que ocorrem no rotor do gerador, controlando o sistema de excitação por meio de uma malha suplementar. Para fornecer amortecimento às oscilações eletromecânicas, o estabilizador deve produzir um componente do torque elétrico que se oponha a mudanças na velocidade do rotor. Uma maneira de realizar isto é introduzir um sinal proporcional ao desvio da velocidade no regulador de tensão (KIM; BASLER; GODHWANI, 2000). O trabalho de DEMELLO; CONCORDIA (1969) foi o precursor do desenvolvimento de metodologia para projeto de estabilizadores de amortecimento SEP. Os autores apresentam um modelo para o estabilizador, o qual pode ser observado na Figura 3.4.

Este modelo de estabilizador é baseado na compensação de fase, tendo como sinal

de entrada o desvio da velocidade do rotor (ω_d) e gerando como sinal de saída um sinal estabilizante (V_{ESP}) que é inserido ao regulador de tensão, conforme ilustrado na Figura 3.1. Além disto, apresenta um bloco de ganho (G_{ESP}), um bloco filtro passa-baixa e dois blocos compensadores de fase.

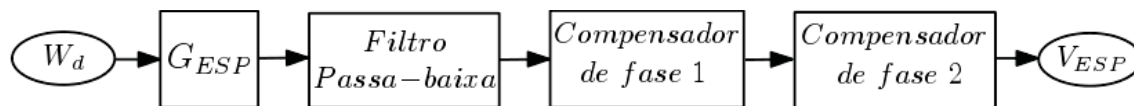


Figura 3.4: Modelo de estabilizador. Fonte: A autora (2019).

3.3 Proposta de expressão analítica para o fator de potência do GSD

Para o projeto da malha de controle de var/fp por técnicas baseadas em modelos em espaço de estados do sistema, é de fundamental importância a obtenção de uma expressão matemática analítica para o fator de potência do GSD. Para lidar com as limitações impostas pelas expressões provenientes do conceito tradicional de fator de potência, este trabalho propõe a utilização do conceito de **fator de potência modificado aproximado**.

3.3.1 Revisão do conceito de fator de potência

Em circuitos elétricos de corrente alternada, a definição de fator de potência pode ser entendida como a razão entre P e Q . Embora existam várias definições matemáticas para o cálculo desta equação, são consideradas neste trabalho duas equações. A primeira, chamada de convencional, apresenta uma forma mais generalizada e difundida, tanto na literatura quanto na indústria, do fator de potência. A segunda é chamada de fator de potência modificado, a qual segue como uma forma alternativa de determinação do fator de potência, que supera certas limitações da forma convencional.

Existem várias definições sobre fator de potência na literatura, todavia segundo CIMINO; PAGILLA (2016) todas podem ser escritas seguindo a relação

$$F = \frac{P}{S}, \quad (3.1)$$

em que P representa a potência ativa e S a potência aparente. Várias informações importantes podem ser obtidas através do fator de potência como:

- o tipo de carga conectada ao sistema (resistiva, capacitiva ou indutiva);
- quantidade de potência reativa gerada;
- presença de harmônicas.

Algumas características sobre o fator de potência valem ser ressaltadas: *(i)* o valor será sempre adimensional; *(ii)* os valores estão localizados na faixa compreendida entre -1 e 1 e; *(iii)* o fator de potência pode estar adiantado ou atrasado, o que depende do sinal da potência reativa do circuito, ou seja, se esta é positiva ou negativa. Em relação a este último ponto, algo importante deve ser observado. Substituindo a potência aparente S em (3.1) como função das potências ativa e reativa, obtém-se

$$F = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2}}. \quad (3.2)$$

Nota-se que para valores de potência reativa tanto positivos como negativos, o fator de potência será sempre positivo pela expressão (3.2). Logo, não se pode determinar se o fator de potência está atrasado ou adiantado, pois valores de potência reativa de mesmo módulo resultam em fatores de potências iguais. Portanto, surge a necessidade de um fator de potência que possa fornecer informações complementares, como é feito em CIMINO; PAGILLA (2016), a partir do conceito de fator de potência modificado, discutido a seguir.

3.3.1.1 Fator de potência aproximado modificado

Segundo CIMINO; PAGILLA (2016) a definição do fator de potência modificado apresenta informações sobre atraso ou adiantamento do fator de potência, afim de informar para os controladores estas condições que são fundamentais para controle de var/fp nos

sistemas de excitação para geradores síncronos. Esta formulação utiliza a função *sinal*, que é definida por

$$\text{sinal}(x) = \begin{cases} -1 & \text{se } x < 0. \\ 1 & \text{se } x \geq 0. \end{cases}$$

Sendo assim, a definição do fator de potência modificado (\bar{F}) é dada por

$$\bar{F} = \text{sinal}(Q) + (1 - \text{sinal}(Q)), \quad (3.3)$$

sendo F dada por (3.2). A fim de observar a diferença entre os valores de fator de potência calculados por (3.2) e (3.3), foram geradas duas curvas para uma faixa de valores de Q , considerando P constante. Essas curvas podem ser observadas na Figura 3.5.

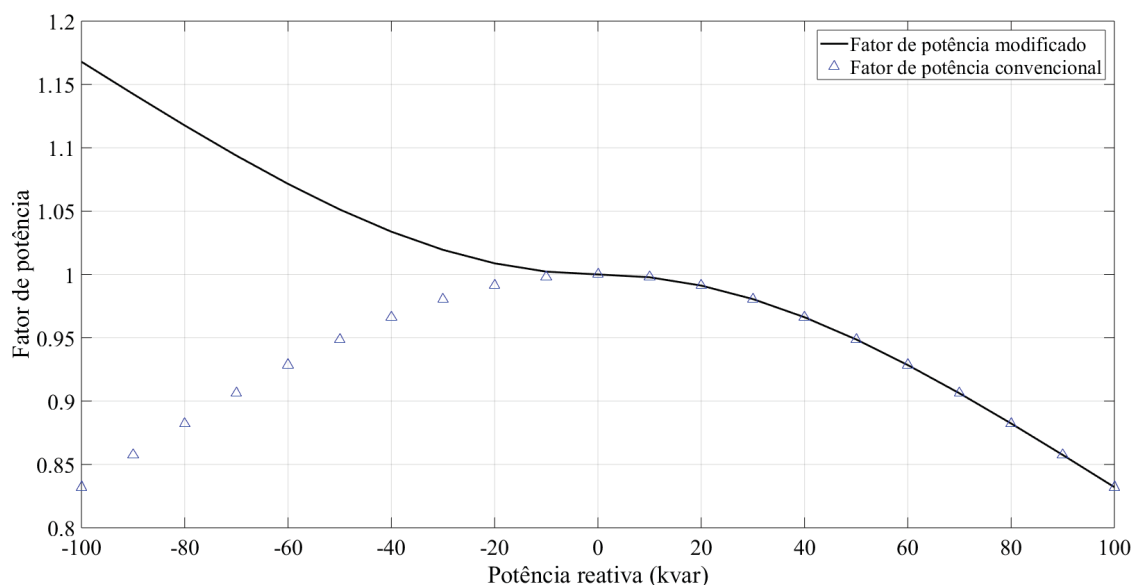


Figura 3.5: Fator de potência modificado \bar{F} comparado com o fator de potência convencional F . As curvas foram obtidas pelas equações apresentadas, considerando $P = 150$ kW e $Q \in [-100, 100]$ kvar. Fonte: adaptado de (CIMINO; PAGILLA, 2016).

Embora a formulação do fator de potência modificado proposta pelos autores CIMINO; PAGILLA (2016) seja útil pelo fato de eliminar o inconveniente da formulação tradicional que traz um mesmo valor de fator de potência para duas potências reativas diferentes, quando estas apresentam apenas o mesmo módulo, uma complicação identificada na equação (3.2) é a descontinuidade da função *sinal* no ponto zero, o que seria um problema no desenvolvimento analítico do equacionamento matemático. Sendo assim, propõe-se aqui

uma aproximação para a equação (3.2), substituindo a função *senal*, por uma aproximação dada pela função *sigm*, a qual é definida por

$$\text{sigm}(t) = \frac{2}{\pi} \arctan\left(\frac{t}{\varepsilon}\right). \quad (3.4)$$

Esta equação é uma das aproximações para a função *senal* apresentada no trabalho de TARCHALA (2011), onde ε é uma constante, sendo atribuído aqui o valor de 100. Portanto, a nova equação passa a ser

$$\bar{F}_{\text{aprox}} \cong F \text{sigm}\{Q\} + (1 - \text{sigm}\{Q\}). \quad (3.5)$$

Com o objetivo de demonstrar a correspondência entre as equações utilizando a função *senal* e a função *sigm*, foram geradas as curvas de ambas, as quais podem ser observadas na Figura 3.6.

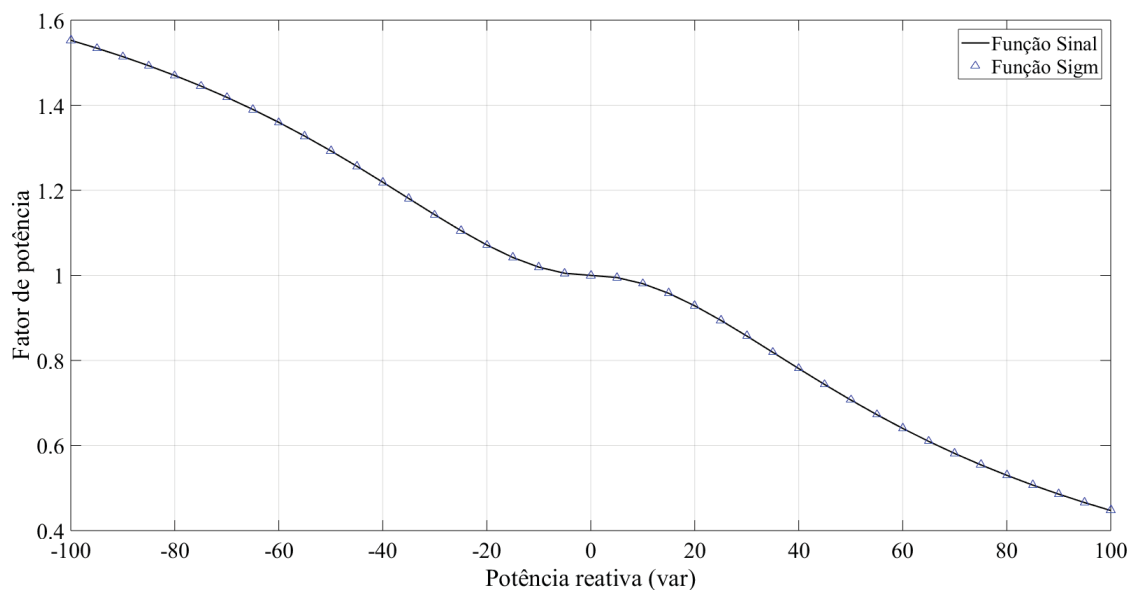


Figura 3.6: Fator de potência modificado comparando \bar{F} e \bar{F}_{aprox} . Fonte: A autora (2019).

3.4 Síntese de controladores baseados em alocação de autoestrutura

Em relação ao projeto coordenado das malhas de controle de var/fp e de controle suplementar de amortecimento, a técnica desenvolvida é baseada em alocação de autoestrutura,

cuja fundamentação teórica é apresentada nesta seção. A alocação de autoestrutura tem sido aplicada em vários trabalhos envolvendo projeto de controladores com o objetivo de melhorar o desempenho destes. Segundo MOORE (1976), quando se aplica apenas alocação de autovalores, como é feito usualmente, não se utiliza todos os graus de liberdade do sistema. Quando se considera alocação de ambos, autovalores e autovetores, são utilizados todos os graus de liberdade do sistema, uma vez que após a alocação dos autovalores, ainda existe a possibilidade de empregar o posicionamento dos autovetores.

Um incentivo ao uso de alocação de autoestrutura é o fato de que o amortecimento do sistema pode ser melhorado com o uso da alocação dos autovalores, enquanto o comportamento dinâmico do sistema também é melhorado empregando alocação de autovetores (HUANG; HSU, 1990). Ainda, segundo HUANG; HSU (1990) a análise de modos oscilatórios pouco amortecidos requer um bom entendimento das características destes modos, sendo assim a alocação de autoestrutura é idealmente adequada para este fim. No entanto, para tal fim, primeiro é necessário uma representação do sistema em espaço de estados e da determinação a autoestrutura do sistema (autovalores, autovetores à direita e à esquerda).

Os autores LU; CHIANG; THORP (1993) apresentam a aplicação da técnica de alocação de autoestrutura a um SEP, especificamente no projeto de um controlador por realimentação descentralizado, resultando em um desempenho satisfatório da técnica, referente ao desempenho dinâmico do sistema. O problema de alocação foi formulado por meio de um problema de otimização, o qual foi resolvido adequadamente. A seguir, mostra-se a modelagem de um sistema de potência e dos controladores, formando uma estrutura em espaço de estados, da qual são analisados os autovalores e autovetores.

Estudos de estabilidade a pequenas perturbações consideram que a condição de operação do sistema não se afasta significativamente da condição de operação original após a ocorrência de uma pequena perturbação. Neste caso, a análise do sistema e projeto de controladores de amortecimento podem ser feitos por meio de modelos linearizados do sistema de potência. O sistema de potência é representado, então, por um conjunto de

equações diferenciais lineares de primeira ordem na forma de espaço de estados

$$\dot{x}(t) = Ax(t) + Bu(t), \quad (3.6)$$

$$y(t) = Cx(t), \quad (3.7)$$

sendo $x(t) \in \mathbb{R}^n$ o vetor com os desvios das variáveis de estado, como ângulo do rotor e velocidade rotacional dos geradores, tensões transitórias de eixo direto e em quadratura, dentre outras, em relação à condição nominal de operação; $u(t) \in \mathbb{R}^m$ é o vetor com as variáveis de entrada (no caso de controladores de amortecimento, o sinal estabilizante é adicionado ao regulador automático de tensão do GSD); $y(t) \in \mathbb{R}^p$ é o vetor contendo os sinais de saída e que serão utilizados com entradas do estabilizador e do controlador de var/fp. As matrizes $A \in \mathbb{R}^{n \times n}$, $B \in \mathbb{R}^{n \times m}$, $C \in \mathbb{R}^{p \times n}$ são, respectivamente, as matrizes de estado, entradas e saídas do sistema, as quais são resultado do processo de linearização do modelo não-linear do sistema de potência em relação à um ponto de operação em particular.

Os controladores adotados neste trabalho possuem uma estrutura de controle por realimentação dinâmica de saída e também podem ser escritos na forma de espaço de estados:

$$\dot{x}_c(t) = A_c x_c(t) + B_c y(t), \quad (3.8)$$

$$u(t) = C_c x_c(t) + D_c y(t), \quad (3.9)$$

sendo $x_c(t) \in \mathbb{R}^{n_c}$ o vetor contendo as variáveis de estado do controlador e as matrizes A_c , B_c , C_c e D_c possuem dimensões apropriadas e devem ser devidamente obtidas por algum método de sintonia. O sistema em malha fechada é dado pela interconexão dos controladores escritos na forma (3.8)-(3.9) ao modelo do sistema (3.6)-(3.7), gerando um sistema em espaço de estados aumentado, o qual é dado por:

$$\dot{\tilde{x}}(t) = \tilde{A}\tilde{x}(t), \quad (3.10)$$

em que

$$\tilde{A} = \begin{bmatrix} A + BD_cC & BC_c \\ B_cC & A_c \end{bmatrix}, \quad \tilde{x}(t) = \begin{bmatrix} x(t) \\ x_c(t) \end{bmatrix}. \quad (3.11)$$

A resposta do sistema em malha fechada (3.10) pode ser obtida a partir do cálculo dos autovalores e autovetores da matriz \tilde{A} , sendo descrita por:

$$\tilde{x}(t) = \sum_{i=1}^n c_i v_i e^{\lambda_i t}, \quad (3.12)$$

na qual $\lambda_i \in \mathbb{C}$ e $v_i \in \mathbb{C}^{n+n_c}$, $i = 1, \dots, (n+n_c)$ são constantes e definidos como sendo, respectivamente, os autovalores e autovetores da matriz \tilde{A} . Além disso, $c_i \in \mathbb{C}$, $i = 1, \dots, (n+n_c)$, são constantes dependentes da condição inicial $\tilde{x}(0)$.

A equação (3.12) mostra a relação dos autovalores e autovetores com a resposta do sistema. Se todos os autovalores λ_i têm parte real negativa, a resposta será atenuada pelos termos $e^{\lambda_i t}$, o que caracteriza um sistema estável. Se a parte real de algum dos λ_i for positiva, o respectivo termo $e^{\lambda_i t}$ introduzirá um crescimento exponencial na resposta, configurando um sistema instável. Cada autovalor é denominado modo de resposta ou modo de oscilação do sistema (3.10), sendo denominado modo de resposta no caso do autovalor ser real e modo de oscilação caso sejam conjugados complexos.

Analisando agora o significado dos autovetores na resposta do sistema, observa-se, na equação (3.12) que um autovetor v_i associado a um modo de resposta λ_i fornece a distribuição deste modo pelas variáveis de estado, ou seja, determina a intensidade com que este modo está presente na resposta individual de cada variável de estado.

Em se tratando do projeto de controlador de amortecimento para melhorar o desempenho dinâmico dos sistemas de potência em resposta às pequenas perturbações, o que se deseja, na prática, é alocar ou modificar os autovalores para posições que caracterizem um decaimento exponencial adequado, em termos de amortecimento, para o termo $e^{\lambda_i t}$. Isto é feito pelo ajuste apropriado das matrizes A_c , B_c , C_c e D_c do controlador (tendo em vista

que os autovalores da matriz \tilde{A} são função das matrizes do controlador). A grande maioria das técnicas de projeto de estabilizadores existentes na literatura baseiam-se apenas na alocação de autovalores do sistema. Em geral, a alocação de autovetores é pouco utilizada para fins de projeto destes controladores, embora seja importante destacar os trabalhos (KE; CHUNG; XUE, 2011; KSHATRIYA et al., 2010; MOORE, 1976; HUANG; HSU, 1990), os quais serviram de base para a técnica desenvolvida nesta pesquisa.

O trabalho de KSHATRIYA et al. (2010) emprega alocação parcial de autoestrutura, realocando autovalores e autovetores à esquerda, para o projeto combinado de estabilizador e controlador de amortecimento ativo para um gerador de indução duplamente alimentado (GIDA). No trabalho, os autores afirmam que a otimização dos autovetores conduz a um melhor desempenho dos controladores quando comparados com aqueles que empregam apenas alocação de autovalores. O problema de controle neste trabalho é modelado por meio de uma função de otimização multiobjetivo e, aplicando o algoritmo proposto no trabalho, foi possível implementar controladores que melhoraram o desempenho do sistema.

Outro trabalho que serviu de base para o desenvolvimento dos controladores foi o dos autores KE; CHUNG; XUE (2011), o qual propõe um índice, baseado em alocação de autoestrutura, sobre o qual é empregado otimização com o objetivo de determinar os parâmetros dos controladores projetados. Os resultados mostram que o índice proposto é efetivo na medição do desempenho dinâmico do sistema e na sintonia dos parâmetros dos controladores, além destes atuarem significativamente nas taxas de amortecimentos dos modos eletromecânicos com esforços de controles otimizados. Além disto, o cálculo deste índice não tem influência na estrutura de controle, é apenas baseado na alocação de autoestrutura do sistema em malha fechada e nos parâmetros dos controladores.

Dentre todas as aplicações encontradas na literatura para alocação de autoestrutura, não foram observadas aplicações envolvendo GSDs e projeto de suas malhas de controle suplementar e de fator de potência ou potência reativa. Assim, o presente trabalho contribui no sentido de ampliar os exemplos de aplicação de técnicas de controle baseadas em alocação de autoestrutura.

CAPÍTULO 4

FORMULAÇÃO DO PROBLEMA DE CONTROLE

Considere um sistema de potência representado na forma de espaço de estados:

$$\dot{x}(t) = Ax(t) + Bu_c(t), x(0) = x_0, \quad (4.1)$$

$$y_c(t) = Cx(t), \quad (4.2)$$

em que, $x(t) \in \mathbb{R}^m$, $y_c(t) \in \mathbb{R}^2$ e $u_c(t) \in \mathbb{R}^2$, sendo $y_c(t) = [y_{c1}(t) \ y_{c2}(t)]'$ e $u_c(t) = [u_{c1}(t) \ u_{c2}(t)]$, respectivamente, os vetores das variáveis de estado dos desvios, de entrada do controlador e saída do controlador. O vetor $u_c(t)$ é constituído pelos sinais produzidos pelo controlador de var/fp (sinal u_1 da Figura 3.1) e pelo estabilizador (sinal u_2 da Figura 3.1). Ainda, $y_c(t)$ fornece os sinais utilizados como entradas dos controladores, sendo a velocidade angular (ω) para o estabilizador e potência reativa (Q) ou fator de potência (fp) para o controlador de var/fp. A estrutura adotada para os dois controladores desenvolvidos neste trabalho é baseada em compensação de fase, com filtro passa baixa. A estrutura clássica do compensador de fase com bloco de filtro pode ser vista na Figura 4.1, na qual estão incluídos, além dos blocos de compensação de fase (dados pelos parâmetros de sintonia T_{1_i} a T_{4_i}), um bloco de ganho (K_i) e um filtro (cujo parâmetro de ajuste é dado por T_{f_i}). Além dos sinais de entrada e saída, dados respectivamente por Y_{c_i} e U_{c_i} .

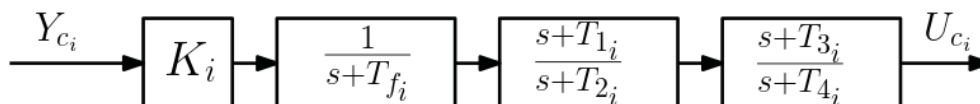


Figura 4.1: Estrutura empregada para os controladores. Fonte: A autora (2019).

