

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ
INSTITUTO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**ESTUDOS DE GERADORES DISTRIBUÍDOS DE GRANDE PORTE
CONECTADOS AO SISTEMA ELÉTRICO VIA CONVERSORES CC-CA
APLICADOS AO PROJETO DE ESTABILIZADORES DE SISTEMAS
DE POTÊNCIA**

MARIA DA CONCEIÇÃO PEREIRA FONSECA

TD: 17/2015

UFPA / ITEC / PPGEE
Campus Universitário do Guamá
Belém-Pará-Brasil

2015

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ
INSTITUTO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

MARIA DA CONCEIÇÃO PEREIRA FONSECA

**ESTUDOS DE GERADORES DISTRIBUÍDOS DE GRANDE PORTE
CONECTADOS AO SISTEMA ELÉTRICO VIA CONVERSORES CC-CA
APLICADOS AO PROJETO DE ESTABILIZADORES DE SISTEMAS
DE POTÊNCIA**

TD: 17/2015

UFPA / ITEC / PPGEE
Campus Universitário do Guamá
Belém-Pará-Brasil

2015

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ
INSTITUTO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

MARIA DA CONCEIÇÃO PEREIRA FONSECA

**ESTUDOS DE GERADORES DISTRIBUÍDOS DE GRANDE PORTE
CONECTADOS AO SISTEMA ELÉTRICO VIA CONVERSORES CC-CA
APLICADOS AO PROJETO DE ESTABILIZADORES DE SISTEMAS
DE POTÊNCIA**

Tese de Doutorado submetida à Banca Examinadora do Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Pará para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Elétrica na área de concentração em Sistemas de Energia Elétrica.

UFPA / ITEC / PPGEE
Campus Universitário do Guamá
Belém-Pará-Brasil

2015

Dados Internacionais de Catalogação-na-Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFPA

Fonseca, Maria da Conceio Pereira, 1974-

Estudos de geradores distribuídos de grande porte conectados ao sistema elétrico via conversores cc-ca aplicados ao projeto de estabilizadores de sistemas de potência / Maria da Conceio Pereira Fonseca. - 2015.

Orientador: Walter Barra Junior.

Tese (Doutorado) - Universidade Federal do Pará, Instituto de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Belém, 2015.

1. Sistemas de energia elétrica - estabilidade. 2. Geração distribuída de energia elétrica. 3. Conversores de corrente elétrica.
I. Título.

CDD 23. ed. 621.3191

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ
INSTITUTO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**ESTUDOS DE GERADORES DISTRIBUÍDOS DE GRANDE PORTE CONECTADOS
AO SISTEMA ELÉTRICO VIA CONVERSORES CC-CA APLICADOS AO
PROJETO DE ESTABILIZADORES DE SISTEMAS DE POTÊNCIA**

AUTORA: **MARIA DA CONCEIÇÃO PEREIRA FONSECA**

TESE DE DOUTORADO SUBMETIDA À AVALIAÇÃO DA BANCA EXAMINADORA
APROVADA PELO COLEGIADO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA ELÉTRICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ E JULGADA
ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM ENGENHARIA
ELÉTRICA NA ÁREA DE CONCENTRAÇÃO DE SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA
APROVADA EM ____/____/____

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Walter Barra Junior (ITEC / UFPA) – **Orientador**

Prof. Dr. João Tavares Pinho (UFPA) - **Membro da Banca Examinadora**

Prof. Dr. Carlos Tavares da Costa Junior (UFPA) - **Membro da Banca Examinadora**

Prof. Dr. André Maurício Damasceno Ferreira (UFPA) - **Membro da Banca Examinadora**

Prof. Dr. Francisco Damasceno Freitas (UNB) - **Membro da Banca Examinadora**

Visto: _____

Prof. Dr. Evaldo Gonçalves Pelaes - **Coordenador do PPGEE / ITEC / UFPA**

" Há homens e mulheres que lutam um dia e são bons, há outros que lutam um ano e são melhores, há os que lutam muitos anos e são muito bons. Mas há os que lutam toda a vida e estes são imprescindíveis "
Bertold Brecht (adaptado)

“Orientar os que não têm problemas, os que já nasceram vitoriosos, é muito fácil. Bastam-lhes pequenas correções de rumo. Mas, o mérito maior é sempre o de pegar os que têm dificuldades, dar-lhes o ânimo necessário para que acreditem no seu potencial, transformando-lhes também em vitoriosos”

Prof. Dr. Raimundo Nazareno Cunha Alves (1954-2004)

DEDICATÓRIA

*Para minha família, por serem meus maiores
incentivadores e, principalmente, um suporte para
as aventuras que eu decidi viver.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço, primeiramente, ao Pai Celestial, que com sua sabedoria tem proporcionado-me muitos desafios e alegrias nesta vida.