A estrutura apresentada na Figura 4.1 tem como função de transferência G_{c_i} , definida como

$$G_{c_i}(s) = \frac{U_{c_i}(s)}{Y_{c_i}(s)} = \frac{K_i (s + T_{1_i}) (s + T_{3_i})}{(s + T_{f_i}) (s + T_{2_i}) (1 + sT_{4_i})}, \quad (4.3)$$

Então, $G_{c_1}(s)$ e $G_{c_2}(s)$ são definidas como sendo as funções de transferência do estabilizador e do controlador de var/fp, respectivamente. A partir das funções de transferência $G_{c_1}(s)$ e $G_{c_2}(s)$, é possível obter uma representação em espaço de estados para os controladores, a qual é dada por:

$$\dot{x}_c(t) = A_c x_c(t) + B_c y(t), \quad (4.4)$$

$$u(t) = C_c x_c(t), \quad (4.5)$$

sendo,

$$\begin{aligned} A_c &= \begin{bmatrix} A_{c_1} & 0 \\ 0 & A_{c_2} \end{bmatrix}, \\ B_c &= \begin{bmatrix} B_{c_1} & 0 \\ 0 & B_{c_2} \end{bmatrix}, \\ C_c &= \begin{bmatrix} C_{c_1} & 0 \\ 0 & C_{c_2} \end{bmatrix}, \end{aligned} \quad (4.6)$$

e as matrizes A_{c_i} , B_{c_i} e C_{c_i} , $i = 1, 2$, definidas como

$$A_{c_i} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -\frac{1}{a_{3_i}} & -\frac{a_{1_i}}{a_{3_i}} & -\frac{a_{2_i}}{a_{3_i}} \end{bmatrix}, \quad (4.7)$$

$$B_{c_i} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\frac{1}{a_{3_i}} \end{bmatrix}, \quad (4.8)$$

$$C_{c_i} = \begin{bmatrix} \bar{K}_i \bar{T}_{f_i} T_{1_i} T_{3_i} & \bar{K}_i \bar{T}_{f_i} (T_{1_i} + T_{3_i}) & \bar{K}_i \bar{T}_{f_i} \end{bmatrix}, \quad (4.9)$$

em que

$$a_{1_i} = \bar{T}_{f_i} + \bar{T}_{2_i} + \bar{T}_{4_i}, \quad (4.10)$$

$$a_{2_i} = \bar{T}_{2_i}\bar{T}_{4_i} + \bar{T}_{f_i}(\bar{T}_{2_i} + \bar{T}_{4_i}), \quad (4.11)$$

$$a_{3_i} = \bar{T}_{f_i}\bar{T}_{2_i}\bar{T}_{4_i}. \quad (4.12)$$

sendo

$$T_{2_i} = \frac{1}{\bar{T}_{2_i}}, T_{4_i} = \frac{1}{\bar{T}_{4_i}}, T_{f_i} = \frac{1}{\bar{T}_{f_i}} \text{ e } K_i = \frac{\bar{K}_i}{\bar{T}_{2_i}\bar{T}_{4_i}}. \quad (4.13)$$

O sistema em malha fechada é dado pela interconexão dos controladores, equações (4.4)-(4.5), ao modelo do sistema (4.1)-(4.2), o qual pode ser escrito na forma

$$\dot{\tilde{x}}(t) = \tilde{A}\tilde{x}(t), \quad (4.14)$$

sendo $\tilde{x}(t) = [x(t) \ x_c(t)]^T \in \mathbb{R}^n$ e

$$\tilde{A} = \begin{bmatrix} A & BC_c \\ B_cC & A_c \end{bmatrix}.$$

O sistema em malha fechada deve atender a certos critérios de desempenho dinâmico. Considera-se o GSD operando no modo seguidor de tensão com controle de fator de potência. Em termos de desempenho dinâmico, o objetivo consiste em minimizar a energia das oscilações da tensão de campo e da velocidade angular do gerador. Uma vez que os sinais de ambos os controladores são introduzidos na entrada do regulador de tensão, minimizar a energia das oscilações da tensão de campo pode evitar a saturação da máquina.

4.1 Modelagem do sistema para análise de desempenho dinâmico

Sistemas de controle ótimo podem ser definidos como aqueles que são ajustados para fornecer um índice de desempenho mínimo. Estes índices de desempenho no domínio do

tempo expressam o desempenho de operação desejado. Usualmente, estes índices estão sujeitos a técnicas de otimização, as quais buscam os melhores parâmetros para a estrutura de controle, com o objetivo de minimizar tais índices (DORF R. C.; BISHOP, 1998). Neste contexto, o problema de controle é modelado no formato de funções objetivo (também chamadas de índices de desempenho em sistemas de controle ótimo) que possibilitam o uso de técnicas de otimização, que visam a sintonia dos parâmetros dos controladores.

Para tal, o sistema em (4.14) é expandido para a incorporação dos sinais adicionais utilizados como critérios de desempenho em regime dinâmico. O sistema expandido é descrito por

$$\dot{\tilde{x}}(t) = \tilde{A}\tilde{x}(t), \quad (4.15)$$

$$y_o(t) = \tilde{E}\tilde{x}(t), \quad (4.16)$$

em que, $y_o \in \mathbb{R}^2$ é o vetor com os sinais de saída utilizados como critérios de desempenho dinâmico, que são a velocidade angular (w) e a tensão de campo (E_{fd}).

Ainda, é possível escrever o vetor com os sinais de saída dos controladores como sendo

$$u_c(t) = \tilde{K}\tilde{x}(t), \quad (4.17)$$

em que $\tilde{K} = [0 \ C_c]$.

Para melhor visualização das formulações das funções objetivo que compõe a função multiobjetivo, são apresentadas, na sequência, as formulações de cada um dos objetivos, cada uma em subseções próprias.

4.2 Formulações das funções objetivo

Este trabalho propõe um problema de otimização multiobjetivo, ou seja, o objetivo da minimização é dividido em dois componentes, sendo eles: atender o critério de desempenho dinâmico, subdividido em critério associado a energia das oscilações e critério de

maximização das taxas de amortecimento dos autovalores da matriz \tilde{A} . Geralmente, os objetivos que compõem uma função multiobjetivo consistem em minimizar, ou maximizar, simultaneamente todas as metas (objetivos) atendendo a um conjunto de restrições. Além disso, neste tipo de otimização não existe apenas uma solução única, e sim um grupo de soluções eficientes, chamadas de soluções Pareto-ótimas, que atendem a todos os objetivos. A escolha e seleção da solução eficiente, entre todas as apresentadas no conjunto, é feita pelo decisor (do inglês, *decision maker*), que pode ser caracterizado como a pessoa que realiza a ponderação entre os objetivos.

Utilizando como referência o trabalho de KE; CHUNG; XUE (2011), o qual apresenta um índice para avaliação do desempenho de controladores baseados em alocação de autoestrutura, desenvolveu-se a função objetivo $cost_1$, sendo esta referente ao critério de desempenho dinâmico associado à minimização da energia das oscilações da tensão de campo e da velocidade angular. Além da função $cost_1$, foi desenvolvida outra componente da função multiobjetivo, definida como $cost_2$, a qual está relacionada ao critério de desempenho dinâmico associado à maximização das taxas de amortecimento dos autovalores da matriz \tilde{A} . Portanto, a função multiobjetivo é determinada como

$$cost = [cost_1 \quad cost_2]^T, \quad (4.18)$$

Para uma melhor compreensão da formulação de cada função objetivo, as seguintes subseções apresentam as formulações de $cost_1$ e $cost_2$, através das quais se pode observar o desenvolvimento de cada índice.

4.2.1 Formulação da função $cost_1$

Considere o seguinte índice de desempenho quadrático:

$$h_T = \int_0^T [y_o(t)^H Q y_o(t) + u_c(t)^H R u_c(t)] dt, \quad \tilde{x}(0) = \tilde{x}_0, \quad (4.19)$$

sendo, T uma constante finita ou infinita ($T \rightarrow \infty$), Q e R matrizes diagonais e definidas positiva; $(.)^H$ é o operador conjugado transposto e; \tilde{x}_0 é o valor inicial de x . Considerando que y_o é um vetor com os sinais utilizados como critério de desempenho dinâmico, sendo eles a velocidade angular (w) e a tensão de campo (E_{fd}), e $u_c(t)$ é o vetor com os sinais de controle. Minimizar (4.19) reduz as oscilações em w e E_{fd} , além de minimizar os esforços dos controladores.

Aplicando transformação de similaridade no sistema (4.15)-(4.16), tem-se

$$\dot{z}(t) = \Lambda z(t), \quad (4.20)$$

$$y_o(t) = \bar{E}z(t), \quad (4.21)$$

em que

$$z(t) = V\tilde{x}(t), \quad \Lambda = V\tilde{A}U, \quad \bar{E} = \tilde{E}U, \quad (4.22)$$

sendo U e V matrizes com os autovetores à direita ($Ax = \lambda$) e à esquerda ($y'A = y'\lambda$), respectivamente, da matriz \tilde{A} . Além disso, Λ é uma matriz diagonal com os autovalores de \tilde{A} . Uma solução para o sistema (4.20)-(4.21) é dada por

$$z(t) = e^{\Lambda t}z(0), \quad (4.23)$$

a qual pode ser reescrita como

$$V\tilde{x}(t) = e^{\Lambda t}V\tilde{x}_0. \quad (4.24)$$

Multiplicando ambos os lados por V^{-1} , tem-se

$$V^{-1}V\tilde{x}(t) = V^{-1}e^{\Lambda t}V\tilde{x}_0, \quad (4.25)$$

o que resulta em

$$\tilde{x}(t) = Ue^{\Lambda t}V\tilde{x}_0. \quad (4.26)$$

Retomando a equação (4.19) e substituindo (4.16) e (4.17), tem-se

$$h_T = \int_0^T [\tilde{x}^H \tilde{E}^H Q \tilde{E} \tilde{x} + \tilde{x}^H \tilde{K}^H R \tilde{K} \tilde{x}] dt \quad (4.27)$$

$$= \int_0^T [\tilde{x}^H (\tilde{E}^H Q \tilde{E} + \tilde{K}^H R \tilde{K}) \tilde{x}] dt \quad (4.28)$$

$$= \int_0^T \tilde{x}^H P \tilde{x} dt, \quad (4.29)$$

em que

$$P = \tilde{E}^H Q \tilde{E} + \tilde{K}^H R \tilde{K}. \quad (4.30)$$

Substituindo (4.26) em (4.29), tem-se

$$h_T = \int_0^T [\tilde{x}_0^H V^H e^{\Lambda^H t} U^H P U e^{\Lambda t} V \tilde{x}_0] dt \quad (4.31)$$

$$= \tilde{x}_0^H V^H \left[\int_0^T (e^{\Lambda^H t} U^H P U e^{\Lambda t}) dt \right] V \tilde{x}_0 \quad (4.32)$$

$$= \tilde{x}_0^H V^H [(U^H P U) \bullet (L_T + L)] V \tilde{x}_0 \quad (4.33)$$

$$= \tilde{x}_0^H \bar{M}_T \tilde{x}_0, \quad (4.34)$$

em que

$$\bar{M}_T = V^H [(U^H P U) \bullet (L_T + L)] V, \quad (4.35)$$

sendo \bullet a representação da multiplicação de elemento por elemento das matrizes ³

Além disso, L_T e L são matrizes hermitianas dadas por:

³Neste modelo de multiplicação, cada elemento da primeira matriz é multiplicado pelo elemento correspondente da mesma posição na segunda matriz, como exemplo desta multiplicação, considera-se duas

matrizes A e B de dimensões idênticas $n \times m$ e dadas por $A = \begin{bmatrix} a_{11} & \cdots & a_{1m} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ a_{1n} & \cdots & a_{nm} \end{bmatrix}$ e $B = \begin{bmatrix} b_{11} & \cdots & b_{1m} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ b_{1n} & \cdots & b_{nm} \end{bmatrix}$,

a multiplicação AB resulta em $A \cdot B = \begin{bmatrix} a_{11} \times b_{11} & \cdots & a_{1m} \times b_{1m} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ a_{1n} \times b_{1n} & \cdots & a_{nm} \times b_{nm} \end{bmatrix}$.

$$L_T = \begin{bmatrix} \frac{e^{(\lambda_1^* + \lambda_1)T}}{\lambda_1^* + \lambda_1} & \cdots & \frac{e^{(\lambda_1^* + \lambda_n)T}}{\lambda_1^* + \lambda_n} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{e^{(\lambda_n^* + \lambda_1)T}}{\lambda_n^* + \lambda_1} & \cdots & \frac{e^{(\lambda_n^* + \lambda_n)T}}{\lambda_n^* + \lambda_n} \end{bmatrix}, \quad (4.36)$$

$$L = - \begin{bmatrix} \frac{1}{\lambda_1^* + \lambda_1} & \cdots & \frac{1}{\lambda_1^* + \lambda_n} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{1}{\lambda_n^* + \lambda_1} & \cdots & \frac{1}{\lambda_n^* + \lambda_n} \end{bmatrix}, \quad (4.37)$$

em que $*$ representa o operador conjugado. Ainda, $\lambda_1, \dots, \lambda_n$ são os autovalores da matriz \tilde{A} . Se todos estes autovalores tiverem parte real estritamente menor do que zero e $T \rightarrow \infty$, $L_\infty \rightarrow 0$ pois $Re\lambda_i < 0$, a função h_T torna-se h_∞ , sendo escrita como

$$h_\infty = \tilde{x}_0^H \bar{M}_\infty \tilde{x}_0, \quad (4.38)$$

sendo

$$\bar{M}_\infty = V^H [(U^H P U) \bullet L] V. \quad (4.39)$$

Para qualquer valor de \tilde{x}_0 , h_∞ é positiva (o que vem da própria análise de (4.19)). Portanto, por meio de (4.38) e (4.39), deduz-se que \bar{M}_∞ é uma matriz definida positiva, podendo ser decomposta como

$$h_\infty = \tilde{x}_0^H \bar{M}_\infty \tilde{x}_0 \quad (4.40)$$

$$= \sigma_1 |z_1| + \sigma_2 |z_2| + \cdots + \sigma_n |z_n| = \sum_{i=1}^n \sigma_i |z_i|, \quad (4.41)$$

em que $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \cdots \geq \sigma_n > 0$ são os autovalores reais e positivos de \bar{M}_∞ ; z_1, z_2, \dots, z_n são os elementos do vetor resultante da projeção de \tilde{x}_0 em uma base ortogonal formada pelos autovetores à direita de \bar{M}_∞ . É importante destacar que $\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_n$ são relacionados apenas à autoestrutura do sistema (U, V e L) e aos parâmetros dos controladores (\tilde{E}, \tilde{K}, Q e R).

A dificuldade em utilizar h_∞ como função objetivo está no fato dela depender da

condição inicial \tilde{x}_0 que, por sua vez, depende da perturbação que incide ao sistema. Tendo em vista que o sistema de potência está sujeito a uma grande variedade de perturbações, \tilde{x}_0 é de difícil obtenção. Para eliminar a dependência da condição inicial na função objetivo, os autores KE; CHUNG; XUE (2011) propõem minimizar h_∞ a partir da minimização de $\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_n$. Neste contexto, um novo índice pode ser definido em substituição a h_∞ , o qual é dado por $\sum_{k=1}^n \sigma_k$.

Ainda, para garantir robustez dos controladores em relação a diferentes condições operativas, é possível obter np sistemas linearizados na forma (4.15)-(4.16), cada um referente a um ponto de operação de interesse para o projeto dos controladores. Assim, o j -ésimo sistema linearizado é descrito pelo conjunto de matrizes $\{\tilde{A}_j, \tilde{B}_j, \tilde{E}_j, \tilde{F}_j\}$, sendo

$$\tilde{A}_j = \begin{bmatrix} A_j & B_j C_c \\ B_c C_j & A_c \end{bmatrix}, \quad (4.42)$$

em que A_j , B_j e C_j , assim como, \tilde{B}_j , \tilde{E}_j e \tilde{F}_j são provenientes do processo de linearização do modelo não linear de sistema de potência em relação ao j -ésimo ponto de operação. Para este mesmo j -ésimo ponto de operação, obtém-se também o índice h_{∞_j} e a respectiva matriz \bar{M}_{∞_j} , cujos autovalores são $\sigma_{1j}, \sigma_{2j}, \dots, \sigma_{nj}$.

Assim, define-se a função $cost_1$, presente na função multiobjetivo (4.18), como sendo

$$cost_1 = \sum_{j=1}^{np} \sum_{k=1}^n \sigma_{kj}, \quad (4.43)$$

4.2.2 Formulação da função $cost_2$

Ainda compondo a função multiobjetivo (4.18), considera-se um segundo índice denominado de $cost_2$, relacionado também ao desempenho dinâmico, porém associado a maximização da menor taxa de amortecimento entre todos os autovalores da matriz \tilde{A} .

Cada autovalor λ da matriz \tilde{A} , é dado por:

$$\lambda = \alpha + j\beta,$$

em que α e β são as partes real e imaginária do autovalor λ , respectivamente. Portanto, cada taxa de amortecimento ζ em função das partes real e imaginária pode ser definida como:

$$\zeta = \frac{-\alpha}{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}} > 0 \Rightarrow \alpha < 0,$$

Considerando as np condições operativas, tem-se $cost_2$ definido como

$$cost_2 = - \min_{\substack{k=1, \dots, n \\ j=1, \dots, np}} (\zeta(\lambda_{k_j})), \quad (4.44)$$

sendo $\zeta(\lambda_{k_j})$ a taxa de amortecimento do k -ésimo autovalor da matriz \tilde{A}_j , a qual está associada ao j -ésimo ponto de operação. Sendo assim, pode-se caracterizar como o segundo objetivo da função (4.18), a maximização das taxas de amortecimento da matriz \tilde{A} .

4.2.3 Normalização da função multiobjetivo

O maior obstáculo na otimização multiobjetivo consiste na existência de objetivos conflitantes, ou seja, considerando todas as soluções factíveis nenhuma otimiza ao mesmo tempo todos os objetivos, sendo necessário que o decisor faça ponderações com a finalidade de priorizar determinado objetivo. Para auxiliar nesta ponderação existem métodos para normalizar as funções componentes de uma função multiobjetivo, os quais são discutidos e aplicados neste trabalho.

Embora as funções multiobjetivo apresentem resultados significativos, alguns autores como GRODZEVICH; ROMANKO (2006) sugerem que funções normalizadas apresentam melhores resultados, pois desempenham um papel importante em assegurar a consistência das soluções ótimas com as preferências adotadas pelo responsável pela penalização (decisor)

dos objetivos. Considerando que na maioria das funções multiobjetivo existem objetivos conflitantes, a normalização destas pode ajudar na tomada de decisões sobre uma maior ou menor penalização de um determinado objetivo. Neste universo, empregando um método de normalização da função multiobjetivo, obtém-se uma função mono-objetivo ponderada, através da qual se pode trabalhar diferentes situações atribuindo pesos distintos aos objetivos.

Neste trabalho, seguindo o método de soma ponderada apresentado por GRODZEVICH; ROMANKO (2006), transforma-se a função multiobjetivo em uma função mono-objetivo normalizada e ponderada. Na sequência é apresentado este processo de normalização.

Um problema de otimização multiobjetivo pode ser determinado como

$$\begin{aligned} &\text{minimizar } f_1(x), f_2(x), \dots, f_k(x) && (4.45) \\ &\text{sujeito a } x \in \Omega, \end{aligned}$$

em que $f_i : \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}$, $i = 1, \dots, k$, são funções objetivo e $\Omega \subseteq \mathbb{R}^n$ é a região factível.

Como já mencionado, o método da soma ponderada permite transformar o problema de otimização multiobjetivo em um mono-objetivo. Este problema mono-objetivo é construído como uma soma das funções objetivo f_i multiplicadas por pesos w_i , tornando-se uma função ponderada. Neste caso, o problema é remodelado e pode ser escrito como

$$\begin{aligned} &\text{minimizar } \sum_{i=1}^k w_i f_i(x) && (4.46) \\ &\text{sujeito a } x \in \Omega, \end{aligned}$$

em que $w_i \geq 0$, $i = 1, \dots, k$. Para que esta soma seja ponderada e normalizada, um processo de normalização dos pesos deve ser adotado. Para tal finalidade foi utilizado um dos procedimentos de normalização apresentados por GRODZEVICH; ROMANKO (2006),

o qual é descrito na sequência. Os pesos podem ser escritos como

$$w_i = u_i \theta_i, \quad (4.47)$$

em que u_i são os pesos definidos pelas condições de controle de interesse e θ_i são os fatores normalizados, definidos por

$$\theta_i = \frac{1}{z_i^N - z_i^U}, \quad (4.48)$$

sendo z_i^U o limite inferior e definido como

$$z_i^U = \operatorname{argmin}_x f_i(x) : x \in \Omega, \quad (4.49)$$

ou seja, z_i^U é resultado da minimização de cada objetivo da função multiobjetivo, quando considerando apenas este objetivo. Já z_i^N é o limite superior e definido como

$$z_i^N = \max_{1 \leq j \leq k} (f_i(x^{[j]})), i = 1, \dots, k, \quad (4.50)$$

ou seja, z_i^N é o valor máximo de $f_i(x)$ considerando as soluções determinadas pelos processos de otimização das funções quando tomando os objetivos individualmente.

Neste caso, o problema de otimização mono-objetivo normalizado passa a ser

$$\begin{aligned} &\text{minimizar } y = w_1 f_1(x) + w_2 f_2(x) + \dots + w_k f_k(x) & (4.51) \\ &\text{sujeito a } x \in \Omega, \end{aligned}$$

em que w_1, w_2, \dots, w_k são as ponderações calculadas conforme os passos apresentados.

4.3 Procedimento de sintonia dos controladores

O problema de controle foi formulado por meio de uma função de otimização na qual os parâmetros $\bar{K}_i, T_{1i}, \bar{T}_{2i}, T_{3i}, \bar{T}_{4i}$ e \bar{T}_{f_i} dos controladores são considerados ajustáveis e serão determinados utilizando técnicas de otimização. Neste contexto, o problema de sintonia

foi modelado de duas formas diferentes, uma função multiobjetivo e uma mono-objetivo normalizada, as quais são apresentadas na sequência.

- Problema de otimização multiobjetivo: neste caso, o problema de otimização é descrito por

$$\text{minimizar } cost = [cost_1 \ cost_2]^T \quad (4.52)$$

$$\text{sujeito a } p_{min} \leq p \leq p_{max},$$

em que p é o vetor com os parâmetros dos controladores, dado por:

$$p = [\bar{K}_1 \ \bar{K}_2 \ T_{1_1} \ \bar{T}_{2_1} \ T_{3_1} \ \bar{T}_{4_1} \ T_{1_2} \ \bar{T}_{2_2} \ T_{3_2} \ \bar{T}_{4_2} \ \bar{T}_{f_1} \ \bar{T}_{f_2}]^T, \quad (4.53)$$

cujos valores mínimos e máximos são dados por, respectivamente, $p_{min} = \min(p)$ e $p_{max} = \max(p)$.

- Problema de otimização mono-objetivo normalizada: neste caso, o problema de otimização é descrito por

$$\text{minimizar } cost_N = \sum_{i=1}^2 w_i cost_i \quad (4.54)$$

$$\text{sujeito a } p_{min} \leq p \leq p_{max},$$

sendo p , p_{min} e p_{max} iguais aos apresentados no problema multiobjetivo.

Para a solução de problemas de otimização complexos é comum a utilização de algoritmos evolutivos, como o algoritmo genético (AG), o qual é inspirado na biologia evolutiva como mutação, seleção, hereditariedade e recombinação. O AG parte de uma população inicial gerada aleatoriamente e através da avaliação dos indivíduos desta, por meio de uma função *fitness*, também chamada de função custo, encontra uma solução ótima para o problema de otimização no qual está sendo aplicado.

Os dois problemas de otimização apresentados anteriormente foram resolvidos por

meio de AG. Para tanto foi utilizada a biblioteca de otimização do *software* Matlab. Essa *toolbox* oferece a possibilidade de trabalhar tanto com funções multiobjetivo quanto mono-objetivo. Os limites inferior e superior para os parâmetros foram determinados através dos conceitos de cálculos de parâmetros de compensadores por avanço-atraso de fase, em que foram utilizados como limites para o controlador de var/fp os ângulos $[-60^\circ, 60^\circ]$ e para o estabilizador $[5^\circ, 60^\circ]$, sendo estes valores comumente utilizados em aplicações industriais, os quais são apresentados de forma detalhada em trabalho de CASTOLDI et al. (2012), o que resulta em

$$p_{min} = [0 \ 0 \ 0,0964 \ 0,02367 \ 0,02367 \ 0,02367 \ 0,02367 \ 0,02367 \ 0,0964 \ 0,02367 \ 3 \ 3]^T ;$$

$$p_{max} = [20 \ 20 \ 0,2701 \ 0,3297 \ 0,08094 \ 0,3297 \ 0,08094 \ 0,3297 \ 0,2701 \ 0,3297 \ 20 \ 20]^T .$$

Além disso, o tamanho da população foi definido em 110 indivíduos, uma vez que usualmente se define que o tamanho desta população seja dado pela dimensão do problema (número de variáveis) vezes 10, embora este tamanho não seja aplicável em todos os problemas como DIAZ-GOMEZ; HOUGEN (2007) discutem em seu trabalho. Quanto aos resultados fornecidos pela *toolbox*, para cada tipo de função objetivo tem-se respostas diferentes. No caso da otimização multiobjetivo, a cada simulação empregando AG no Matlab, por meio da função `GAMULTIOBJ`, a rotina retorna um conjunto de soluções Pareto-ótimas através de uma matriz, em que cada linha da matriz apresenta uma solução ótima para o problema de otimização exposto, considerando cada solução como os valores sintonizados dos parâmetros dos controladores.

A escolha de qual solução, entre todas as oferecidas pelo conjunto Pareto-ótimas, é realizada pelo decisor. Neste caso, o critério adotado para determinação da solução a ser escolhida foi pela solução que apresentou as maiores taxas de amortecimento para os autovalores da matriz \tilde{A} . Neste sentido, a rotina foi executada 10 vezes, gerando 10 matrizes (uma a cada execução) com as soluções que formam o conjunto Pareto-ótimas. Testando as N soluções de cada execução, foi adotada aquela que se mostrou melhor diante de tal critério, a qual gerou as funções de transferência para os controladores que serão

apresentadas e discutidas no Capítulo 5.

Já no caso da otimização mono-objetivo normalizada, a cada simulação empregando AG, a rotina retorna um vetor com os parâmetros sintonizados dos controladores. Do mesmo modo, para este modelo a rotina foi executada 10 vezes, gerando 10 vetores sobre os quais foi também aplicado o critério das maiores taxas de amortecimento, gerando também as funções de transferência para os controladores que da mesma forma, serão apresentadas e discutidas no Capítulo 5.

Os procedimentos apresentados, tanto para a determinação da solução do problema de otimização multiobjetivo, quanto para a mono-objetivo normalizada, foram avaliados considerando diferentes prioridades no projeto dos controladores. Todas essas análises comparativas são apresentadas no próximo capítulo, além da comparação entre a função multiobjetivo e mono-objetivo normalizada.

CAPÍTULO 5

TESTES E RESULTADOS

Este capítulo apresenta os testes e resultados elaborados para um sistema-teste constituído por uma rede de distribuição com a presença de GSD. Na Seção 5.1, é descrito em detalhes o sistema teste adotado, assim como, as condições operativas utilizadas para projeto dos controladores. Os resultados são divididos em análises não lineares realizadas no *software* Anatem, desenvolvido pelo Centro de Pesquisas de Energia Elétrica (CEPEL), e análises lineares, via análise modal, executadas no *software* Matlab.

5.1 Sistema teste, condições operativas de interesse e casos estudados

Com a finalidade de avaliar o desempenho dos controladores projetados, utilizou-se um sistema de distribuição com geração síncrona, o qual pode ser observado na Figura 5.1. A rede é composta por um sistema de subtransmissão de 132 kV, representado por equivalente de Thévenin (sub), o qual alimenta um sistema de distribuição de 33 kV através de dois transformadores $\Delta/Y_{grounded}$ de 132/33 kV. Um gerador síncrono de capacidade de 30 MVA está conectado na barra 6, sendo interligado a rede através de um transformador Δ/Y_g de 33/0.69 kV. O gerador é equipado com regulador de tensão, controlador de var/fp, controlador de velocidade e estabilizador de sistemas de potência, conforme mostrado na Figura 3.1. Ainda, está sendo considerado que o GSD esteja operando como seguidor de tensão e controle de fp, sendo o valor de referência de fp unitário. Todos os dados do sistema de distribuição podem ser encontrados em (FREITAS et al., 2006).

Para o desenvolvimento dos controladores foi considerado um conjunto de cenários representando diferentes condições operativas, listados na Tabela 5.1, com o objetivo de agregar robustez aos controladores. O cenário 2 apresenta um modo oscilatório com taxa de

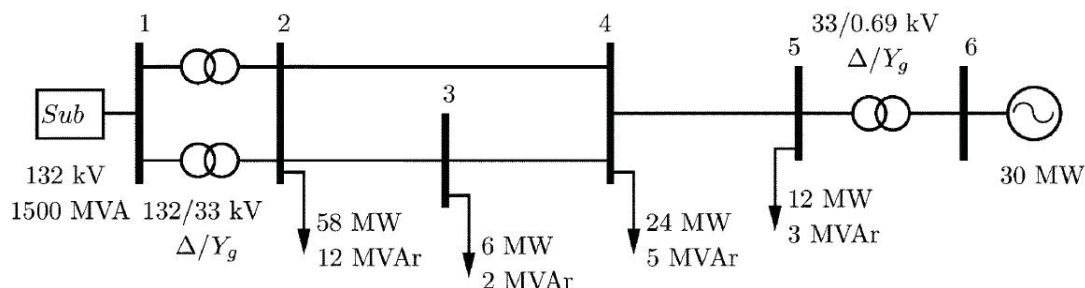


Figura 5.1: Diagrama unifilar do sistema de estudo. Fonte: FREITAS et al. (2006).

amortecimento menor do que 10%, portanto, o projeto dos controladores foi desenvolvido com o objetivo de garantir taxas de amortecimento maiores.

Tabela 5.1: Condições operativas de interesse. Fonte: A autora (2019)

Cenário 1	Caso base
Cenário 2	Remoção da linha entre as barras 2 e 4
Cenário 3	Remoção da linha entre as barras 3 e 4
Cenário 4	Remoção do transformador T_2 da subestação
Cenário 5	Remoção do transformador T_2 da subestação e da linha entre as barras 2 e 3
Cenário 6	Diminuição de 30% em todas as cargas

No projeto dos controladores, além da consideração das condições operativas de interesse apresentadas na Tabela 5.1, também foram considerados diferentes pesos w_i s da função mono-objetivo normalizada, os quais caracterizam os casos estudados, e são dados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2: Casos estudados. Fonte: A autora (2019)

Caso 1	Pesos unitários ($w_1 = w_2 = 1$)
Caso 2	Considera-se apenas o critério das taxas de amortecimento ($w_1 = 0$ e $w_2 = 1$)
Caso 3	Considera-se os critérios de $cost_1$ e $cost_2$ ($w_1 = w_2 = 1$ porém sem a parcela referente a minimização do esforço de controle na função $cost_1$)

Com o intuito de demonstrar o desempenho dos controlados projetados, foram realizadas análises lineares e não lineares, as quais são apresentadas na seções seguintes.

5.2 Índice e critério empregados na avaliação do desempenho dos controladores

Esta seção tem por objetivo apresentar o índice e o critério de desempenho utilizados nas análises de desempenho dos controladores projetados, sendo eles o índice IAE (do inglês, *Integral Absolute Error*), o qual é traduzido como integral do erro absoluto, e o tempo de assentamento. A definição de cada índice é apresentada nas próximas subseções.

5.2.1 Integral do erro absoluto - IAE

O índice de desempenho IAE é empregado para avaliação da resposta transitória de sistemas em malha fechada, assim como o ISE (do inglês, *Integral Squared Error*), o qual é traduzido como integral do quadrado do erro e o ITAE (do inglês, *Integral Time-weighted Absolute Error*), traduzido como integral do tempo multiplicado pelo valor absoluto do erro. O índice IAE pode ser definido como

$$\text{IAE} = \int_{t_0}^t |\text{erro}(\tau)| d\tau, \quad (5.1)$$

sendo $|\text{erro}(\tau)|$ o erro absoluto entre a resposta da saída e o sinal de regime permanente atingido após a incidência da perturbação, em que este erro é integrado ao longo do tempo. Neste trabalho, este índice foi formulado como

$$\text{IAE} = \int_{t_{\text{incidência da perturbação}}}^{t_{\text{avaliado}}} |\text{erro}(\tau)| d\tau, \quad (5.2)$$

em que o módulo do erro é integrado do instante em que a perturbação é aplicada até o tempo total em que o sistema foi avaliado. Este índice foi empregado neste trabalho como uma medida quantitativa para o desempenho dinâmico do sistema com os controladores projetados a partir das respostas não lineares da tensão de campo e do esforço de controle.

Uma aplicação deste índice para avaliação de desempenho de controle pode ser visto no trabalho dos autores KHALID et al. (2016). Além disso, outra aplicação interessante

para este índice é o trabalho dos autores PATEL et al. (2016) que o utilizam como função custo para sintonia de controladores.

5.2.2 Tempo de assentamento

Segundo NISE (2015), o tempo de assentamento é definido como o tempo para a resposta alcançar uma faixa de valores de 2% em torno de seu valor final e ali permanecer. A avaliação deste tempo é importante, pois permite comparar o quão um sistema pode ser mais rápido ou mais lento em relação ao outro. Neste trabalho, o tempo de assentamento foi considerado para avaliar o desempenho dinâmico das respostas para grandezas como tensão de campo e tensão terminal do sistema com os controladores projetados, considerando todos os casos estudados apresentados na Tabela 5.2.

5.3 Comparação entre controladores obtidos via função multiobjetivo e mono-objetivo normalizada

Com o intuito de comparar o desempenho dos controladores sintonizados pela função multiobjetivo e pela mono-objetivo normalizada, foram desenvolvidas análises não lineares no software Anatem, sendo possível contrastar o comportamento dos controladores projetados por ambas as formulações. Para esta comparação foi considerado o Caso 1 apresentado na Tabela 5.2, sendo aplicadas como perturbações um curto-circuito trifásico temporário e a abertura total de circuito. Portanto, os resultados das análises não lineares serão divididos em subseções referentes a cada uma das perturbações aplicadas.

5.3.1 Análises não lineares referentes a perturbação de curto-circuito

Para a perturbação de curto-circuito temporário, este foi aplicado entre as barras 2 e 4 do sistema teste no instante $t = 0,5s$, com duração de 100 ms. As respostas não-lineares

para a tensão de campo, tanto para os sistemas com controladores quanto para o sistema sem estes, são apresentada na Figura 5.2.

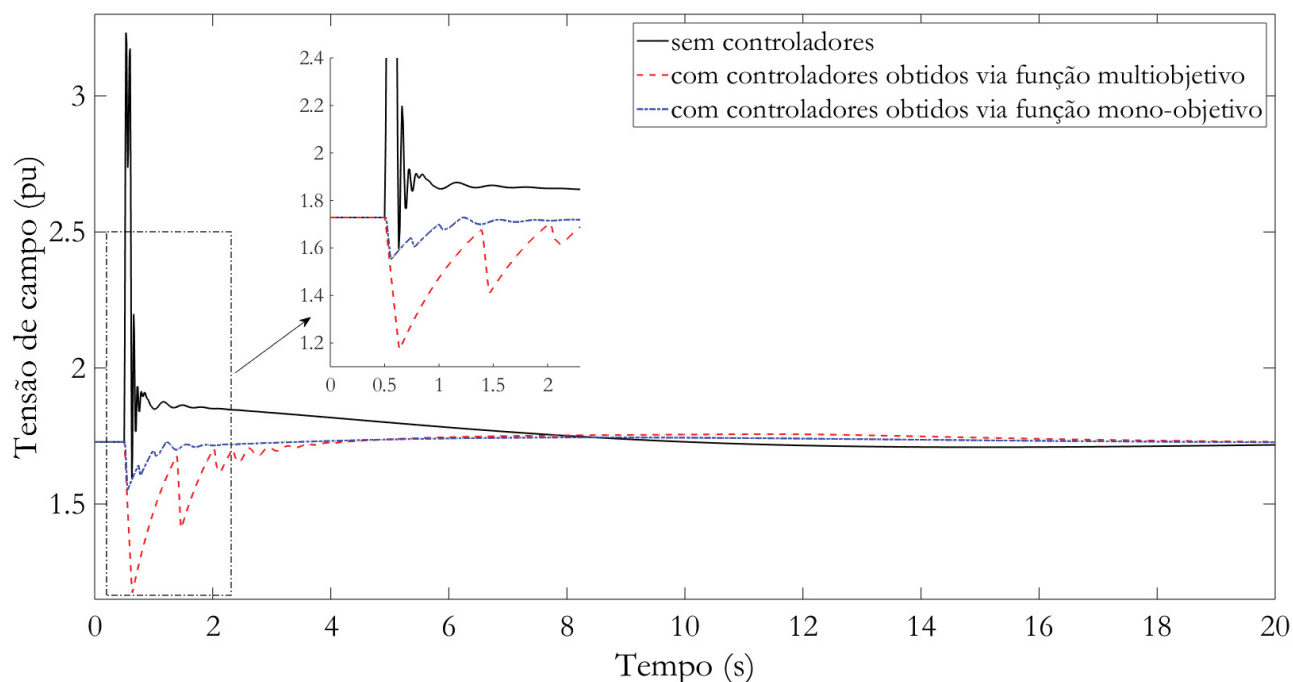


Figura 5.2: Comparação entre as respostas da tensão de campo à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)

Analisando as respostas obtidas para a tensão de campo, pode-se verificar que com os controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada o sistema apresentou um comportamento menos oscilatório, além de redução do valor de pico da oscilação. Esse desempenho dinâmico apresentado pelo sistema com os controladores obtidos pela função mono-objetivo normalizada é desejado, pois a diminuição do pico máximo atingido pela tensão de campo pode evitar que a máquina atinja a saturação durante transitórios, o que pode comprometer o desempenho dos controladores e até mesmo trazer desgastes físicos a máquina.

O índice IAE foi calculado para as respostas não-lineares da tensão de campo apresentadas na Figura 5.2. Os resultados são apresentados na Tabela 5.3. É possível observar que o menor valor de IAE apresentado está associado ao sistema com os controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada, o que tornam estes controladores melhores em desempenho dinâmico quando comparados aos controladores obtidos via função mul-

tiobjetivo, pelo menos em relação à análise do comportamento da tensão de campo dos geradores.

Tabela 5.3: Comparação entre os valores do IAE para a tensão de campo. Fonte: A autora (2019)

	IAE (tensão terminal)
Controladores obtidos via função multiobjetivo	0,7070
Controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada	0,2468
Sem controladores	0,9578

As respostas do desvio de velocidade angular, apresentadas pela Figura 5.3, comprovam o benefício dos controladores de garantir um melhor desempenho em termos de resposta de tensão de campo, sem deteriorar a resposta de velocidade angular.

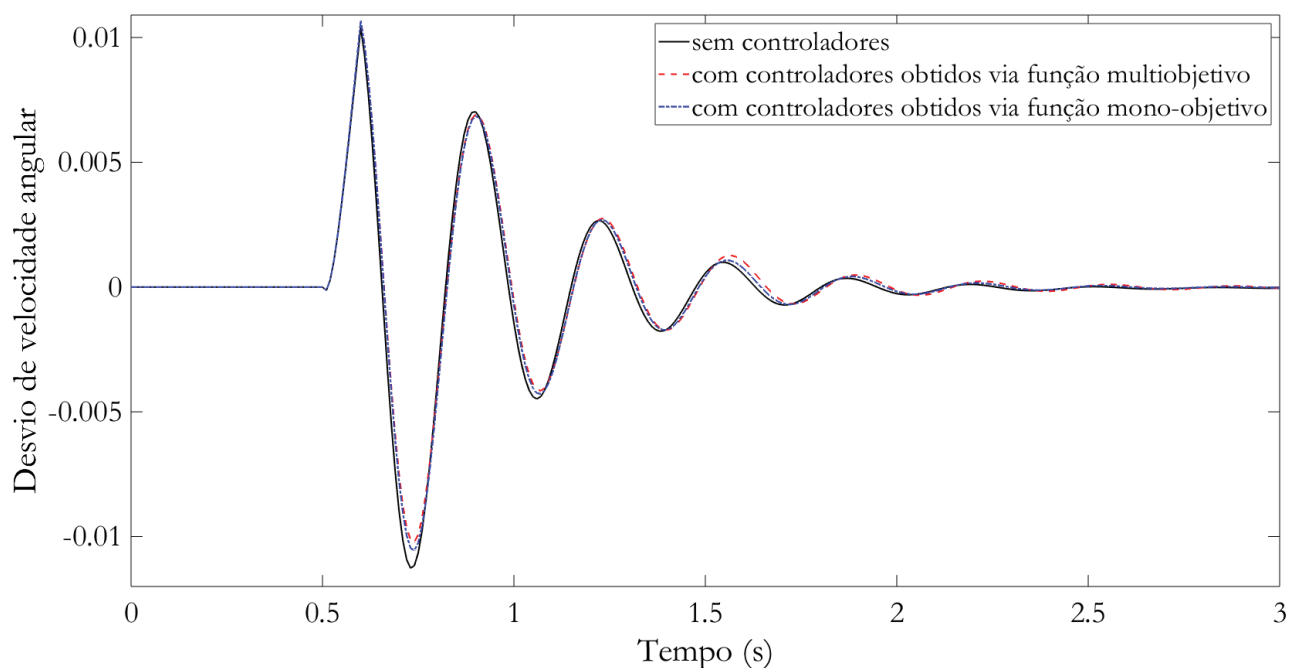


Figura 5.3: Comparação entre as respostas do desvio de velocidade angular à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)

Como o sistema já é bem amortecido sem os controladores, não se obtêm comportamentos muito distintos para o desvio de velocidade, quando comparadas as respostas obtidas para o sistema sem controladores e com os controladores.

Na Figura 5.4, são apresentadas as respostas da tensão terminal para os sistemas

com e sem controladores, sendo possível verificar que a tensão terminal foi restabelecida e mantida acima do limite definido por algumas concessionárias, que é de 0,95 pu. Uma característica interessante a ser ressaltada nesta figura, é que o "pico invertido" das oscilações é característico de sistema de fase não mínima, uma vez que sistemas como esse apresentam zero no semi-plano direito do plano S .