Ao Professor Dr. Walter Barra Junior, meu orientador, pela competência científica e acompanhamento do trabalho, pela disponibilidade e generosidade reveladas ao longo destes anos, assim como pelas críticas, correções e sugestões relevantes feitas durante a orientação, ensinando-me com prazer e dedicação, bem como pela disponibilidade e amizade então demonstrada.

À Universidade Federal do Pará, ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE) e ao CNPq, pela oportunidade de estudar no curso de doutorado, onde pude realizar este trabalho, possibilitando-me tempo e suporte financeiro.

Aos Professores Doutores: Selênio Rocha Silva (*in memoriam*) (UFMG), Francisco Damasceno Freitas (UNB), André Maurício Damasceno Ferreira (IFPA), João Tavares Pinho (UFPA), Carlos Tavares da Costa Junior (UFPA) e Ubiratan Holanda Bezerra (UFPA), pelas valiosas sugestões e recomendações apresentadas por ocasião do exame de qualificação e também no final da tese.

Ao professor Dr. José Augusto Lima Barreiros pelas orientações e ajuda financeira no desenvolvimento dos testes práticos.

A todos os amigos do laboratório, Florindo, Erick, Cleonor, Renan, Fabrício, Fernando, Leiliane, Sadala e muitos outros que passaram pelo laboratório no decorrer do desenvolvimento desta tese, na troca de conhecimentos e amigável trabalho em equipe. Em especial ao amigo Marcão (Marcos Ciro Martins Gomes) por ter contribuições importantes no desenvolvimento desde o início deste trabalho.

À minha tia Zebina e toda sua família, por me receberem em sua casa para que eu tivesse a oportunidade de estudar.

Ao professor MSc. Luiz Haroldo de Melo e Silva pelo auxílio financeiro em parte da minha formação. Sua ajuda foi de grande importante, em um momento bastante especial, sendo um dos pontos chaves para ter suporte para chegar a defender esta tese.

Aos meus filhos, Vitor e Sara, pela paciência nas minhas ausências, transmitindo-me sempre muito amor nas minhas chegadas.

À minha irmã Líbia que foi o meu suporte ajudando-me a cuidar dos meus filhos quando eu precisei ausentar-me.

Aos meus pais, Benedito e Raimunda por serem visionários quando decidiram mandar-me para estudar em Belém, porque queriam que os seus filhos tivessem a oportunidade de estudar que eles não tiveram, mesmo que tivessem que sofrer as dores da distância e ausência devido a saída do seio familiar, possibilitando-me, dessa forma, conseguir chegar até este ponto.

Em especial ao meu companheiro, Adolfo, que sempre esteve comigo apoiando-me nas minhas escolhas, dando-me estrutura para o desenvolvimento deste trabalho e, pela valiosa ajuda nos testes finais, sempre que necessário, principalmente nos testes práticos.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO	1
1.1 INTRODUÇÃO.....	1
1.2 ESTADO DA ARTE	7
1.2.1 – IMPACTO SOBRE A ESTABILIDADE DO SISTEMA.....	8
1.2.2 – MODELOS LINEARIZADOS	12
1.3 PRINCIPAIS CONTRIBUIÇÕES DESTA TESE.....	14
1.4 TRABALHOS CIENTÍFICOS PRODUZIDOS DURANTE O DOUTORAMENTO..	15
1.5 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	18
CAPÍTULO 2 – MODELOS NÃO LINEARES DO SISTEMA DE POTÊNCIA CONSIDERANDO GERAÇÃO SÍNCRONA E GERAÇÃO DISTRIBUÍDA.....	20
2.1 INTRODUÇÃO.....	20
2.2 MODELAGEM DO SISTEMA	20
2.2.1 MODELO DO GERADOR SÍNCRONO	21
2.2.2 MODELO DO GERADOR DISTRIBUÍDO	24
2.3 CONCLUSÃO.....	26
CAPÍTULO 3 - MODELO LINEARIZADO DO SISTEMA ELÉTRICO DE POTÊNCIA PROPOSTO	27
3.1 INTRODUÇÃO.....	27
3.2 MODELAGEM ORIENTADA A CONTROLE DO SISTEMA.....	27