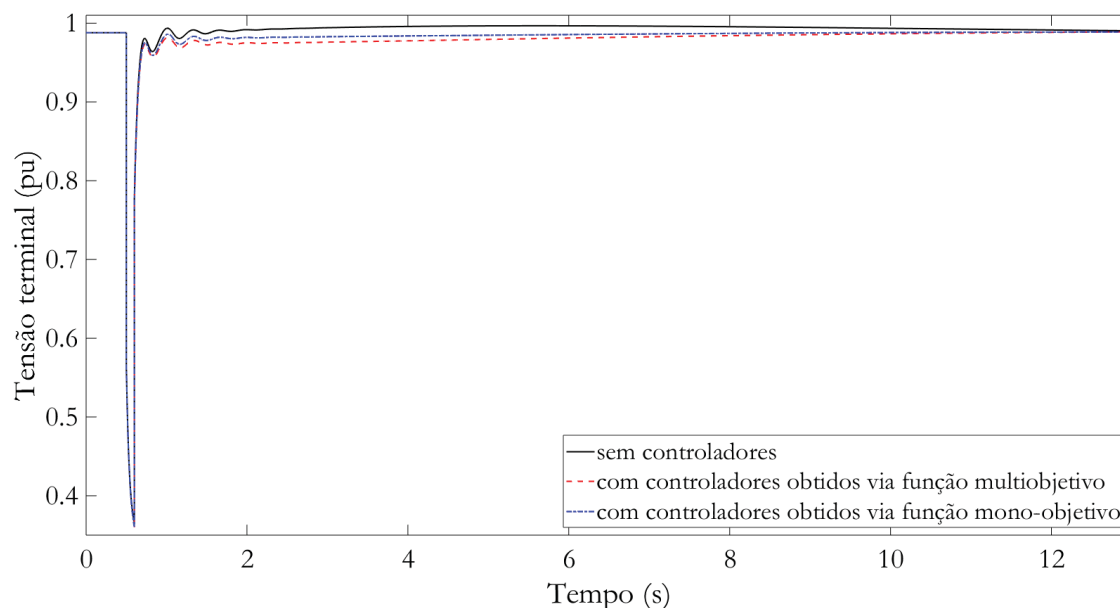


Figura 5.4: Comparação entre as respostas da tensão terminal à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)

Outro fator importante a ser ressaltado é o fato da tensão terminal ser mantida com um bom comportamento mesmo quando a máquina síncrona está operando como seguidora de tensão, quando não é esperado que esta atue na regulação de tensão, e sim na regulação de fp ou potência reativa.

As respostas para o fator de potência são apresentadas na Figura 5.5. Através da análise da Figura 5.5, é possível observar que para os controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada o sistema apresenta um tempo de assentamento menor quando comparado ao sistema com os controladores projetados via função multiobjetivo. Ainda, é possível observar que o controlador de fp restabeleceu, após o período transitório, o fator de potência do GSD como unitário, conforme desejado.

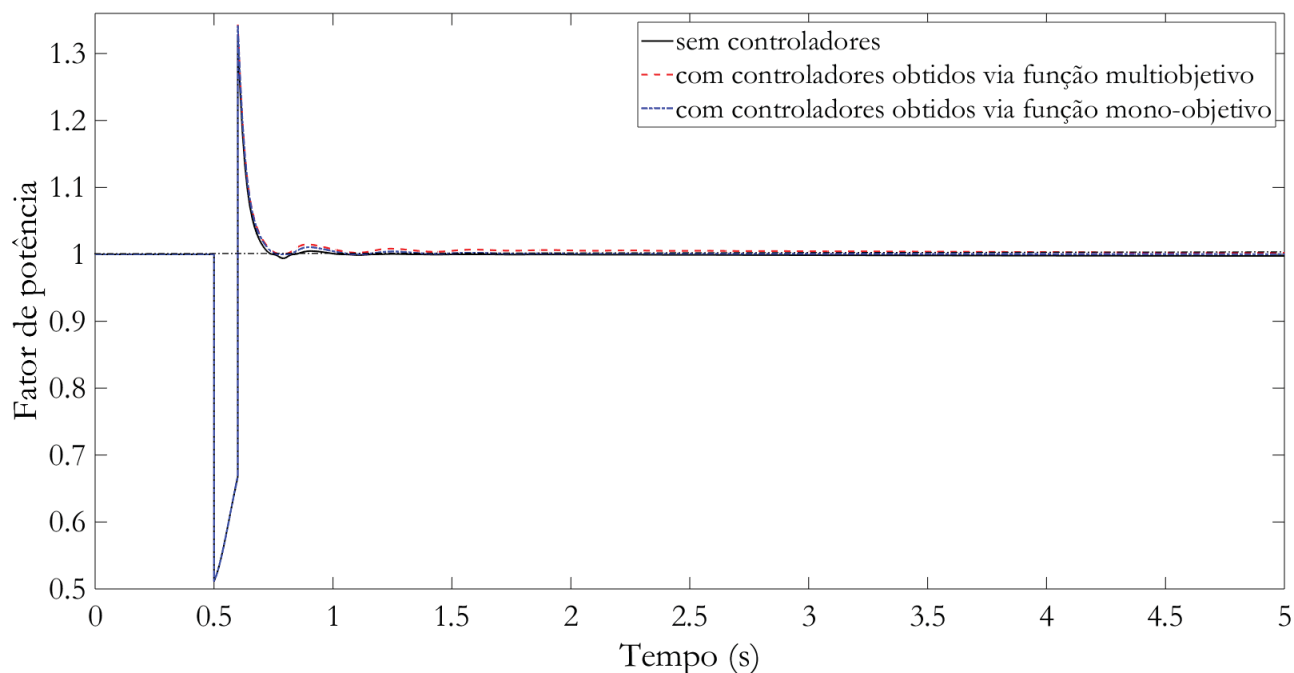


Figura 5.5: Comparação entre as respostas do fator de potência à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)

Os esforços de controle tanto para o controlador de var/fp quanto para o estabilizador também foram verificados e são ilustrados nas Figuras 5.6 e 5.7, respectivamente.

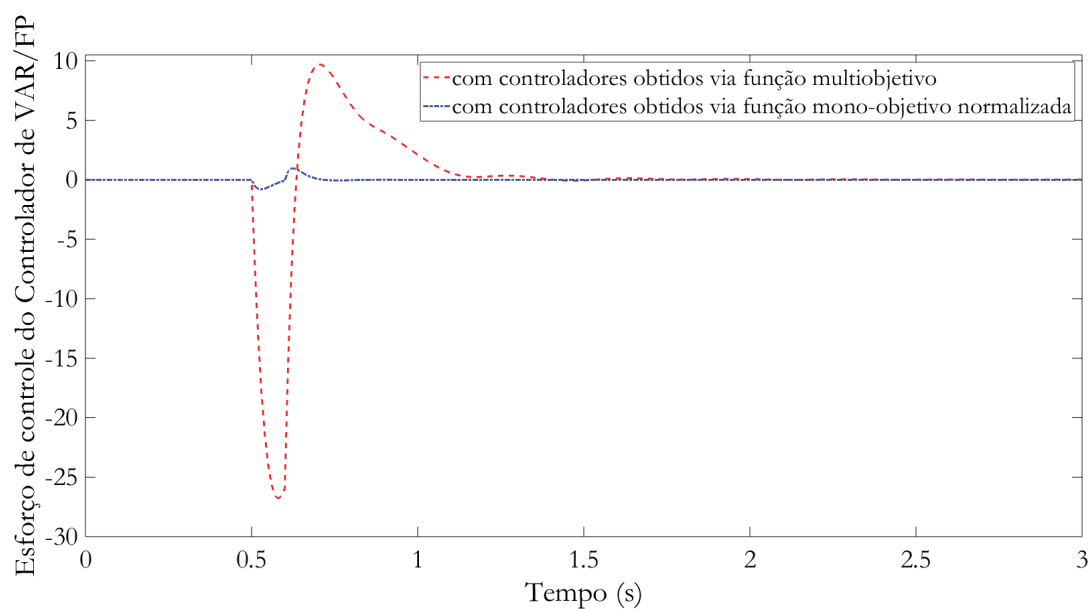


Figura 5.6: Comparação entre os esforços de controle para o controlador de var/fp. Fonte: A autora (2019)

Através da análise das respostas para os esforços de controle apresentadas, pode-se verificar que para os controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada os esforços são relativamente menores.

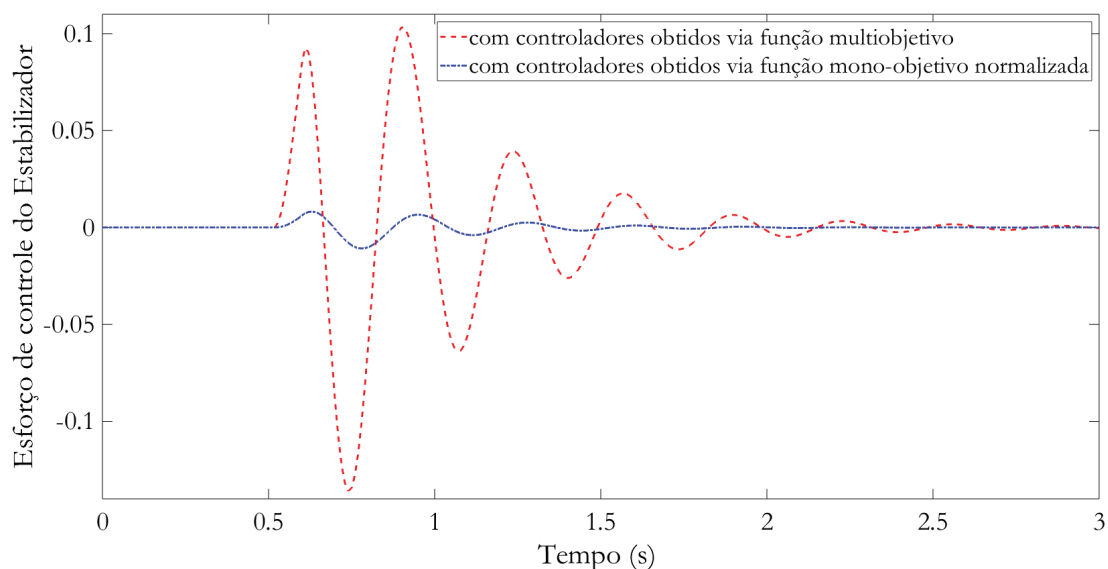


Figura 5.7: Comparação entre os esforços de controle para o estabilizador. Fonte: A autora (2019)

De forma a quantificar a diferença entre os esforços para ambas as formulações, foram calculados os IAEs, os quais são apresentados na Tabela 5.4. Analisando os IAEs obtidos, observa-se que o sistema com os controladores sintonizados pela função mono-objetivo normalizada apresentaram os menores valores, tanto para o controlador de var/fp quanto para o estabilizador.

Tabela 5.4: Comparação entre os valores do IAE para os esforços de controle. Fonte: A autora (2019)

	IAE (controlador de var/fp)	IAE (estabilizador)
Controladores obtidos via função multiobjetivo	4,7809	$5,10 \cdot 10^{-2}$
Controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada	$2,47 \cdot 10^{-1}$	$3,80 \cdot 10^{-3}$

5.3.2 Análises não lineares referentes a perturbação de abertura total do circuito

Para esta perturbação, o circuito foi aberto totalmente entre as barras 2 e 4, no instante de tempo de igual a 0,5 s. Esta perturbação simula a operação indevida (ou programada) de chaves seccionadoras que ocasionam a abertura do ramo 2-4. As respostas não lineares para a tensão de campo, tanto para o sistema com controladores quanto para o sistema sem estes, são apresentada na Figura 5.8.

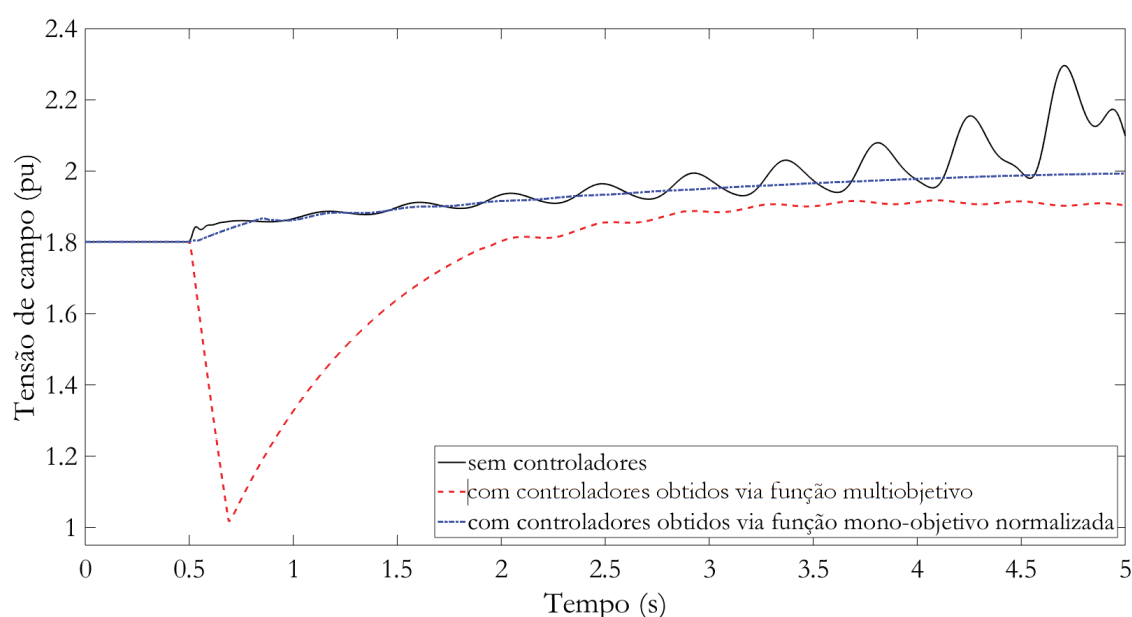


Figura 5.8: Comparação entre as respostas da tensão de campo à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)

Analisando as respostas obtidas para a tensão de campo, verifica-se, que com os controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada, o sistema apresentou um comportamento menos oscilatório, além de redução do valor de pico da oscilação em relação ao valor em regime permanente, fundamental para que não ocorra a saturação da máquina como já discutido neste trabalho. Além disso, o tempo de assentamento para o sistema com os parâmetros sintonizados pela função mono-objetivo também é menor. Outro fato interessante a ser discutido, é resposta do sistema sem controladores, o qual prova que este deixa de ser estável.

Na Figura 5.9, são apresentadas as respostas não lineares do desvio da velocidade angular do gerador.

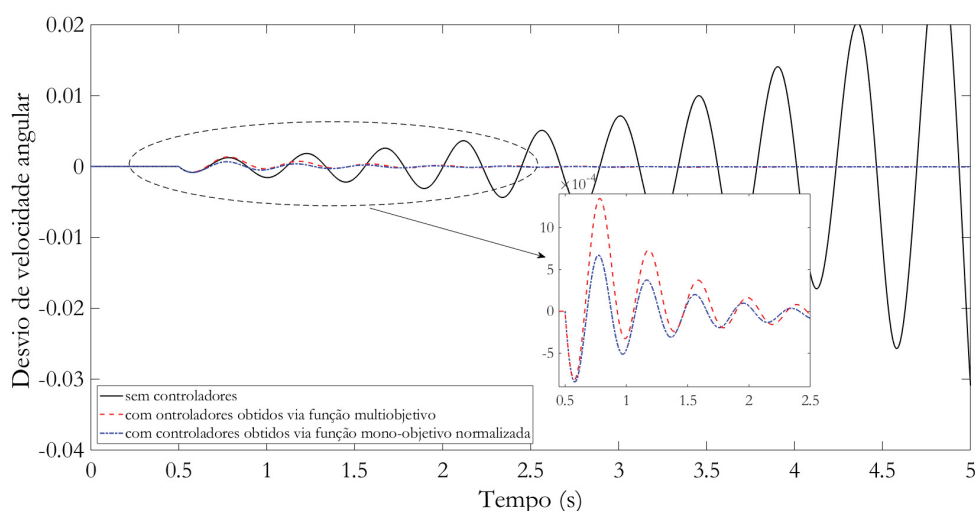


Figura 5.9: Comparação entre as respostas do desvio de velocidade angular à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)

A análise destas respostas comprova o benefício dos controladores de garantir um melhor desempenho em termos de resposta de tensão de campo, sem deteriorar a resposta de velocidade angular. Para o sistema com a presença dos controladores, as oscilações são menores quando comparadas ao sistema sem controladores, o qual observa-se que passa a apresentar uma instabilidade. Ainda na apresentação dos resultados para a perturbação de abertura do circuito, tem-se as respostas para o fator de potência, as quais são apresentadas na Figura 5.10.

Através das respostas para o fator de potência pode-se verificar que para os sistemas com controladores, tanto obtidos via função multiobjetivo quanto mono-objetivo normalizada, o sistema de excitação atua no controle do fator de potência, sendo que o controlador de fp restabeleceu, após o período transitório, o fator de potência do GSD, conforme desejado. Por outro lado, para o sistema sem controladores o fator de potência também se torna instável.

Da mesma forma que as outras grandezas, as respostas para a tensão terminal foram analisadas com a intenção de verificar o seu comportamento, as quais são apresentadas na Figura 5.11.

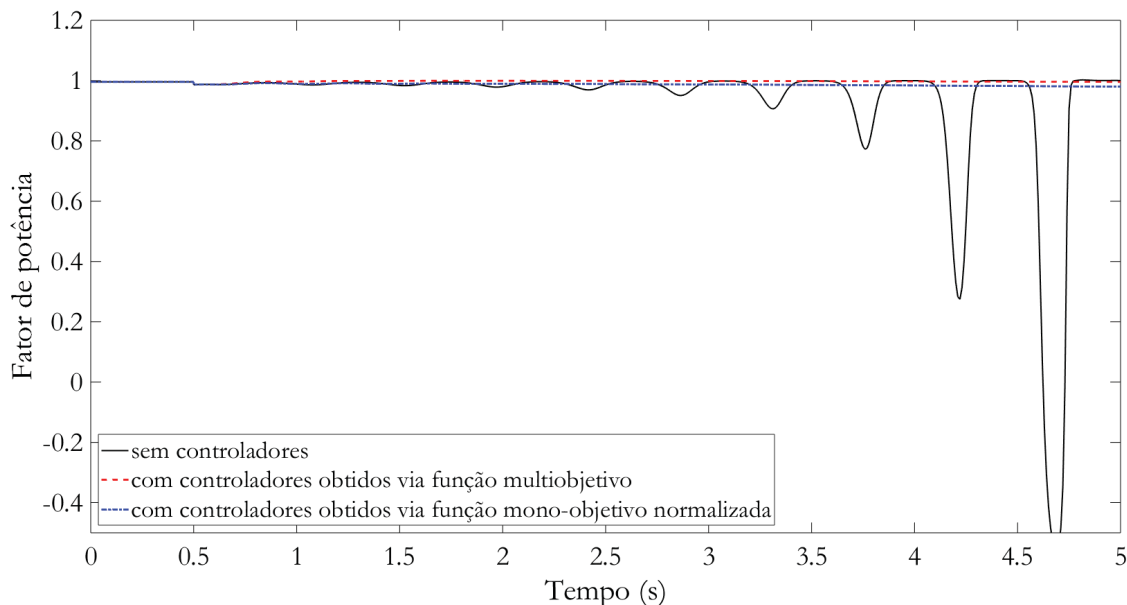


Figura 5.10: Comparação entre as respostas do fator de potência à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)

Sendo possível observar que para os sistemas com controladores obtidos para ambas formulações, a tensão terminal foi mantida dentro do valor utilizado como referência para o limite de tensão (acima de 0,95 pu), ou não permanecendo por mais de 2 s em condição de subtensão. Esse comportamento é interessante uma vez que o GDS se encontra operando no modo seguidor de tensão, ou seja, tendo como função atuar no controle de fator de potência e não necessariamente na tensão terminal.

Os esforços de controle tanto para o controlador de var/fp quanto para o estabilizador também foram averiguados e são apresentados nas Figuras 5.12 e 5.13, respectivamente.

Através da análise das respostas para os esforços de controle apresentadas, verifica-se que para os controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada os esforços são relativamente menores.

De forma a mensurar a diferença entre os esforços para ambas as formulações, os IAEs foram determinados, sendo estes apresentados na Tabela 5.5.

Analisando os IAEs obtidos, observa-se que o sistemas com os controladores sintonizados pela função mono-objetivo normalizada apresentaram os menores valores tanto para o controlador de var/fp quanto para o estabilizador.

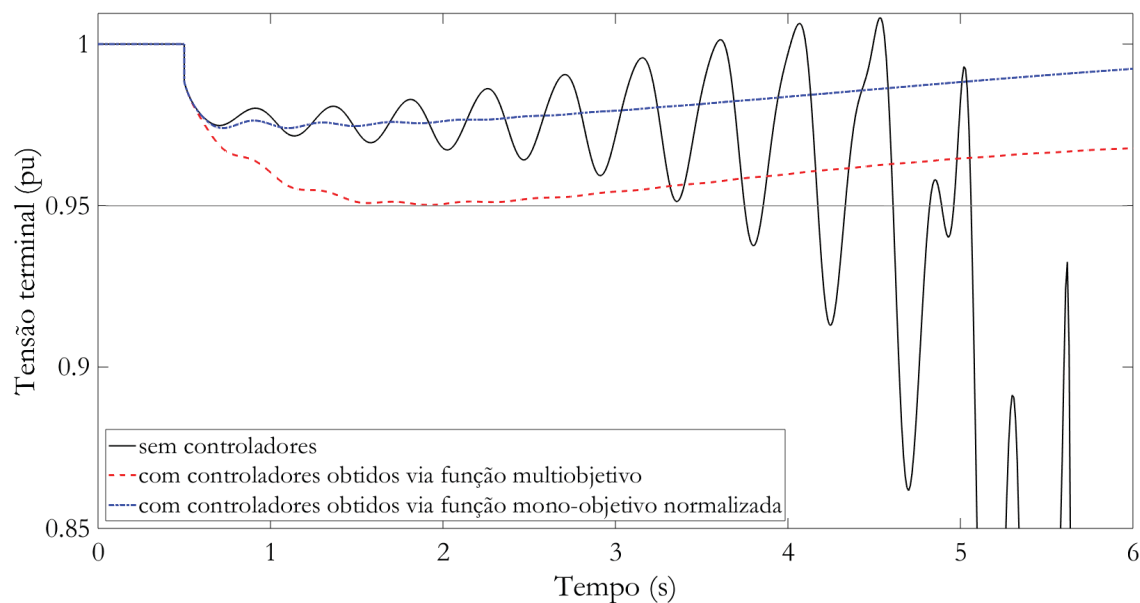


Figura 5.11: Comparação entre as respostas da tensão terminal à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)

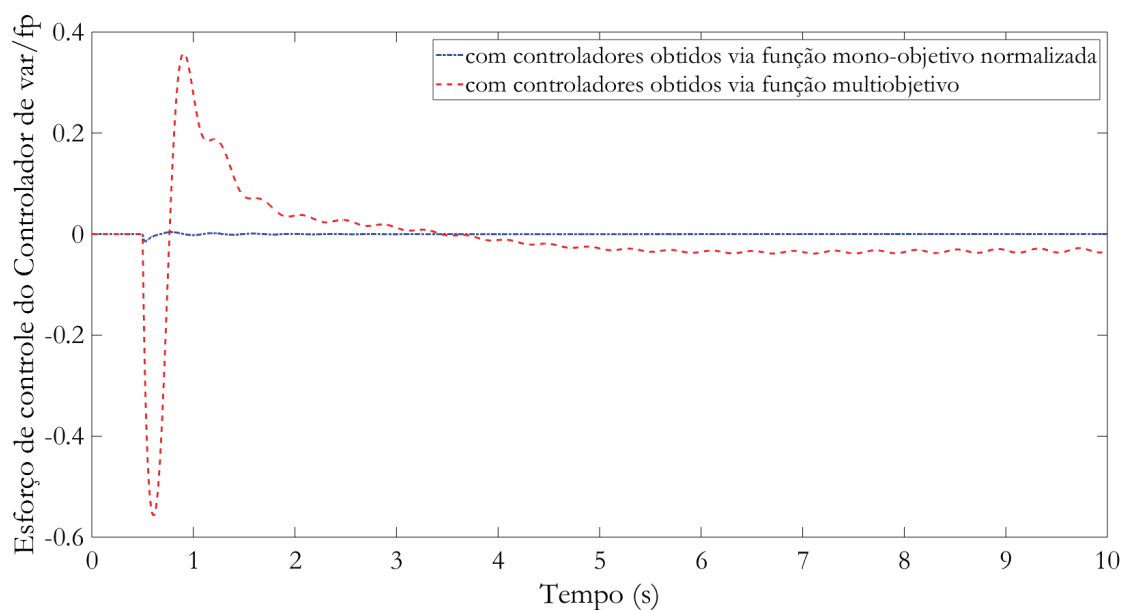


Figura 5.12: Comparação entre os esforços de controle para o controlador de var/fp. Fonte: A autora (2019)

5.3.3 Análises lineares referentes a comparação entre os controladores obtidos via funções multiobjetivo e mono-objetivo normalizada

O desempenho dos controladores também foi observado por análises lineares realizadas no software Matlab, com o objetivo de avaliar as taxas de amortecimento dos autovalores

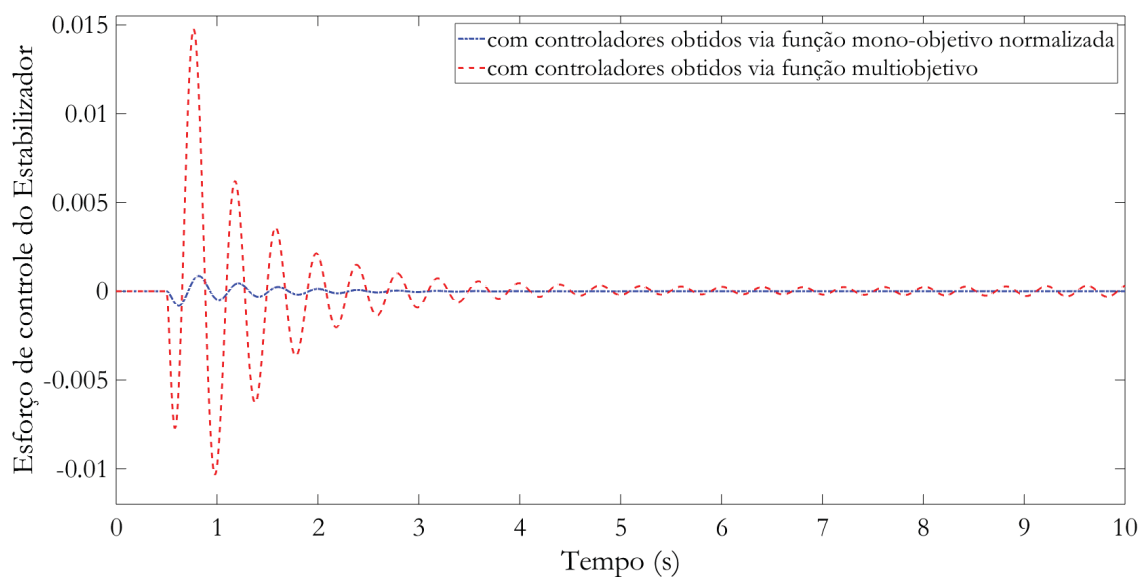


Figura 5.13: Comparação entre os esforços de controle para o estabilizador. Fonte: A autora (2019)

Tabela 5.5: Comparação entre os valores do IAE os esforços de controle. Fonte: A autora (2019)

	IAE (controlador de var/fp)	IAE (estabilizador)
Controladores obtidos via função multiobjetivo	$4,90 \cdot 10^{-1}$	$9,20 \cdot 10^{-3}$
Controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada	$3,90 \cdot 10^{-3}$	$5,14 \cdot 10^{-4}$

e a posição destes no plano complexo. As taxas de amortecimento obtidas para o sistema sem controladores e com controladores obtidos via funções multiobjetivo e mono-objetivo normalizada, para todos os cenários estudados, são apresentadas na Tabela 5.6.

Tabela 5.6: Taxas de amortecimento mínimas - controladores obtidos via funções multiobjetivo e mono-objetivo normalizada. Fonte: A autora (2019)

	Sem controladores	via função multiobjetivo	via função mono-objetivo normalizada
Cenário 1	12,45 %	17,50 %	12,54 %
Cenário 2	6,76 %	21,81 %	7,71 %
Cenário 3	11,26 %	17,51 %	11,45 %
Cenário 4	12,22 %	18,58 %	12,40 %
Cenário 5	10,93 %	22,20 %	11,54 %
Cenário 6	12,69 %	16,46 %	12,71 %

Além da análise das taxas de amortecimento, são apresentadas as posições dos autovalores no plano complexo, as quais podem ser verificadas na Figura 5.14 para o sistema com controladores, cujos parâmetros foram sintonizados por meio da função multiobjetivo, e pela Figura 5.15, quando os parâmetros são sintonizados pela função mono-objetivo normalizada. Nestas figuras ainda é possível observar a região cônica que delimita os

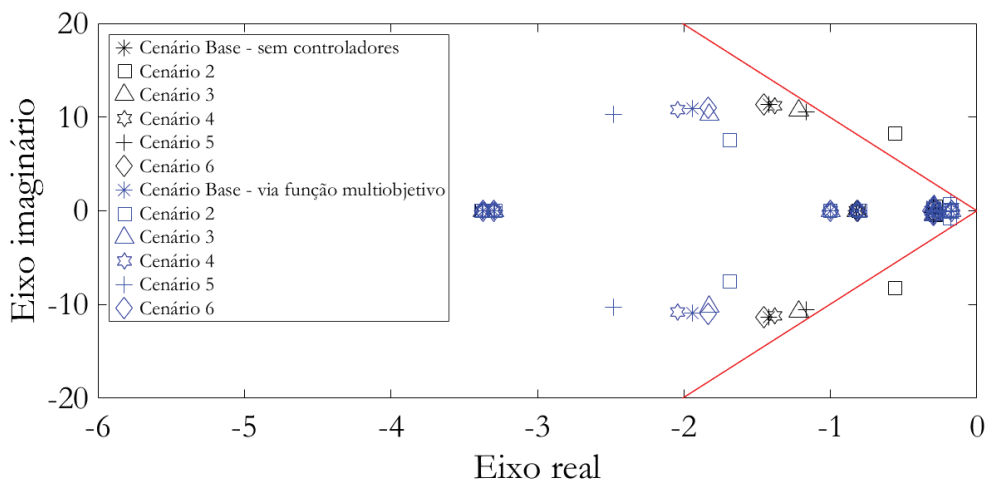


Figura 5.14: Lugar dos autovalores para os sistema com parâmetros sintonizados via função multiobjetivo. Fonte: A autora (2019)

autovalores com taxa de amortecimento maiores que 10% (área delimitada pelas retas em vermelho), sendo assim, todos os autovalores dentro desta região obrigatoriamente apresentam taxa de amortecimento maior ou igual a 10%. Foi utilizada uma região cônica delimitada pela taxa de amortecimento de 10% devido a orientação dada por autores como KUIAVA et al. (2008b), que apresentam este valor de taxa como critério de desempenho mínimo para o sistema com os controladores. Por meio das figuras referentes ao lugar dos autovalores no plano complexo e as taxas apresentadas na Tabela 5.6, pode-se concluir que o sistema sintonizado pela função multiobjetivo apresentou taxas maiores que 10% para todos os cenários estudados, porém os esforços de controle apresentados pelos controladores sintonizados por meio desta função de otimização se mostraram muito maiores, como já discutido anteriormente. Por se tratarem de objetivos conflitantes, minimizar esforços de controle e maximizar as taxas de amortecimento, já era esperado este comportamento.

Para todos os testes de projeto realizados usando função multiobjetivo e mono-objetivo

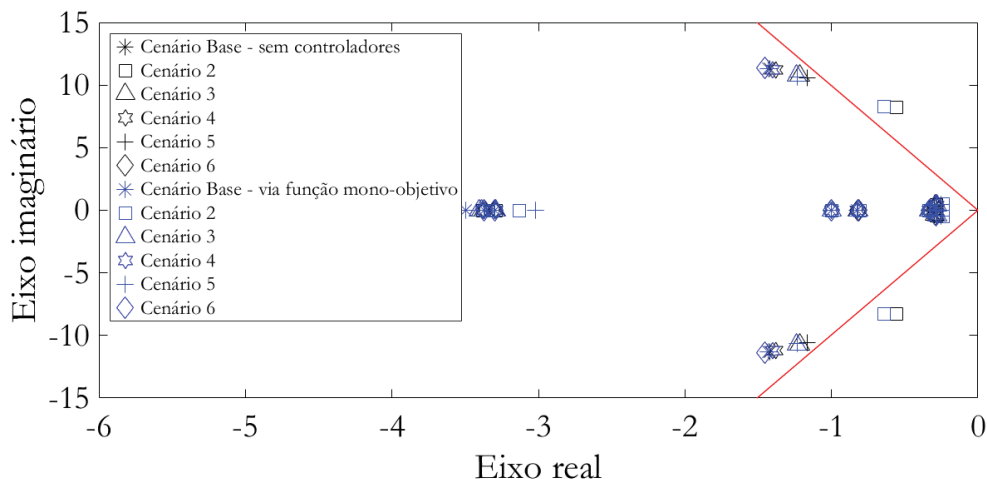


Figura 5.15: Lugar dos autovalores para os sistema com parâmetros sintonizados via função mono-objetivo normalizada. Fonte: A autora (2019)

normalizada, o desempenho dinâmico dos controladores obtidos a partir da função mono-objetivo normalizada apresentaram desempenho melhor, sob o ponto de vista de garantir uma menor excursão da tensão de campo e do fator de potência em relação ao ponto de equilíbrio durante o transitório. Portanto, para todos os resultados apresentados nas seções a seguir, tanto para a análise não linear quanto linear, foram considerados os casos da Tabela 5.2, apenas para a função mono-objetivo normalizada.

5.4 Resultados das análises não lineares empregando função mono-objetivo normalizada

Todos os testes relacionados à análise não linear foram realizados no *software* Anatem e considerando as perturbações de curto-circuito e abertura de linha já descritas na Seção 5.3. Os resultados para cada uma das perturbações são apresentadas nas seguintes subseções.

5.4.1 Análises não lineares referentes a perturbação de curto-circuito

Os testes apresentados nesta seção são referentes a aplicação do curto-circuito na linha entre as barras 2 e 4, conforme já realizado nas análises de comparação entre os

controladores projetados via funções multiobjetivo e mono-objetivo normalizada. Para esta perturbação, apresenta-se as respostas da tensão de campo, fator de potência, tensão terminal e desvio de velocidade angular. Com o objetivo de avaliar a influência da alocação de autoestrutura (presente em $cost_1$) sobre as respostas do sistema à perturbação, são analisados os desempenhos do sistema com os controladores projetados para os três casos apresentados na Tabela 5.2.

A resposta da tensão de campo é apresentada na Figura 5.16. Analisando as respostas

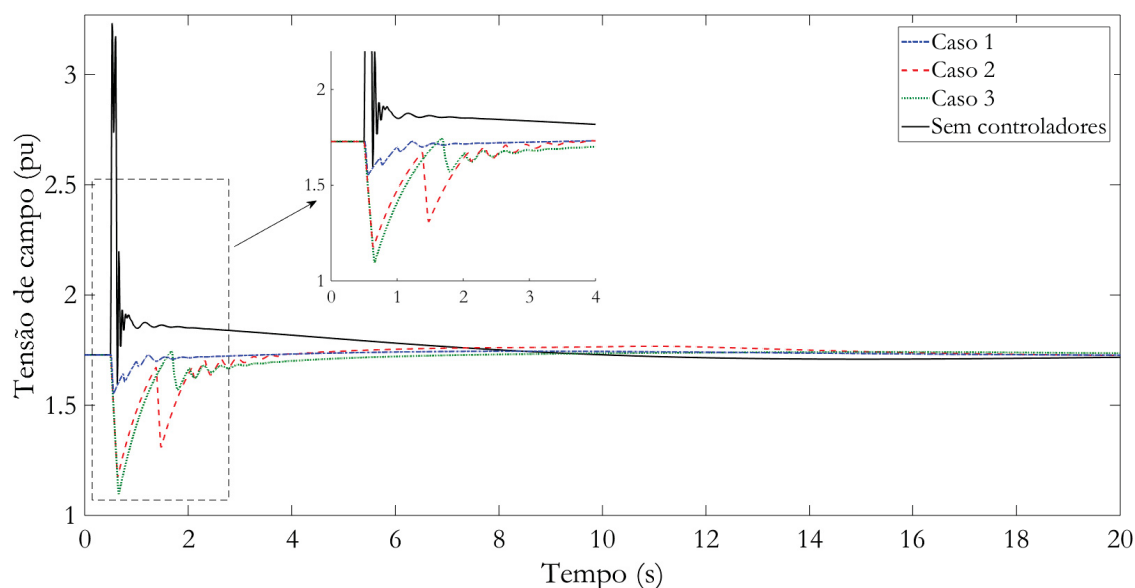


Figura 5.16: Resposta da tensão de campo à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)

obtidas para a tensão de campo, pode-se verificar que para o caso 1 o sistema apresentou um comportamento menos oscilatório, quando comparado aos outros casos, sendo um comportamento desejado para evitar a saturação da máquina, como já mencionado neste trabalho. Essa conclusão é reforçada pelo índice IAE calculado para os três casos em estudo, conforme mostra a Tabela 5.7, em que para o caso 1, o índice IAE é consideravelmente menor. A diminuição das oscilações nesta grandeza é uma das metas da função $cost_1$. Com isso, pode-se afirmar que o emprego de alocação de autoestrutura é viável e fornece um melhor desempenho aos controladores.

A Figura 5.17 apresenta a resposta não linear do desvio da velocidade angular do gerador. Quando os controladores são empregados não se observa grandes diferenças no

Tabela 5.7: Comparação entre os IAEs para a tensão de campo. Fonte: A autora (2019)

	IAE (tensão de campo)
Caso 1	0,2468
Caso 2	0,8322
Caso 3	0,6241

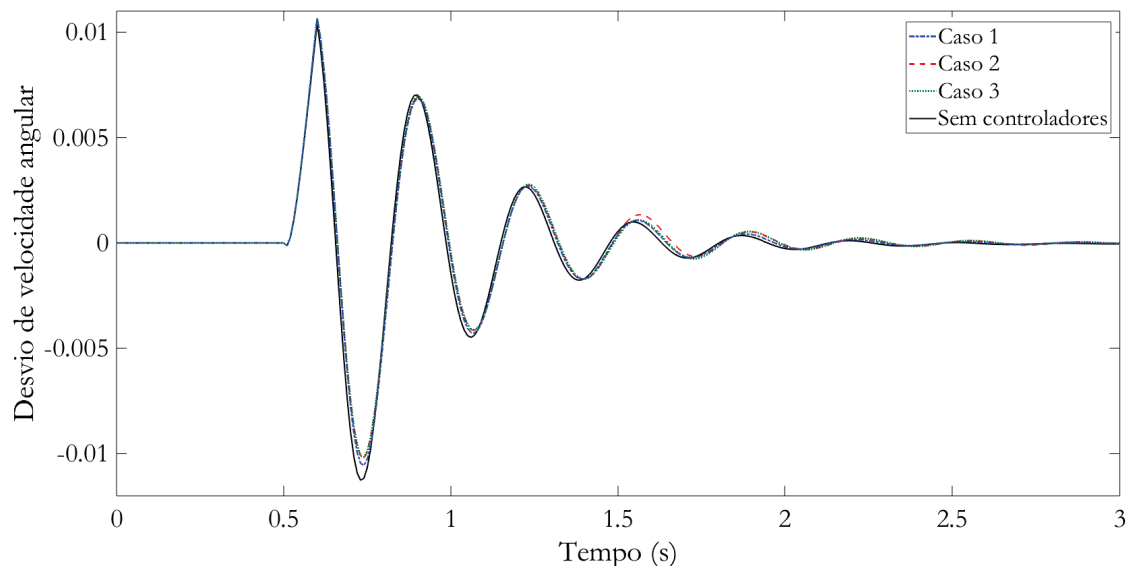


Figura 5.17: Resposta do desvio da velocidade angular à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)

comportamento, quando comparado ao caso sem controladores, uma vez que o sistema mesmo sem os controladores é bem amortecido.

Na Figura 5.18, é ilustrada a resposta da tensão terminal, através da qual se pode observar que para o caso 1 tem-se o menor tempo de assentamento. Novamente, é importante ressaltar que durante esta análise a máquina estava operando como seguidora de tensão, portanto não era esperado que esta atuasse na regulação de tensão, porém a tensão terminal foi mantida acima de 0,95 pu em regime permanente.

A resposta para o fator de potência é ilustrada na Figura 5.19, sendo possível observar que o caso 1 apresenta um tempo de assentamento menor quando comparados aos demais casos.

Os casos apresentados na Tabela 5.2 também foram avaliados quanto ao esforço dos controladores projetados. Nas Figuras 5.20 e 5.21, são apresentados os esforços de controle

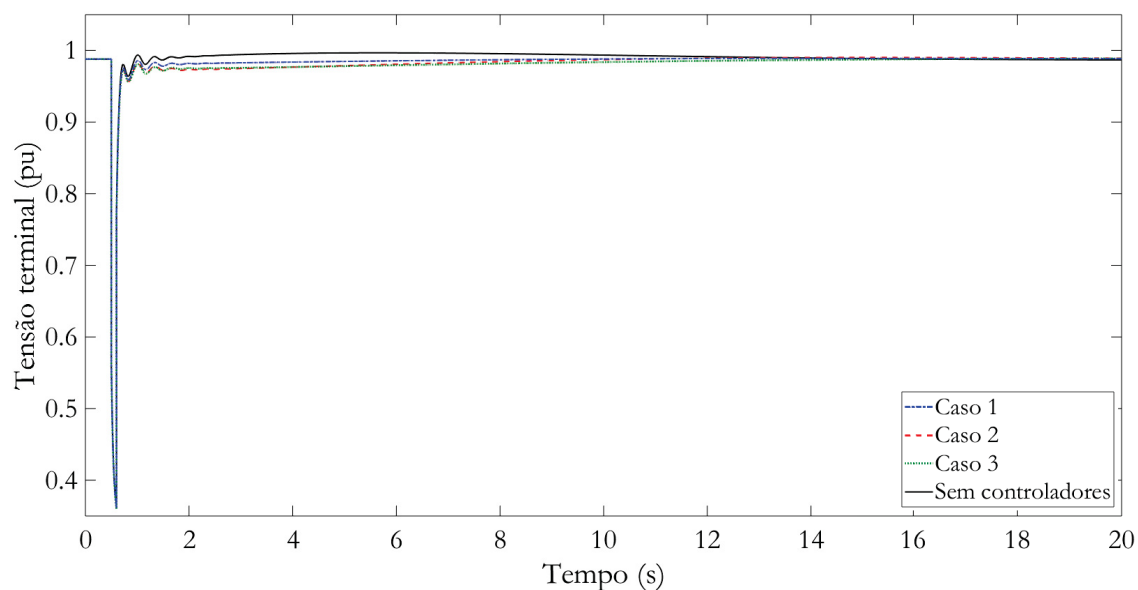


Figura 5.18: Resposta da tensão terminal à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)

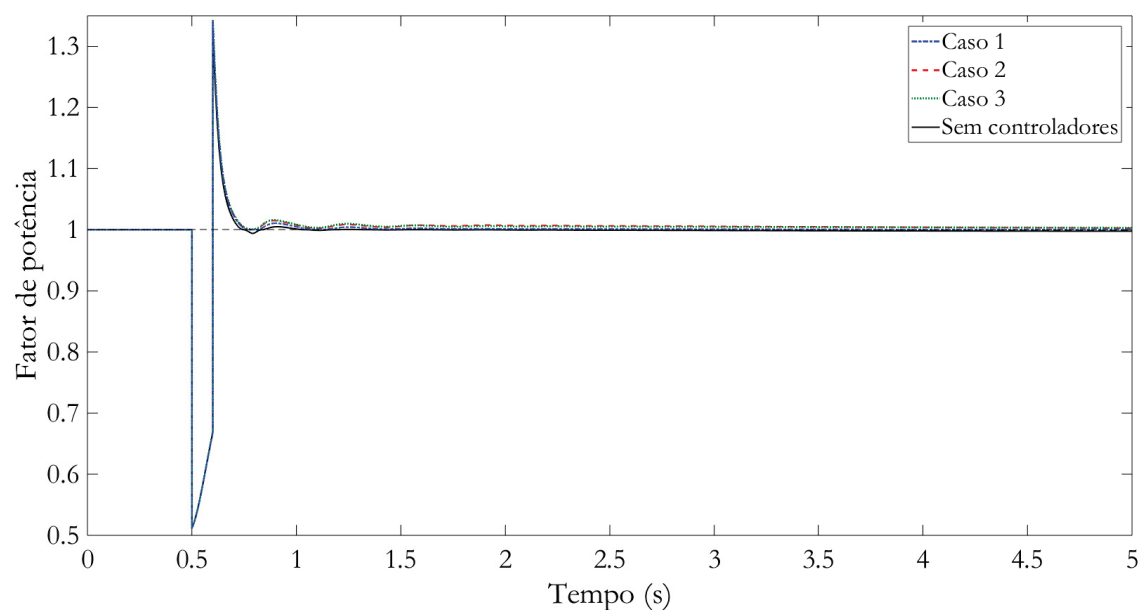


Figura 5.19: Resposta do fator de potência à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)

para o controlador de var/fp e para o estabilizador, respectivamente. Através da análise do comportamento dessas respostas, pode-se observar que, para o caso 1, todos os critérios da função mono-objetivo normalizada são considerados, o esforço de controle é menor quando comparado com os casos 2 quando é considerado apenas o critério da maximização das taxas de amortecimento e 3 em que a minimização do esforço de controle não é considerada,