3.2.1 EQUAÇÕES ALGÉBRICAS LINEARES DE INTERFACE COM A REDE.....	28
3.2.2 LINEARIZANDO A EQUAÇÃO DE POTÊNCIA ATIVA DO GERADOR DISTRIBUÍDO P_3	30
3.2.3 LINEARIZANDO AS EQUAÇÕES DE ESTADO DO GERADOR SÍNCRONO INCLUÍDO A DINÂMICA DO RAT	30
3.2.4 LINEARIZANDO AS EQUAÇÕES DA CORRENTE DO GERADOR DISTRIBUÍDO.....	31
3.2.5 MODELO EM ESPACO DE ESTADO DO SISTEMA PROPOSTO	32
3.3 CONCLUSÃO.....	34
CAPÍTULO 4 - DESENVOLVIMENTO E ANÁLISE DE UM MODELO ORIENTADO PARA FINS DE PROJETO DE CONTROLADORES AMORTECEDORES.....	35
4.1 INTRODUÇÃO.....	35
4.2 MODELO ORIENTADO A CONTROLE.....	35
4.3 ANÁLISE DAS CONTRIBUIÇÕES DE TORQUE SINCRONIZANTE E DE TORQUE DE AMORTECIMENTO.....	37
4.3.1 ANÁLISE DOS GANHOS DOS CANAIS QUE CONTRIBUEM PARA O TORQUE ELÉTRICO ATUANDO NO EIXO DO GERADOR SÍNCRONO	38
4.3.2 ANÁLISE DOS GANHOS DOS CANAIS ATUANDO VIA REGULADOR AUTOMÁTICO E SISTEMA DE EXCITAÇÃO DO GERADOR SÍNCRONO.....	41
4.3.3 ANÁLISE DOS GANHOS DOS CANAIS ATUANDO ATRAVÉS DO REGULADOR DE CORRENTE DO INVERSOR DO GERADOR DISTRIBUÍDO....	44
4.4 MODELOS LINEARIZADOS PARA FINS DE PROJETO DE CONTROLADORES AMORTECEDORES	48
4.5 CONCLUSÃO.....	50

CAPÍTULO 5 - ANÁLISE DA CONTRIBUIÇÃO DAS COMPONENTES DE TORQUES SINCRONIZANTE E DE AMORTECIMENTO DEVIDO À INFLUÊNCIA DO GERADOR DISTRIBUIDO.....	51
5.1 INTRODUÇÃO.....	51
5.2 CÁLCULO DAS PARCELAS DE CONTRIBUIÇÃO DE TORQUE SINCRONIZANTE E DE TORQUE DE AMORTECIMENTO.....	52
5.2.1 CONTRIBUIÇÃO DEVIDO AO CANAL DE $\Delta E'_q$	52
5.2.2 CÁLCULO DA CONTRIBUIÇÃO DE TORQUE SINCRONIZANTE E TORQUE DE AMORTECIMENTO DEVIDO AO CANAL DE ΔI_{3D} E ΔI_{3Q}	54
5.2.3 ESTIMAÇÃO DA CONTRIBUIÇÃO TOTAL DE TORQUE SINCRONIZANTE E TORQUE DE AMORTECIMENTO VIA PRINCÍPIO DA SUPERPOSIÇÃO	55
5.3 CONCLUSÃO.....	55
CAPÍTULO 6 - RESULTADOS DE TESTES DE SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS	56
6.1 INTRODUÇÃO.....	56
6.2 DESCRIÇÃO DO SISTEMA TESTE.....	56
6.3 CONDIÇÕES DE OPERAÇÃO SIMULADAS	57
6.4 ANÁLISE DO AMORTECIMENTO RELATIVO DO MODO ELETROMECAÂNICO DOMINANTE.....	58
6.5 TRAJETÓRIA DOS AUTOVALORES DO MODO ELETROMECAÂNICO DOMINANTE COM O AUMENTO DA POTÊNCIA DO GERADOR DISTRIBUÍDO..	59
6.6 EFEITO DAS CONDIÇÕES DE CARREGAMENTO DOS GERADORES NAS COMPONENTES DE TORQUE SINCRONIZANTE E DE TORQUE DE AMORTECIMENTO	61