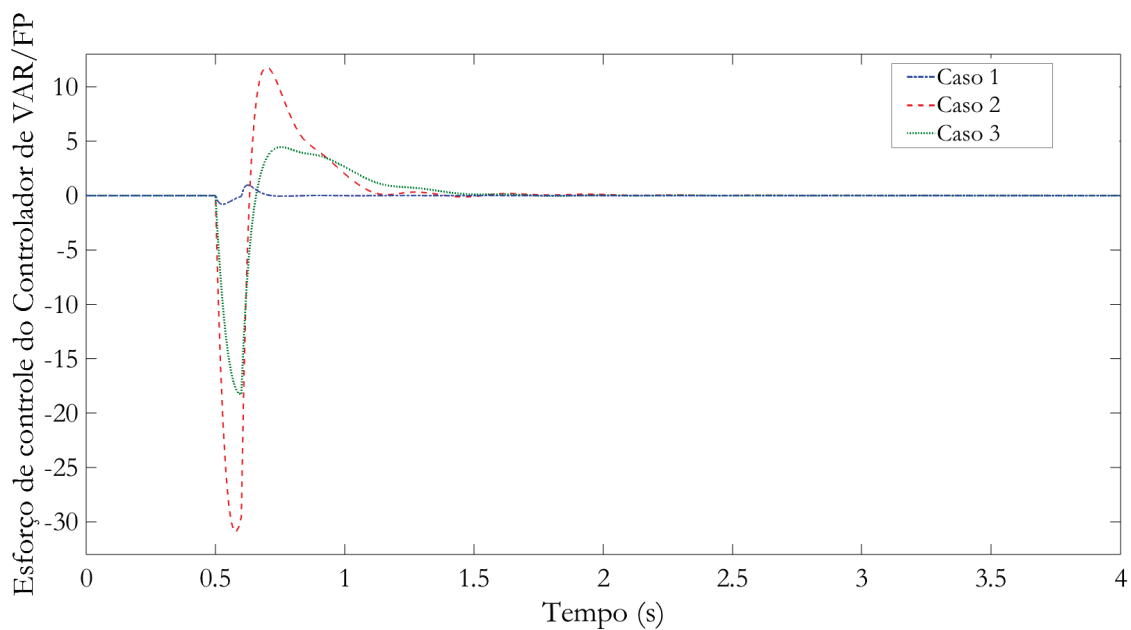


Figura 5.20: Esforço de controle do Controlador var/fp em resposta à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)

tanto para o controlador de var/fp quanto para o estabilizador.

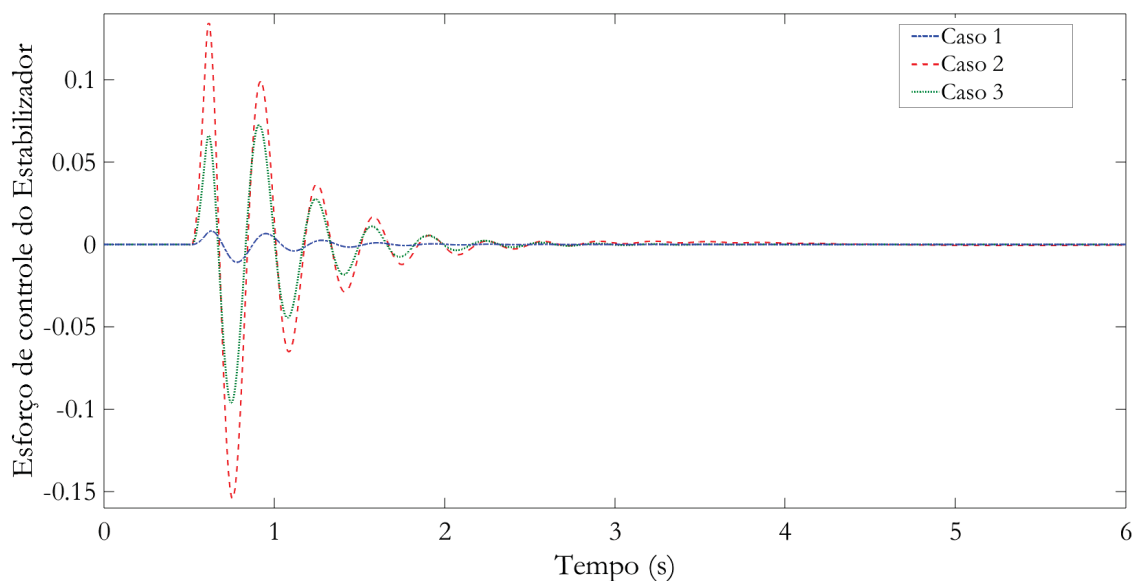


Figura 5.21: Esforço de controle do estabilizador em resposta à perturbação de curto-circuito. Fonte: A autora (2019)

Ainda analisando as respostas dos esforços de controle, tem-se a Tabela 5.8, na qual são apresentados os valores do IAE para os esforços de controle do estabilizador e do controlador de var/fp.

Tabela 5.8: IAE dos esforços de controle para os casos 1, 2 e 3. Fonte: A autora (2019)

	IAE (controlador de var/fp)	IAE (estabilizador)
Caso 1	0,1099	0,0038
Caso 2	5,4299	0,0597
Caso 3	3,4217	0,0360

Através da Tabela 5.8 pode-se concluir que o caso 1 apresenta o menor IAE tanto para o controlador de var/fp quanto para o estabilizador, o que é condizente, pois apenas no caso 1 considera-se a minimização do esforço de controle. Já para o caso 2, são registrados os maiores valores, pois neste caso não é considerado o critério que empregam alocação de autoestrutura, no qual está incluso a minimização dos esforços de controle.

5.4.2 Análises não lineares referentes a perturbação de abertura total do circuito

Estas análises são referentes a abertura do circuito na linha entre as barras 2 e 4, conforme já realizado nas análises não lineares de comparação entre os controladores projetados via funções multiobjetivo e mono-objetivo normalizada. Para esta perturbação, apresenta-se as respostas da tensão de campo, fator de potência, tensão terminal e desvio de velocidade angular. Novamente, para avaliar a influência da alocação de autoestrutura (presente em $cost_1$) sobre as respostas à perturbação, são analisadas para cada grandeza os controladores obtidos nos três casos apresentados na Tabela 5.2.

As respostas para a tensão de campo são exibidas na Figura 5.22.

Analisando as respostas obtidas para a tensão de campo, pode-se verificar que para o caso 1 o sistema apresentou um comportamento menos oscilatório, além da redução do valor de pico da oscilação, sendo um comportamento desejado. Ainda é possível observar que apenas com os controladores implementados é mantida a estabilidade do sistema.

Investigando as respostas para o desvio de velocidade angular da máquina, tem-se a Figura 5.23. Quando os controladores são empregados, pode ser observado menores

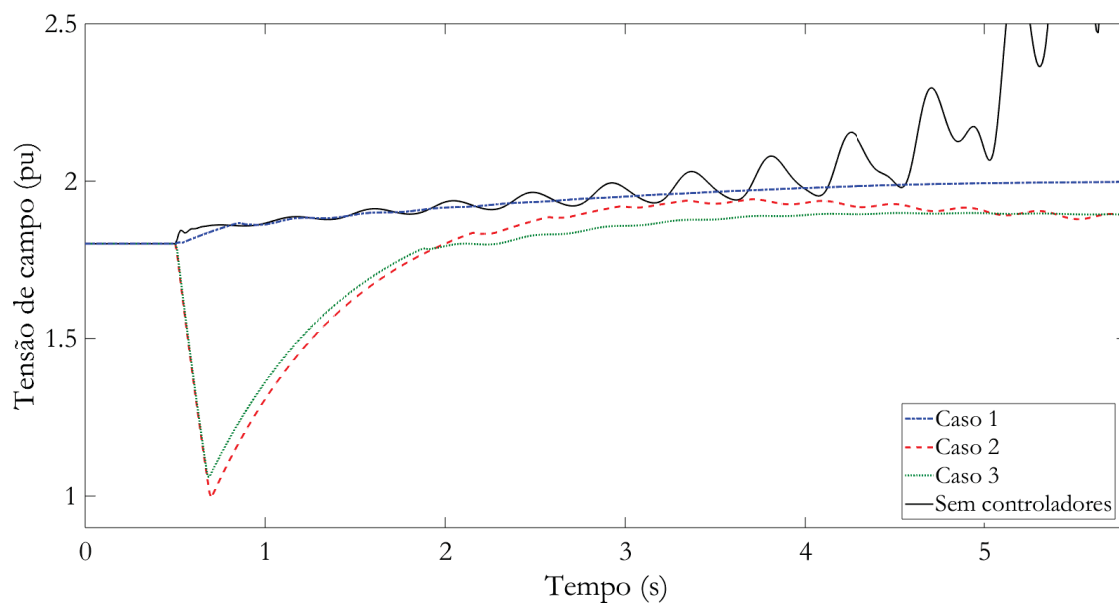


Figura 5.22: Resposta da tensão terminal à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)

amplitudes nas oscilações apresentadas nestas respostas. No entanto, para o caso 1, é

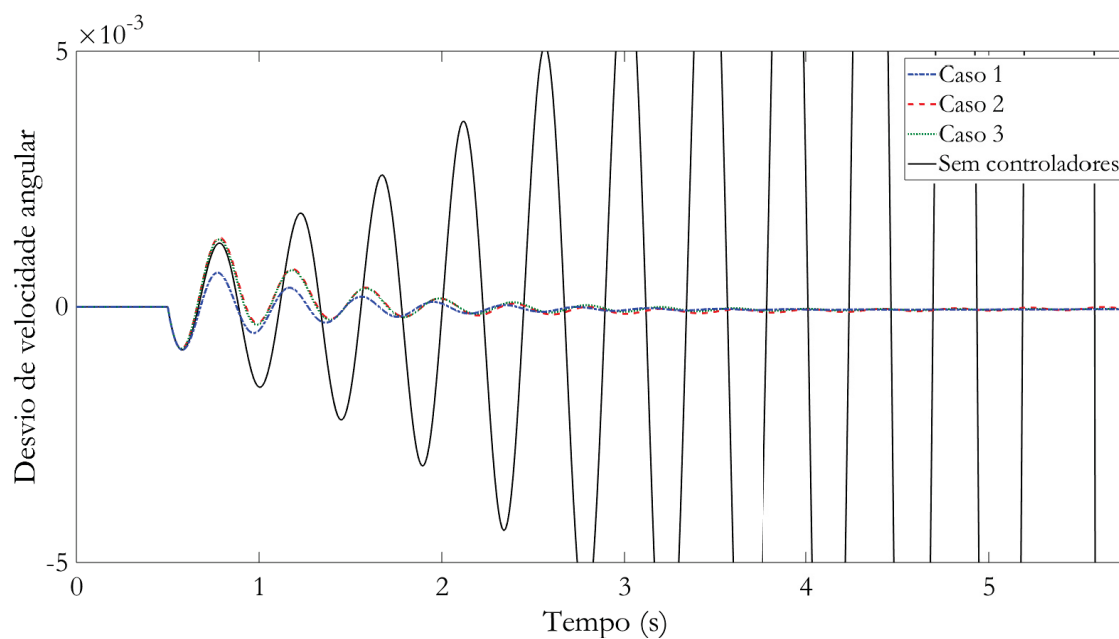


Figura 5.23: Resposta do fator de potência à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)

obtida resposta menos oscilatória em comparação aos demais casos, justificando o bom desempenho dos índices que empregam alocação de autoestrutura presentes na função $cost_1$.

Na Figura 5.24, são apresentadas as respostas para a tensão terminal.

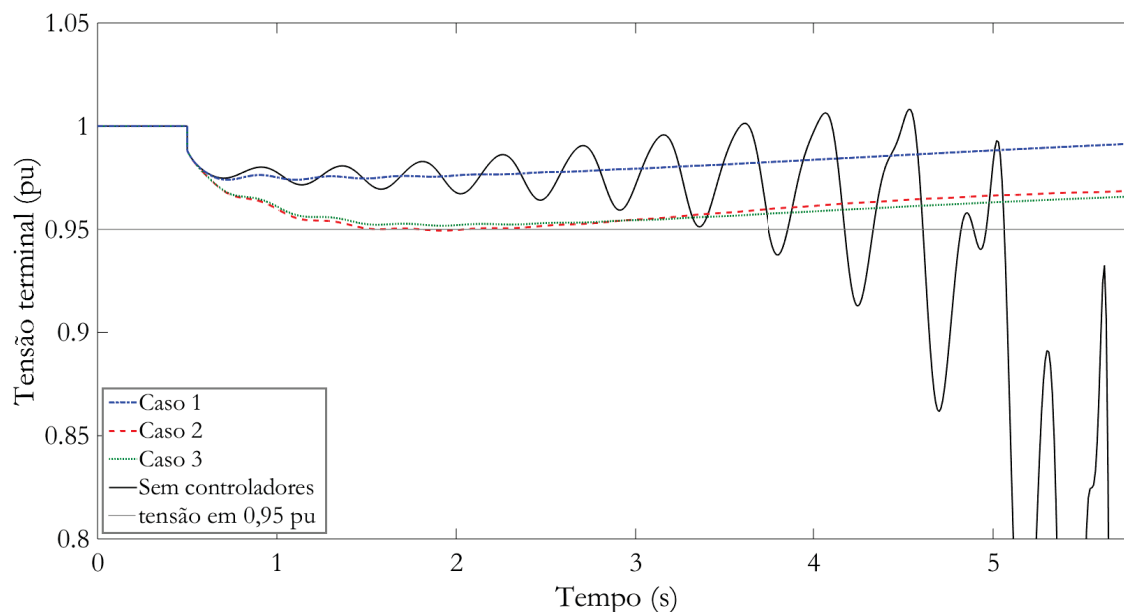


Figura 5.24: Resposta da tensão terminal à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)

Para o caso 1, tem-se o menor tempo de assentamento e a menor queda de tensão em relação ao valor apresentado antes da incidência da perturbação, em comparação com os demais casos. Para os casos 2 e 3, a tensão se aproxima do limite de 0,95 pu, porém permanece por menos de 2 s. Para o sistema sem controladores, a tensão terminal não é restabelecida acima de 0,95 pu, o que poderia acarretar em situações que exigem a desconexão mandatória dos GSDs.

A resposta para o fator de potência é ilustrada na Figura 5.25, sendo possível observar que para todos os casos o controlador de fp restabeleceu, após o período transitório, o fator de potência do GSD, enquanto para o sistema sem controladores o mesmo não é observado.

Os controladores também foram avaliados quanto ao esforço de controle apresentado em vista a esta perturbação, sendo estes apresentados pelas Figuras 5.26 e 5.27, para o controlador de var/fp e para o estabilizador, respectivamente.

Como pode ser visto, os esforços para o caso 1 são menores que para os demais, além disso, apenas para o caso 1, o esforço é nulo após a estabilização do sistema sendo que

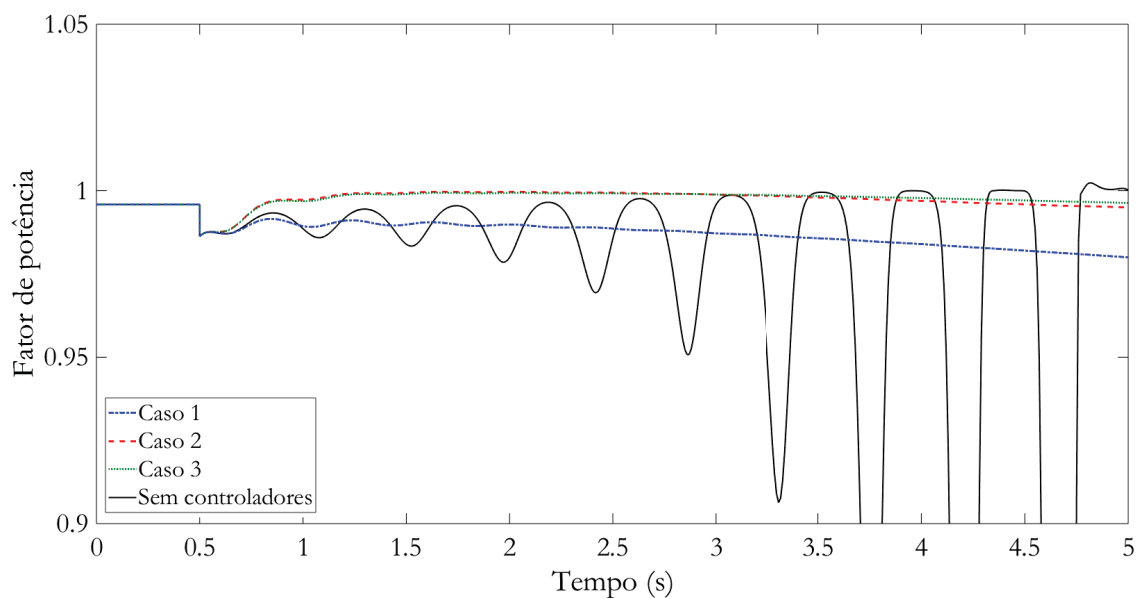


Figura 5.25: Resposta do fator de potência à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)

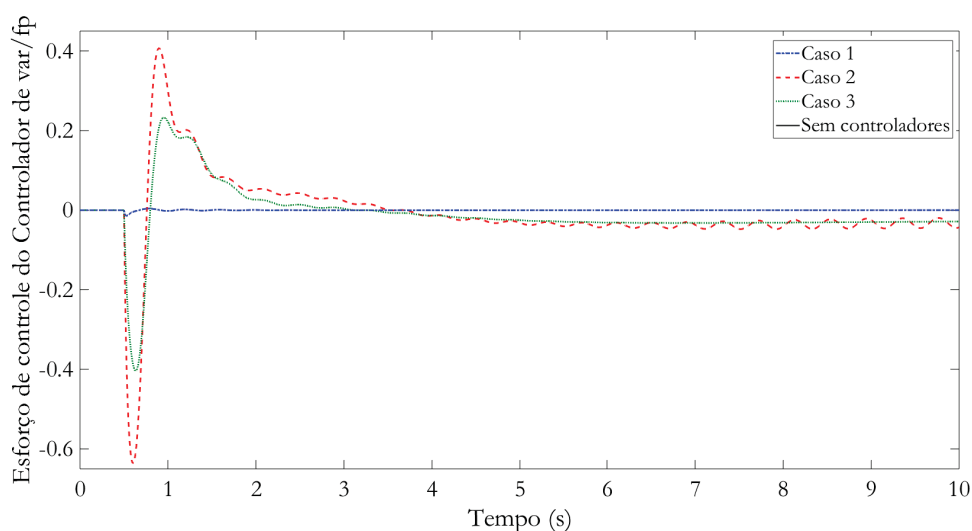


Figura 5.26: Esforço de controle do controlador de var/fp à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)

para os demais os controladores continuam atuando para garantir os critérios estabelecidos para o desempenho destes.

Ainda analisando as respostas dos esforços de controle tem-se a Tabela 5.9, na qual são apresentados os valores do IAE para os esforços de controle do controlador de var/fp e do estabilizador.

Observando os IAEs obtidos tem-se que os menores valores são para o caso 1, assim

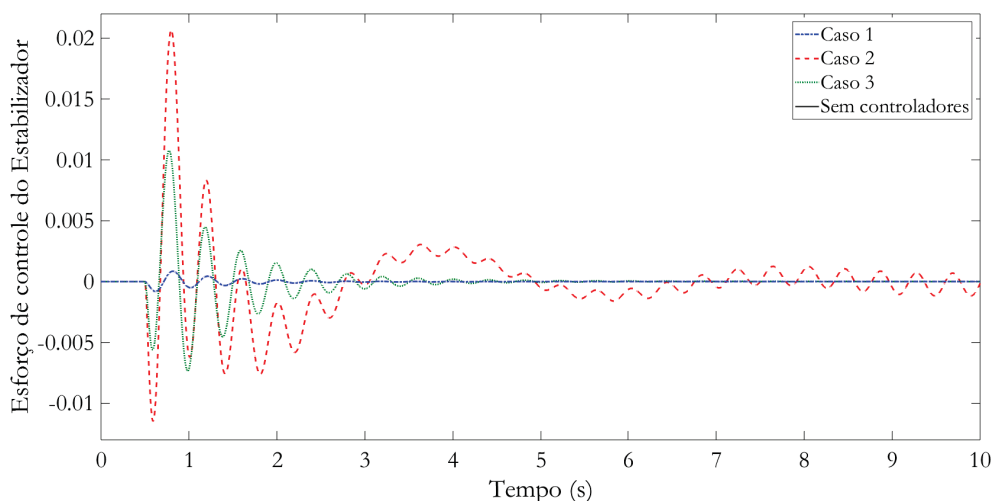


Figura 5.27: Esforço de controle do estabilizador em resposta à perturbação de abertura do circuito. Fonte: A autora (2019)

Tabela 5.9: IAE dos esforços de controle para os casos 1, 2 e 3. Fonte: A autora (2019)

	IAE (controlador de var/fp)	IAE (estabilizador)
Caso 1	0,0039	0,000514
Caso 2	0,5594	0,180
Caso 3	0,4147	0,0060

como já havia sido constatado pela análise das Figuras 5.26 e 5.27. Sendo assim, pode-se afirmar que a alocação de autoestrutura implementada nos índices minimizados pela função $cost_1$ influenciam positivamente o desempenho dinâmico do sistema.