6.6.1 EFEITOS NO COEFICIENTE DE TORQUE SINCRONIZANTE	61
6.6.2 EFEITOS NO COEFICIENTE DE TORQUE DE AMORTECIMENTO.....	62
6.7 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE NO MODELO PARA PROJETO DE ESTABILIZADORES DE SISTEMA DE POTÊNCIA (ESP).....	63
6.8 PROJETO DE ESTABILIZADOR DE SISTEMA DE POTÊNCIA (ESP).....	64
6.9 AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DO ESP FIXO.....	65
6.10 INTERAÇÃO COM UM DISPOSITIVO TCSC FACTS EQUIPADO COM CONTROLE DE REGULAÇÃO DE FLUXO DE POTÊNCIA	68
6.11 CONCLUSÃO.....	72
CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES	73
7.1 DISCUSSÕES DA PESQUISA	73
7.2 PESQUISAS FUTURAS.....	74
7.2.1 SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS COM SISTEMAS MULTIMÁQUINAS CLÁSSICOS.....	74
7.2.2 SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS COM DADOS DE UM SISTEMA MULTIMÁQUINAS REAL.....	75
7.2.3 TESTES EM LABORATÓRIO DO MODELO DE SISTEMAS DE POTÊNCIA	76
7.2.4 PROJETO DE ESP UTILIZANDO O MODELO PROPOSTO E CONTROLE ROBUSTO PARA SINTONIZAR O SISTEMA.....	77
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	78
APÊNDICE A - DETALHAMENTO DOS CÁLCULOS DOS COEFICIENTES DE LINEARIZAÇÃO SO SISTEMAS DE POTÊNCIA PROPOSTO	83
A.1. INTRODUÇÃO.....	83

A.2. REPRESENTAÇÃO DAS EQUAÇÕES DA REDE.....	83
A.2.1. LINEARIZAÇÃO DO FASOR CORRENTE \bar{I}_2 DO GERADOR SÍNCRONO EM FUNÇÃO DAS VARIÁVEIS DE ESTADOS DO MODELO NÃO LINEAR DO SISTEMA DE POTÊNCIA	84
A.2.2. LINEARIZAÇÃO O FASOR TENSÃO \bar{V}_3 DO GERADOR DISTRIBUÍDO EM FUNÇÃO DAS VARIÁVEIS DE ESTADOS DO MODELO NÃO LINEAR DO SISTEMA DE POTÊNCIA	88
A.2.3. LINEARIZAÇÃO DA POTÊNCIA ELÉTRICA DO GERADOR SÍNCRONO .	90
A.2.4. LINEARIZAÇÃO DA TENSÃO TERMINAL DO GERADOR SÍNCRONO....	91
A.2.5. LINEARIZAÇÃO DA POTÊNCIA ATIVA FORNECIDA PELO GERADOR DISTRIBUÍDO.....	92
A.2.6. LINEARIZAÇÃO DO MODELO DO GERADOR SÍNCRONO	92
A.2.7. LINEARIZAÇÃO DO CONTROLE MODO CORRENTE DO INVERSOR	95
A.2.8. LINEARIZAÇÃO DAS CORRENTES DE REFERÊNCIA DO GERADOR DISTRIBUÍDO.....	95
A.2.9. REPRESENTAÇÃO EM ESPAÇO DE ESTADO DO SISTEMA LINEARIZADO	98
 APÊNDICE B - DETALHAMENTO DAS FÓRMULAS DE CONTRIBUIÇÃO DOS TORQUES SINCRONIZANTE E DE AMORTECIMENTO PARA O SISTEMA COM GERADOR DISTRIBUIDO.....	100
B.1. INTRODUÇÃO	100
B.2. DEDUÇÃO DAS FORMULAS DO TORQUE ELÉTRICO DO GERADOR SÍNCRONO CONSIDERANDO A INFLUÊNCIA DO GERADOR DISTRIBUIDO DE GRANDE PORTE.....	100