5.4.3 Resultados das análises lineares empregando função mono-objetivo normalizada

As análises lineares foram realizadas no *software* Matlab com a intenção de avaliar os autovalores da matriz \tilde{A} , sendo investigado as taxas de amortecimento destes autovalores e o lugar destes no plano complexo, considerando os casos 1, 2 e 3. Os valores das menores taxas de amortecimento encontradas para cada cenário (considerando todos os casos da casos estudados da Tabela 5.2) são apresentadas na Tabela 5.10.

Através da inspeção dessas taxas, destaca-se que para todos os casos analisados, as

Tabela 5.10: Taxas mínimas de amortecimento. Fonte: A autora (2019)

	Sem controladores	Caso 1	Caso 2	Caso 3
Cenário 1	12,45 %	12,54 %	18,09 %	16,16 %
Cenário 2	6,76 %	7,71 %	19,81 %	18,03 %
Cenário 3	11,26 %	11,44 %	18,26 %	15,92 %
Cenário 4	12,22 %	12,39 %	19,45 %	16,78 %
Cenário 5	10,93 %	11,53 %	16,82 %	19,70 %
Cenário 6	12,69 %	12,71 %	16,82 %	15,56 %

taxas mínimas de amortecimento possuem valores maiores quando comparados ao sistema sem controladores, porém as taxas apresentadas para o caso 1 são as menores quando comparadas a taxas de amortecimento dos casos 2 e 3.

Como já era esperado, o caso 2, o qual considerava apenas o critério de maximização das taxas de amortecimento, apresentou os maiores valores, e o caso 1 que considerava a minimização do esforço de controle, apresentou as menores taxas de amortecimento.

O fato do caso 1 apresentar as menores taxas de amortecimento está relacionado a questão de que, neste caso, são considerados todos os critérios da função mono-objetivo normalizada, portanto para que a solução determinada para o problema de otimização atenda a todos os critérios, as taxas de amortecimento obtidas acabam sendo menores, uma vez que reduzir esforço de controle e maximizar as taxas de amortecimento são objetivos conflitantes.

Na Figura 5.28, é apresentado o lugar dos autovalores para o sistema sem controladores, podendo ser observada a região cônica que delimita os autovalores com taxa de amortecimento maiores que 10% (área delimitada pelas retas em vermelho). Foi utilizada uma região cônica delimitada pela taxa de amortecimento de 10% devido a orientação dada por autores como KUIAVA et al. (2008b), que apresentam este valor de taxa como critério de desempenho mínimo para o sistema com os controladores. Ainda, é possível verificar que para o cenário 2, existe um autovalor com taxa de amortecimento menor que 10%, ou seja, o autovalor que se encontra fora da região cônica.

Quando os controladores são empregados no sistema, as taxas de amortecimento de

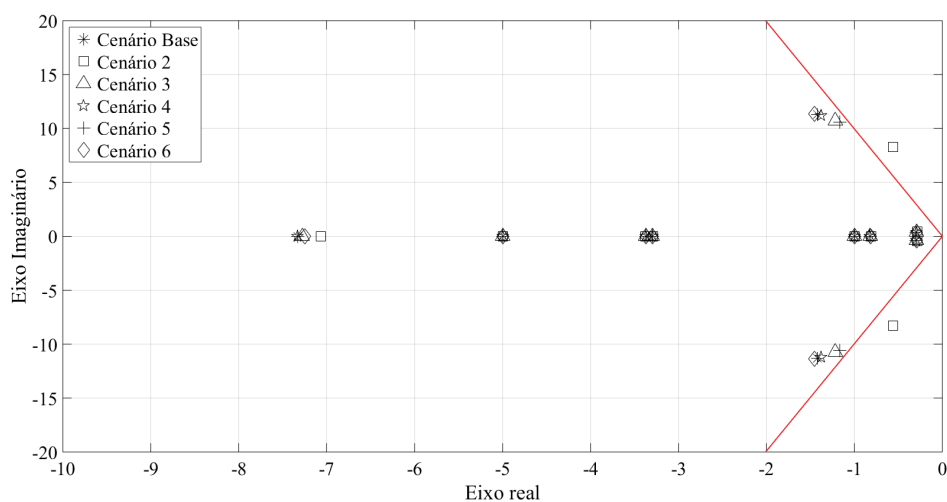


Figura 5.28: Lugar dos autovalores para os casos estudados sem controladores. Fonte: A autora (2019)

todos os autovalores em relação a todos os cenários analisados aumentam significativamente para os casos 2 e 3. Para verificar a posição dos autovalores para o sistemas com os controladores projetados pelos casos 2 e 3, são apresentados o lugar dos autovalores no plano complexo para estes casos em comparação com caso 1, que não apresenta um aumento significativo nas taxas de amortecimento.

Na Figura 5.29 são apresentadas as posições dos autovalores para os casos 1 e 2. Como

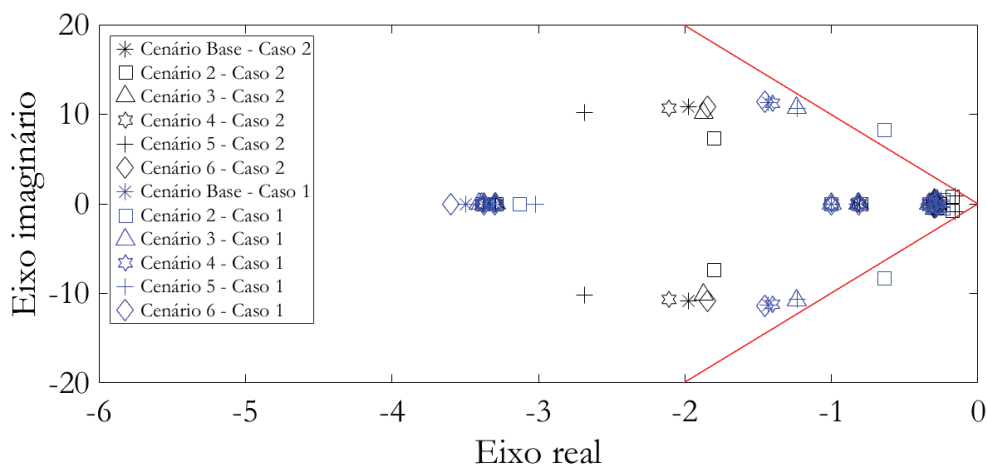


Figura 5.29: Lugar dos autovalores para os casos estudados com controladores. Fonte: A autora (2019)

se pode observar os autovalores obtidos para o caso 1 se encontram mais próximos a fronteira da região cônica, inclusive um destes autovalores se encontra fora desta região,

pois as taxas de amortecimento destes são próximas a 10%, porém inferiores as taxas do caso 2. O caso 2 apresentou as maiores taxas de amortecimento, uma vez que apenas a maximização das taxas de amortecimento foi considerada no projeto dos controladores, por isso seus autovalores estão mais afastados da fronteira da região cônica quando comparados aos autovalores do caso 1.

Ainda analisando o lugar dos autovalores e comparando os resultados obtidos para os casos estudados, a Figura 5.30 apresenta as posições dos autovalores para os casos 1 e 3.

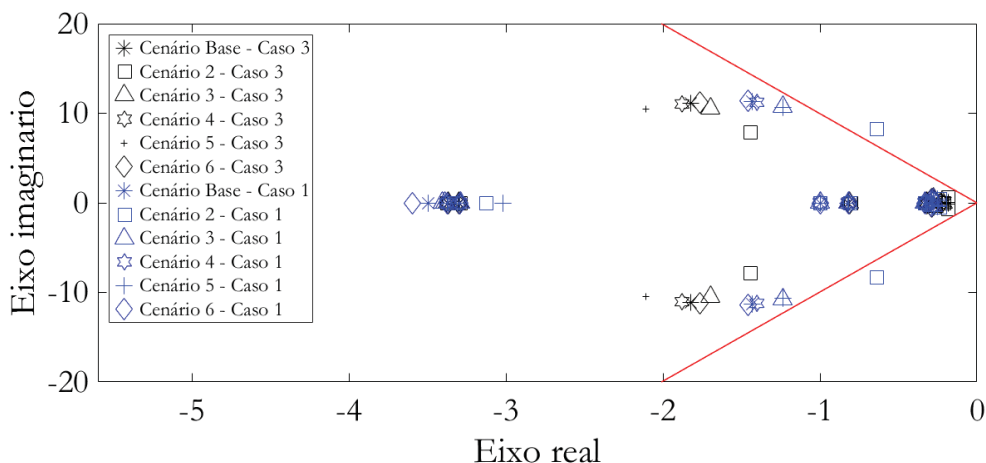


Figura 5.30: Lugar dos autovalores para os casos estudados com controladores. Fonte: A autora (2019)

A diferença entre os casos 1 e 3 está na presença da parcela relacionada à minimização do esforço de controle dos controladores, presente na função $cost_1$, que é considerada apenas no caso 1, fazendo com que este caso apresentasse autovalores com taxas de amortecimento inferiores ao caso 3. Pois, como já mencionado anteriormente neste trabalho, a minimização dos esforços de controle e a maximização das taxas são objetivos conflitantes.

5.5 Resultados para o chaveamento automático entre os modos de operação

O chaveamento entre os modos de operação tem como principal vantagem o fato do controle de tensão terminal ou de fator de potência ser feito de maneira automática, ou seja, a partir de condições pré-definidas pela lógica de chaveamento, o sistema de excitação é capaz de mudar seu modo de operação para controlar a tensão terminal, caso esta esteja fora dos limites definidos, ou atuar no controle de fator de potência. O chaveamento, assim como já explicado na Capítulo 3, comuta o modo de operação do GSD de seguidor de tensão, quando este se encontra atuando para manter o fator de potência controlado, para modo mantenedor de tensão toda vez que a tensão terminal cai para 0,95 pu e permanece por mais de 0,5 s. Deste modo, a chave C_1 (Figura 3.1) muda da posição a para a posição b .

Com a intenção de avaliar o funcionamento do chaveamento automático implementado,

foram realizadas análises não lineares no *software* Anatem. Para tais análises, foram inseridos no sistema sucessivos incrementos de carga, os quais são apresentados na Tabela 5.11, forçando a tensão a chegar abaixo de 0,95 pu, resultando no chaveamento entre os modos de operação.

Tabela 5.11: Incrementos de carga. Fonte: A autora (2019)

Tempo	Percentual de incremento de carga
0,5 s	30 %
1,5 s	30 %
2,5 s	20 %

Pode ser vista na Figura 5.31 a comutação entre os modos de operação em resposta ao comportamento da tensão. Quando a tensão atinge valores menores que 0,95 pu por mais de 50 ms, a lógica de chaveamento entende que o GSD precisa deixar de operar como seguidor de tensão (atuando no controle de var ou fp) e passe a operar como mantenedora de tensão, atuando na regulação de tensão. Por outro lado, quando a tensão terminal é restabelecida acima de 0,95 pu o modo de operação retorna o GSD para seguidor de tensão, controlando var ou fp. A troca entre os modos de operação é realizada por meio da chave C_1 que realiza a alternância entre os modos de controle, sendo possível observar o comportamento desta também por meio da Figura 5.31.

Quando o sinal da chave C_1 está em 0 (chave na posição b) significa que o GSD está operando como mantenedor de tensão, ou seja, no modo regulador de tensão, já que a tensão terminal se encontra abaixo de 0,95 pu, desativando o modo controle de var/fp. Por outro lado, quando o sinal desta chave muda para 1, a chave é alterada para a posição a e o modo regulação de tensão é desativado. Neste caso, o GSD passa a operar como seguidor de tensão resultando no controle de potência reativa ou fator de potência.

A mudança entre os modos de operação conduz a comportamentos diferentes para o ângulo do gerador, tensão de campo, fator de potência e tensão terminal, os quais serão analisados na sequência. Como pode ser observado na Figura 5.32, após os sucessivos incrementos de carga, quando não é empregado o chaveamento o sistema possui um tempo

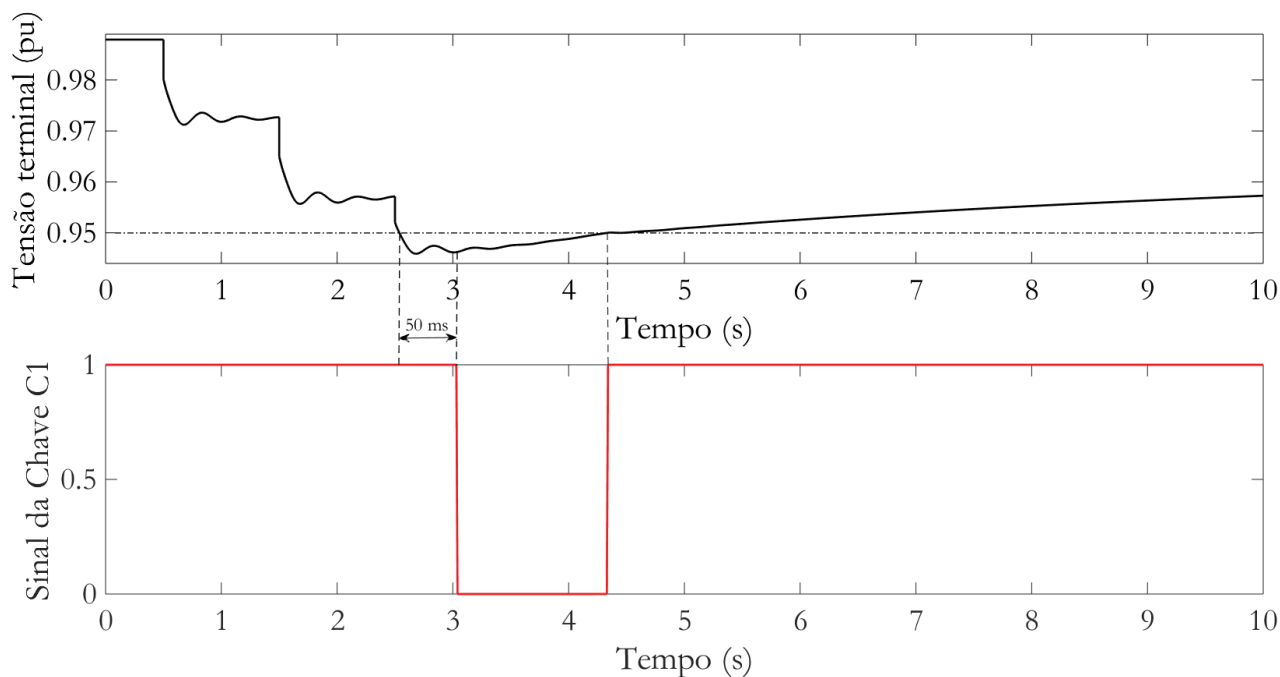


Figura 5.31: Funcionamento do chaveamento implementado. Fonte: A autora (2019).

de restabelecimento de tensão (T_{rt}) de 2,25 s para que a tensão terminal volte a ficar acima de 0,95 pu, após a incidência da perturbação. Já quando a lógica de chaveamento automático é implementada, o sistema de excitação passa a atuar como regulador de tensão e faz com que a tensão terminal seja restabelecida 1,79 s após esta sair fora do limite definido de 0,95 pu. O tempo que o sistema demora para restabelecer a tensão no limite novamente está atrelado as exigências das concessionárias. Por exemplo, se considerados os limites estabelecidos pela COPEL (apresentados na Tabela 2.1), o sistema sem chaveamento não atenderia os requisitos, pois a tensão terminal permaneceu por mais de 2 s abaixo de 0,95 pu, enquanto que quando o sistema emprega o chaveamento o T_{rt} é reduzido para 1,79 s fazendo com que o GSD não seja obrigado a ser desconectado.

Através da Figura 5.33, é ilustrado o comportamento do fator de potência em face a perturbação já mencionada. Analisando esta figura pode-se verificar que, quando o chaveamento não é empregado, o sistema de excitação atua no controle de fator de potência, pois a chave C_1 permaneceu durante todo o tempo na posição a , fazendo com o que o GSD operasse apenas como seguidor de tensão, ou seja, atuando integralmente no controle de fator de potência. Já quando o chaveamento é implementado, o sistema deixa de atuar

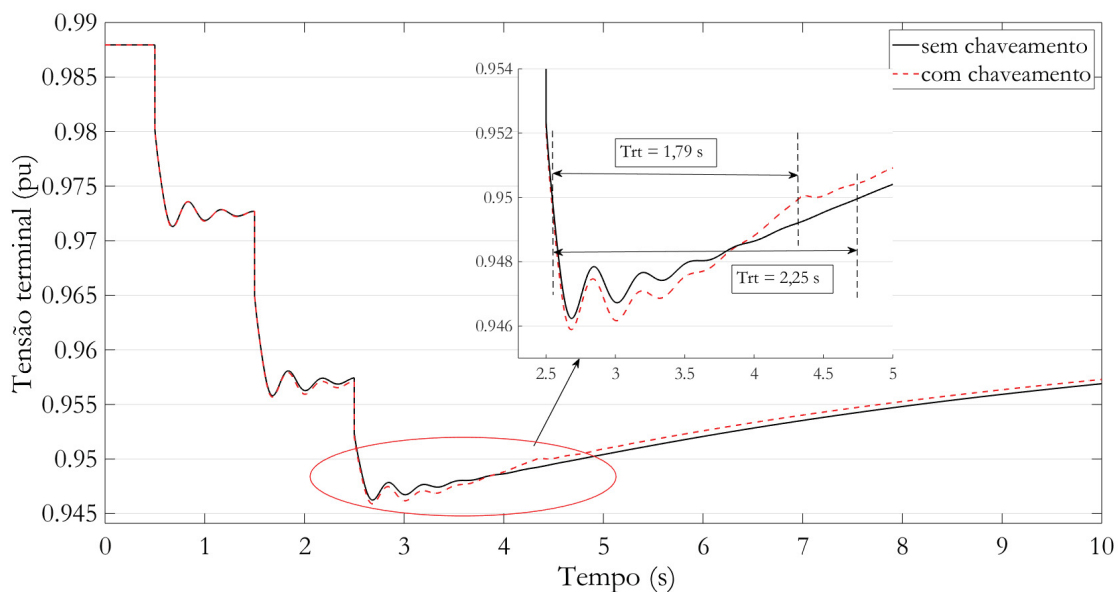


Figura 5.32: Resposta da tensão terminal à perturbação de aumento de carga. Fonte: A autora (2019).

no controle de fator de potência quando a tensão terminal sai do limite definido, o que faz com que o fator de potência apresente uma maior variação quando comparado a resposta sem o chaveamento, pois neste caso, ele deixa de ser controlado.

Embora o chaveamento automático traga benefícios, como independência de um operador para realizar a comutação entre os modos de operação, alguns aspectos negativos também ocorrem. Observando a resposta da tensão de campo para a perturbação aplicada, tanto para o sistema com chaveamento quanto para sem chaveamento, apresentada na Figura 5.34 verifica-se que ocorre um maior pico (atingindo o valor de aproximadamente 1,95 pu) em relação ao caso sem chaveamento (que tem como valor de pico 1,87 pu). Além do mais, neste instante ocorre uma variação abrupta na tensão de campo, o que pode ser prejudicial para a máquina.

O chaveamento torna-se interessante e válido se considerado que torna o sistema de excitação mais auto suficiente, pois atua tanto na regulação de tensão quanto na potência reativa ou no fator de potência de forma automática, sem a necessidade da intervenção de um operador, e conforme a necessidade do sistema ao qual o GSD está inserido.

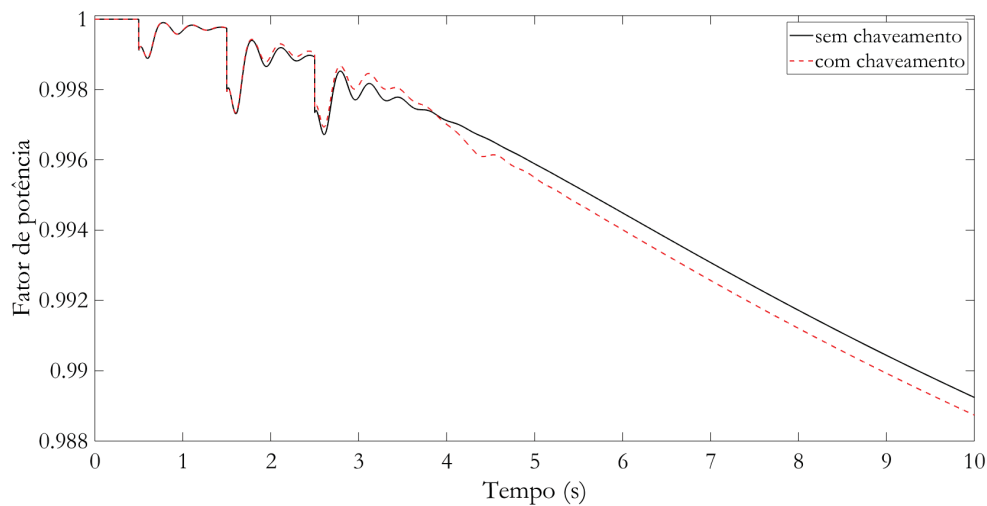


Figura 5.33: Resposta do fator de potência à perturbação de aumento de carga. Fonte: A autora (2019).

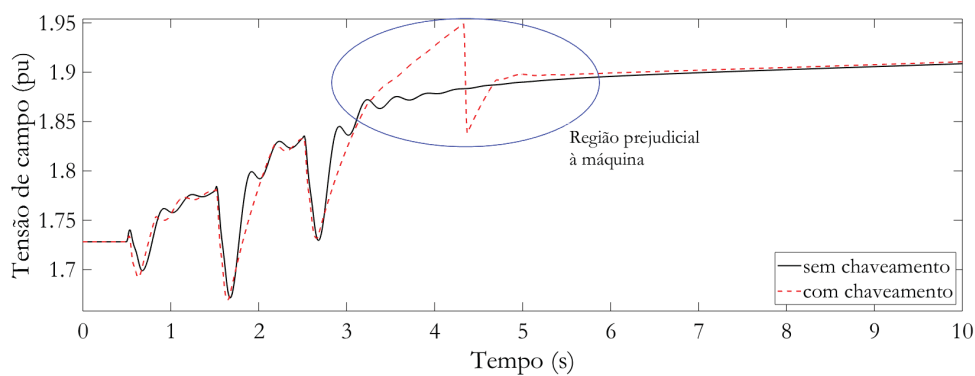


Figura 5.34: Resposta da tensão de campo à perturbação de aumento de carga. Fonte: A autora (2019).

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

O presente trabalho tem como objetivo principal apresentar uma metodologia de projeto das malhas de controle de var/fp e de ESP para geradores síncronos distribuídos visando atender critérios de desempenho em regime dinâmico, associado a minimizar a energia das oscilações na tensão de campo e da velocidade angular do gerador e esforços de controle, bem como maximizar as taxas de amortecimento dos modos oscilatórios pouco amortecidos. Dessa forma, apresenta-se uma metodologia de sintonia robusta de ESP e controlador de var/fp, sendo o projeto dos controladores baseado no desenvolvimento de sistemas de controle ótimos. O projeto conjunto das malhas destes controladores foi necessário para corrigir problemas de amortecimento das oscilações eletromecânicas que, segundo estudos, costumam aparecer quando o controlador de var/fp é empregado.

Para o projeto dos controladores, os critérios adotados foram os já discutidos referentes ao desempenho dinâmico, associado a minimização da energia das oscilações na tensão de campo e da velocidade angular do gerador e a taxa de amortecimento mínima dos modos oscilatórios pouco amortecidos, visto que um dos cenários de operação definidos apresentava um modo com amortecimento de 6,76% (conforme a Tabela 5.10). Diferentes casos referentes a atribuições de pesos aos critérios adotados, também foram estudados e considerados no projeto dos controladores. Estes casos também foram utilizados nas análises lineares e não lineares, realizadas para avaliar o desempenho dos controladores. Para todos esses casos, os resultados mostraram uma melhoria nas taxas de amortecimento dos modos oscilatórios pouco amortecidos, além de melhoria no desempenho dinâmico atendendo assim a proposta do trabalho.

Outra contribuição dos controladores projetados através da metodologia desenvolvida se refere ao bom desempenho na minimização dos esforços de controle, que mesmo sem um

aumento significativo nas taxas de amortecimento dos modos pouco amortecidos, devido a maximização destas taxas ser um objetivo conflitante com a minimização do esforço de controle, mostra ser eficiente a utilização de alocação de autoestrutura para este fim.

Além disto, este trabalho conta com uma lógica de chaveamento automático entre os modos de operação do sistema de excitação, que pode operar em modo mantenedor de tensão ou seguidor de tensão. Este chaveamento realiza a comutação entre estes modos sem a necessidade da intervenção de um operador. Fornecendo uma maior autonomia ao sistema de excitação, uma vez que ele mesmo pode alterar seu modo de operação conforme as necessidades ou ocorrências de perturbações pelas quais podem vir a sofrer. Situações observadas durante as análises dos resultados para o sistema com e sem chaveamento mostraram que a implementação desta lógica de chaveamento entre os modos de operação pode evitar situações de desconexão dos GSD da rede, como a ocorrência de perturbações que venham a provocar a queda da tensão terminal do GSD. A vantagem do tempo de resposta do sistema para restabelecer a tensão ser menor que o tempo exigido pelas concessionárias é desejável, uma vez que a desconexão das unidades geradoras pode conduzir a problemas de estabilidade de tensão, por exemplo.

Como possíveis trabalhos futuros, pode-se apontar:

- Estudo e avaliação de novas estruturas para o controlador de var/fp e o estabilizador.
- Estudo e desenvolvimento de metodologias que avaliem e selecionem a melhor estrutura para os controladores.
- Desenvolvimento de metodologia de sintonia empregando o conceito de alocação parcial de autoestrutura.
- Aplicação de técnicas de controle preditivo para elaboração de estratégias de chaveamento dos modos de operação dos GSDs (seguidor de tensão e mantenedor de tensão).

REFERÊNCIAS

ABREU, L. V. L. D. **Análise do Desempenho Dinâmico de Geradores Síncronos Conectados em Redes de Distribuição de Energia Elétrica**. Dissertação (Mestrado) — UNICAMP, Campinas, Brasil., 2005.

ACKERMANN, T.; ANDERSSON, G.; SODER, L. Distributed generation: a definition. **Electric Power Systems Research**, v. 57, n. 3, p. 195 – 204, 2001. ISSN 0378-7796.

BASLER, M. J.; SCHAEFER, R. C. Understanding power system stability. **IEEE Trans. Indus. Appl.**, v. 44, n. 2, p. 463–474, 2008. ISSN 0093-9994.

BORBELY, A. M.; KREIDER, J. F. **Distributed generation: the power paradigm for new millennium**. Segunda edição. [S.l.]: Boca Raton, FL: CRC Press, 2001.

BRASIL. ANEEL. **LEI No. 9.427 de 26 de dezembro de 1996**. Brasília, 1996.

_____. **LEI No. 10.438 de 26 de abril de 2002**. Brasília, 2002.

_____. **Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional (PRODIST)**. Brasília, 2002.

_____. **RESOLUÇÃO NORMATIVA (REN) No. 482 de 17 de abril de 2012**. Brasília, 2012.

BUCHHOLZ, B. M.; BOESE, C. The impact of dispersed power generation in distribution systems. In: **CIGRE/IEEE PES International Symposium Quality and Security of Electric Power Delivery Systems, 2003. CIGRE/PES 2003**. [S.l.: s.n.], 2003. p. 198–203.

CAMARGO, C. C. D. B. et al. Investments in clean development mechanism projects in latin america and diversification of the regional electrical energy matrix. In: **2006 IEEE/PES Transmission Distribution Conference and Exposition: Latin America**. [S.l.: s.n.], 2006. p. 1–6.

CASTOLDI, M. F. et al. Simultaneous and coordinated tuning of pss and pods using differential evolution. In: **2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting**. [S.l.: s.n.], 2012. p. 1–8. ISSN 1932-5517.

CHANG, C. C.; GORINEVSKY, D.; LALL, S. Dynamical and voltage profile stability of inverter-connected distributed power generation. **IEEE Transactions on Smart Grid**, v. 5, n. 4, p. 2093–2105, July 2014. ISSN 1949-3053.

CIMINO, M.; PAGILLA, P. R. Reactive power control for multiple synchronous generators connected in parallel. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 31, n. 6, p. 4371–4378, Nov 2016. ISSN 0885-8950.

COLOMBARI, L. F. D. S. **An Approach to Handle Sudden Load Changes on Static Voltage Stability Analysis**. Dissertação (Mestrado) — Dissertação de Mestrado, USP, São Carlos, Brasil., 2017.

DEMELLO, F.; CONCORDIA, C. Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control. **Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on**, PAS-88, n. 4, p. 316–329, 1969. ISSN 0018-9510.

DIAZ-GOMEZ, P. A.; HOUGEN, D. Initial population for genetic algorithms: A metric approach. In: . [S.l.: s.n.], 2007. p. 43–49.

DORF R. C.; BISHOP, R. H. **Sistemas de Controle Modernos**. Rio de Janeiro: LTC, 1998. 137 p. (8 ed.).

EBERLY, T. W.; SCHAEFER, R. C. Voltage versus var/power-factor regulation on synchronous generators. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 38, n. 6, p. 1682–1687, Nov 2002. ISSN 0093-9994.

EDWARDS, F. V. et al. Dynamics of distribution networks with distributed generation. In: **2000 Power Engineering Society Summer Meeting (Cat. No.00CH37134)**. [S.l.: s.n.], 2000. v. 2, p. 1032–1037 vol. 2.

EPE. **Balço Energético Nacional 2017: Ano Base 2016**. [S.l.]: Empresa de Pesquisa Energética, 2017.

FILHO, W. P. B.; AZEVEDO, A. Geração distribuída: vantagens e desvantagens. In: **II Simpósio de estudos e pesquisas em ciências ambientais na Amazônia**. [S.l.: s.n.], 2014.

FREITAS, W. et al. Comparative Analysis Between Synchronous and Induction Machines for Distributed Generation Applications. v. 21, n. 1, p. 301–311, 2006.

_____. Influence of excitation system control modes on the allowable penetration level of distributed synchronous generators. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, v. 20, n. 2, p. 474–480, June 2005. ISSN 0885-8969.

FUCHS, K. et al. Transient stability constrained optimal power flow based on multi-time scale power system models. **Journal of Control, Automation and Electrical Systems**, v. 28, n. 3, p. 418–427, Jun 2017. ISSN 2195-3899. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s40313-017-0304-4>>.

GRODZEVICH, O.; ROMANKO, O. **Normalization and other topics in multi-objective optimization**. 08 2006.

HILL, D. Definition and classification of power system stability. iee/cigre joint task force on stability terms and definitions. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 19, n. 3, p. 1387–1401, 2004.

HUANG, P. .; HSU, Y. . Eigenstructure assignment in a longitudinal power system via excitation control. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 5, n. 1, p. 96–102, Feb 1990. ISSN 0885-8950.

HURLEY, J. D.; BIZE, L. N.; MUMMERT, C. R. The adverse effects of excitation system var and power factor controllers. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, v. 14, n. 4, p. 1636–1645, Dec 1999. ISSN 0885-8969.

IEEE. Ieee standard definitions for excitation systems for synchronous machines. **IEEE Std 421.1-2007 (Revision of IEEE Std 421.1-1986)**, p. 1–33, July 2007.

_____. Ieee recommended practice for excitation system models for power system stability studies - redline. **IEEE Std 421.5-2016 (Revision of IEEE Std 421.5-2005) - Redline**, p. 1–453, Aug 2016.

KAUHANIEMI, K. et al. **Distributed generation â new technical solutions required in the distribution system**. 2004. 15 p.

KE, D. P.; CHUNG, C. Y.; 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**, v. 26, n. 4, p. 2371–2380, Nov 2011. ISSN 0885-8950.

KHALID, A. et al. Comparative assessment of classical and adaptive controllers for automatic voltage regulator. In: . [S.l.: s.n.], 2016. p. 538–543.

KIM, K.; BASLER, M. J.; GODHWANI, A. Supplemental control in a modern digital excitation system. In: **2000 IEEE Power Engineering Society Winter Meeting. Conference Proceedings (Cat. No.00CH37077)**. [S.l.: s.n.], 2000. v. 1, p. 603–608 vol.1.

KSHATRIYA, N. et al. Optimized partial eigenstructure assignment-based design of a combined pss and active damping controller for a dfig. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 25, n. 2, p. 866–876, May 2010. ISSN 0885-8950.

KUIAVA, R. et al. An analysis of the potential impacts of electromechanical oscillations on the stability and power quality of distributed generation systems. In: **Power and Energy Society General Meeting - Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century, 2008 IEEE**. [S.l.: s.n.], 2008. p. 1–7. ISSN 1932-5517.

_____. An analysis of the potential impacts of electromechanical oscillations on the stability and power quality of distributed generation systems. In: **2008 IEEE Power**

and Energy Society General Meeting - Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century. [S.l.: s.n.], 2008. p. 1–7. ISSN 1932-5517.

KUNDUR, P.; BALU, N.; LAUBY, M. **Power System Stability and Control**. McGraw-Hill Education, 1994. (Discussion Paper Series). ISBN 9780070359581. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=2cbvyf8Ly4AC>>.

LIU, K. y. et al. Simplified probabilistic voltage stability evaluation considering variable renewable distributed generation in distribution systems. **IET Generation, Transmission Distribution**, v. 9, n. 12, p. 1464–1473, 2015. ISSN 1751-8687.

LU, J.; CHIANG, H. D.; THORP, J. S. Eigenstructure assignment by decentralized feedback control. **IEEE Transactions on Automatic Control**, v. 38, n. 4, p. 587–594, April 1993. ISSN 0018-9286.

MOORE, B. On the flexibility offered by state feedback in multivariable systems beyond closed loop eigenvalue assignment. **IEEE Transactions on Automatic Control**, v. 21, n. 5, p. 689–692, October 1976. ISSN 0018-9286.

NISE, N. S. **Control Systems Engineering**. Seventh edition. [S.l.]: John Wiley Sons, Inc, 2015.

OWENS, B. The rise of distributed power. **General Electric Ecoomagination**, n. 1, p. 1–45, 2004.

PATEL, A. et al. Integral error based controller design and performance analysis for a topdt process. In: **2016 International Conference on Advances in Computing, Communication, Automation (ICACCA) (Spring)**. [S.l.: s.n.], 2016. p. 1–5.

RESENER, M. **Avaliação do impacto dos controladores de excitação na estabilidade transitória de geradores síncronos conectados em sistemas de distribuição**. Dissertação (Mestrado) — UFRGS, Porto Alegre, Brasil., 2011.

SALIM, R. H. et al. Impact of power factor regulation on small-signal stability of power distribution systems with distributed synchronous generators. **European Transactions**

on **Electrical Power**, John Wiley Sons, Ltd., v. 21, n. 7, p. 1923–1940, 2011. ISSN 1546-3109. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1002/etep.504>>.

SANSAWATT, T.; OCHOA, L. F.; HARRISON, G. P. Integrating distributed generation using decentralised voltage regulation. In: **IEEE PES General Meeting**. [S.l.: s.n.], 2010. p. 1–6. ISSN 1932-5517.

SCHAEFER, R. C.; KIM, K. Power system stabilizer performance with summing point type var/power factor controllers. In: **Conference Record of 2006 Annual Pulp and Paper Industry Technical Conference**. [S.l.: s.n.], 2006. p. 1–7. ISSN 0190-2172.

SHUKLA, J.; DAS, B.; PANT, V. Consideration of small signal stability in multi-objective ds reconfiguration in the presence of distributed generation. **IET Generation, Transmission Distribution**, v. 11, n. 1, p. 236–245, 2017. ISSN 1751-8687.

SILVA, A. M. B. da et al. Performance analysis of distributed synchronous generators with controllers equipped with switchable operating modes. **IEEE Latin America Transactions**, v. 14, n. 5, p. 2280–2290, May 2016. ISSN 1548-0992.

TARCHALA, G. Influence of the sign function approximation form on performance of the sliding-mode speed observer for induction motor drive. In: **2011 IEEE International Symposium on Industrial Electronics**. [S.l.: s.n.], 2011. p. 1397–1402. ISSN 2163-5137.

ANEXO A

APÊNDICE

A.1 Parâmetros dos Controladores

As tabelas apresentadas nesta seção apresentam os valores dos parâmetros sintonizados via função multiobjetivo e mono-objetivo normalizada que foram empregados nas funções de transferência dos controladores, as quais são agregadas ao sistema nas análises e testes realizados.

A Tabela A.1 apresenta os parâmetros sintonizados dos controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada considerando os pesos w_i referentes ao caso 1.

Tabela A.1: Parâmetros sintonizados via função mono-objetivo normalizada - caso 1. Fonte: A autora (2019)

Parâmetros	K_i	T_{1_i}	T_{2_i}	T_{3_i}	T_{4_i}	T_{w_i}
Controlador de var/fp	0,1399	0,0238	0,0302	0,0237	0,0302	3,000
Estabilizador	0,5001	0,2701	0,0809	0,0809	0,2701	3,000

A Tabela A.2 apresenta os parâmetros sintonizados dos controladores obtidos via função multiobjetivo considerando os pesos w_i referentes ao caso 1.

Tabela A.2: Parâmetros sintonizados via função multiobjetivo - caso 1. Fonte: A autora (2019)

Parâmetros	K_i	T_{1_i}	T_{2_i}	T_{3_i}	T_{4_i}	T_{w_i}
Controlador de var/fp	18,9043	0,2993	0,1053	0,3285	0,1077	5,7150
Estabilizador	1,7096	0,0966	0,0325	0,0288	0,0972	3,0000

A Tabela A.3 apresenta os parâmetros sintonizados dos controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada considerando os pesos w_i referentes ao caso 2.

Tabela A.3: Parâmetros sintonizados via função mono-objetivo normalizada - caso 2. Fonte: A autora (2019)

Parâmetros	K_i	T_{1_i}	T_{2_i}	T_{3_i}	T_{4_i}	T_{w_i}
Controlador de var/fp	20,000	0,3297	0,0998	0,3297	0,0998	20,000
Estabilizador	1,8568	0,0965	0,0237	0,0237	0,0964	3,0001

A Tabela A.4 apresenta os parâmetros sintonizados dos controladores obtidos via função mono-objetivo normalizada considerando os pesos w_i referentes ao caso 3.

Tabela A.4: Parâmetros sintonizados via função mono-objetivo normalizada - caso 3.
 Fonte: A autora (2019)

Parâmetros	\bar{K}_i	\bar{T}_{1_i}	\bar{T}_{2_i}	\bar{T}_{3_i}	\bar{T}_{4_i}	\bar{T}_{w_i}
Controlador de var/fp	19,3066	0,3294	0.1650	0,2167	0,1286	3,1317
Estabilizador	19,3066	0,1025	0,0377	0,0382	0,1058	4,2474

ANEXO B

ANEXO

B.1 Parâmetros do sistema teste

Este anexo contém os dados elétricos da rede elétrica de distribuição do sistema teste, como dados dos transformadores, linhas, cargas e gerador, conforme proposto por FREITAS et al. (2006).

Parâmetros do transformador 1

A Tabela B.1 apresenta os dados do transformador T_1 empregado no sistema teste.

Tabela B.1: Dados do transformador 1. Fonte: (FREITAS et al., 2006).

Resistência do enrolamento do primário (pu) R_1	0,005
Reatância do enrolamento do primário (pu) X_1	0,02
Resistência do enrolamento do secundário (pu) R_2	0,005
Reatância do enrolamento do secundário (pu) X_2	0,02

Parâmetros do transformador 2

A Tabela B.2 apresenta os dados do transformador T_2 empregado no sistema teste.

Tabela B.2: Dados do transformador 2. Fonte: (FREITAS et al., 2006).

Resistência do enrolamento do primário (pu) R_1	0,0046
Reatância do enrolamento do primário (pu) X_1	0,02
Resistência do enrolamento do secundário (pu) R_2	0,0046
Reatância do enrolamento do secundário (pu) X_2	0,02

Parâmetros do transformador do gerador

A Tabela B.3 apresenta os dados do transformador do gerador empregado no sistema teste.

Tabela B.3: Dados do transformador do gerador. Fonte: (FREITAS et al., 2006).

Resistência do enrolamento do primário (pu) R_1	0,005
Reatância do enrolamento do primário (pu) X_1	0,02
Resistência do enrolamento do secundário (pu) R_2	0,005
Reatância do enrolamento do secundário (pu) X_2	0,02

Parâmetros do gerador

A Tabela B.4 apresenta os dados do gerador síncrono empregado no sistema teste.

Parâmetros das linhas

A Tabela B.5 apresenta os valores das impedâncias de linha do sistema teste.

Tabela B.4: Dados do gerador. Fonte: (FREITAS et al., 2006).

Reatância do eixo d (pu) X_d	1,4000
Reatância do eixo q (pu) X_q	1,3720
Reatância transitória do eixo d (pu) X'_d	0,2310
Reatância transitória do eixo q (pu) X'_q	0,8000
Reatância subtransitória do eixo d (pu) X''_d	0,1180
Reatância subtransitória do eixo q (pu) X''_q	0,1180
Reatância de dispersão (pu) X_l	0,0500
Resistência da armadura (pu) R_a	1,2500
Contante de tempo subtransitória (s) T'_{d0}	5,5000
Contante de tempo subtransitória (s) T'_{q0}	1,2500
Contante de tempo subtransitória (s) T''_{d0}	0,0500
Contante de tempo subtransitória (s) T''_{q0} (s)	0,1900
H (s)	0,1900

Tabela B.5: Dados das impedâncias de linha. Fonte: (FREITAS et al., 2006).

Z_{23}	$0,4860 + j2,0885 \Omega$
Z_{34}	$2,6000 + j4,5239 \Omega$
Z_{24}	$2,3400 + j3,7322 \Omega$
Z_{45}	$1,3000 + j2,2619 \Omega$

B.2 Parâmetros do sistema de excitação, reguladores, estabilizador e controladores

Este anexo contém os dados do sistema de excitação, regulador de velocidade e controlador de var/fp, conforme proposto por SILVA et al. (2016).

Parâmetros do sistema de excitação

A Tabela B.6 apresenta os parâmetros do sistema de excitação do gerador apresentado no sistema teste.

Tabela B.6: Dados do sistema de excitação. Fonte: Adaptado de (SILVA et al., 2016).

Ganho de amplificação k_a	200
Ganho de estabilização k_f	0,5
Ganho da excitatriz k_e	1,0
Constante de tempo de amplificação (s) τ_a	0,02
Constante de tempo estabilização (s) τ_f	1,0
Constante de tempo da excitatriz (s) τ_e	0,8

Parâmetros do controlador de velocidade

A Tabela B.7 apresenta os parâmetros do regulador de velocidade do gerador apresentado no sistema teste.

Tabela B.7: Dados do controlador de velocidade. Fonte: (SILVA et al., 2016).

Ganho de regulação $G/2\pi f_0$	-0,000265
Constante de tempo do flyballs (s) T_{fb}	0,2
Constante de tempo (s) T_1	0,3
Constante de tempo (s) T_2	1
Constante de tempo (s) T_3	1
Constante de tempo (s) T_4	0
Constante de tempo (s) T_5	0,3