B.2.1. CÁLCULO DA EQUAÇÃO DA VARIAÇÃO DA CORRENTE DO GD ΔI_{3d} E ΔI_{3q}	101
B.2.2. CÁLCULO DA EQUAÇÃO DA VARIAÇÃO DA COMPONENTE EM QUADRATURA DA TENSÃO INTERNA GS $\Delta E'_q$	102
B.2.3. CÁLCULO DA CONTRIBUIÇÃO DO TORQUE DE SINCRONISMO E DO TORQUE DE AMORTECIMENTO DE $\Delta E'_q$	103
B.2.4. CÁLCULO DA CONTRIBUIÇÃO DO TORQUE DE SINCRONISMO E DE AMORTECIMENTO DEVIDO A COMPONENTE DO EIXO DIRETO DA CORRENTE DO GD ΔI_{3d}	105
B.2.5. CÁLCULO DA CONTRIBUIÇÃO DO TORQUE DE SINCRONISMO E DE AMORTECIMENTO DEVIDO A COMPONENTE DO EIXO DIRETO DA CORRENTE DO GD ΔI_{3q}	106
B.2.6. CÁLCULO DA CONTRIBUIÇÃO DO TORQUE DE SINCRONISMO E DE AMORTECIMENTO TOTAL	106

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1-1 – As quatro maiores hidrelétricas do mundo em potência instalada.	3
Figura 1-2 – As quatro maiores usinas nucleares do mundo em potência instalada.	3
Figura 1-3 – Usinas termelétricas.	4
Figura 1-4 - As quatro maiores usinas solares fotovoltaicas do mundo em potência instalada.	5
Figura 1-5 - Os quatro maiores parques eólicos do mundo em potência instalada.	6
Figura 1-6 – Células a combustível.	6
Figura 2-1 – Modelo do sistema de potência para estudo da influência de geradores distribuídos de grande porte sobre a estabilidade eletromecânica do sistema de potência interligado.	21
Figura 2-2 - Modelo do gerador distribuído considerando a dinâmica do controle em modo corrente.	25
Figura 2-3 - Representação do desacoplamento da dinâmica das componentes da corrente no modelo de GD.	25
Figura 4-1 – Modelo linearizado em diagrama de blocos do sistema de potência, incluindo a influência de geração distribuída de grande porte.	36
Figura 4-2 - Destaque dos somatórios do modelo de sensibilidade para análise do grau de influência dos parâmetros nas componentes de torque sincronizante e de torque de amortecimento no eixo do gerador síncrono.	38
Figura 4-3 – Efeitos da variação dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono (ponto de soma (a), na Figura 4.2), considerando a variação da potência ativa do gerador distribuído.	39
Figura 4-4 – Efeitos da variação conjunta das potências ativas do gerador síncrono e do gerador distribuído e observando-se a variação dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono (ponto de soma (a), na Figura 4.2).	40

- Figura 4-5** – Efeitos da variação dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono (ponto de soma (a), na Figura 4.2), considerando a variação do comprimento da linha que separa os dois geradores.....41
- Figura 4-6** – Efeitos da variação dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono (ponto de soma (b), na Figura 4.2), considerando a variação da potência ativa do gerador distribuído.....42
- Figura 4-7** – Efeitos da variação dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono (ponto de soma (b), na Figura 4.2), considerando a variação do comprimento da linha que separa os dois geradores.....42
- Figura 4-8** – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem na referência do RAT do gerador síncrono (ponto de soma (c), na Figura 4.2.), considerando a variação da potência ativa do gerador distribuído.....43
- Figura 4-9** – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem na referência do RAT do gerador síncrono (ponto de soma (c), na Figura 4.2.), considerando a variação do comprimento da linha que separa os dois geradores.44
- Figura 4-10** – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem no ponto de referência do regulador de corrente do inversor do gerador distribuído (ponto de soma (d)), na Figura 4.2), considerando-se a variação da potência ativa do gerador distribuído.45
- Figura 4-11** – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem no ponto de referência do regulador de corrente do inversor do gerador distribuído (ponto de soma (d)), na Figura 4.2), considerando a variação do comprimento da linha que separa os dois geradores.....46
- Figura 4-12** – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem no ponto de referência do regulador de corrente do inversor do gerador distribuído (ponto de soma (e)), na Figura 4.2), considerando-se a variação da potência ativa do gerador distribuído.46
- Figura 4-13** – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem no ponto de referência do regulador de corrente do inversor do gerador distribuído (ponto de soma (e)), na Figura 4.2), considerando a variação do comprimento da linha que separa os dois geradores.....47

Figura 4-14 – Modelo linearizado do sistema de potência, incluindo a influência de geração distribuída operando em nível de baixa potência.	48
Figura 4-15 - Modelo linearizado do sistema de potência, incluindo a influência de geração distribuída operando em nível de média potência.	49
Figura 4-16 - Modelo linearizado do sistema de potência, incluindo a influência de geração distribuída operando em nível de alta potência.	49
Figura 6-1 - Sistema de potência teste.....	56
Figura 6-2 - Seleção de conjuntos de condições de operação usados para o estudo.....	58
Figura 6-3 – Amortecimento Relativo, ζ , como uma função da condição de operação (para a seleção de um conjunto de 104 condições de operação do sistema).	59
Figura 6-4 - Trajetória dos autovalores para sistema eletromecânico dominante em função da variação das potências ativas dos geradores síncrono e distribuído.....	60
Figura 6-5 – Coeficiente de torque sincronizante em função de vários níveis de potência ativa do gerador síncrono e do gerador distribuído.....	61
Figura 6-6 – Coeficiente de torque de amortecimento em função de vários níveis de potências ativas tanto do gerador síncrono quanto do gerador distribuído.	62
Figura 6-7 – Modelo simplificado do sistema de potência linearizado.....	63
Figura 6-8 – Resposta do desvio do ângulo de potência, $\Delta\delta$, para o modelo do sistema completo (linha tracejada) e para o modelo do sistema simplificado (linha cheia).	64
Figura 6-9 – Resposta da potência ativa do gerador síncrono em malha fechada para uma variação degrau (0,05 p.u.) no ponto de referência do regulador automático de tensão.	66
Figura 6-10 – Comparação do desempenho do controle do ESP no modelo não linear (linha tracejada) com o modelo linear (linha sólida).	67
Figura 6-11 – Degradação do desempenho do ESP (redução monotônica do amortecimento relativo) para o nível de crescimento da potência ativa do gerador distribuído na área.....	67

Figura 6-12 – Detalhes da trajetória dos autovalores eletromecânicos dominantes, sob o controle do ESP projeto, para $P_{GS} = 0,8 p.u.$ e P_{GD} variando na faixa de $P_{GD} = [0,0-1,2] p.u.$	68
Figura 6-13 – Um modelo dinâmico para um dispositivo FACTS TCSC operando no modo de regulação de potência.	69
Figura 6-14 – Sistema de potência teste com a presença de um TCSC.	69
Figura 6-15 – Modelo linearizado em diagrama de blocos do sistema de potência, incluindo a influência de geração distribuída de grande porte e o dispositivo TCSC.....	70
Figura 6-16 – Avaliação do efeito dessintonizante devido a um valor elevado de ganho proporcional K do controlador PI do TCSC.....	71
Figura 6-17 – Avaliação do efeito dessintonizante provocado por um aumento do nível de geração de potência ativa do GD, quando o sistema está operando com ESP e TCSC.	71
Figura A. 1 – Sistema de potência proposto representado com injeção de corrente através dos nós dos geradores.	83

LISTA DE TABELAS

Tabela 6.1 - Parâmetros do gerador síncrono [ANDERSON e FOUAD, 2002].	57
Tabela 6.2 - Parâmetros do regulador automático de tensão [ANDERSON e FOUAD, 2002].	57
Tabela 6.3 - Parâmetros do transformador [FONSECA, <i>et al.</i> , 2012].	57
Tabela 6.4 - Parâmetros das linhas de transmissão [FUCHS, 1977].	57

RESUMO

Nesta tese apresenta-se um estudo que objetiva desenvolver modelos lineares adequados ao estudo de estabilidade em sistemas de potência interligados que incorporem grandes geradores distribuídos conectados à rede via inversor. Para esse fim, um modelo do tipo Heffron-Phillips estendido foi desenvolvido para um sistema de teste que é constituído por um gerador distribuído de grande porte, e de um gerador síncrono, ambos de potências similares e interligados a um sistema de porte muito maior (barra infinita). Devido à presença do gerador distribuído e de seu subsistema de controle de corrente, o modelo estendido apresenta um conjunto de canais que se originam no subsistema de regulação de corrente do gerador distribuído e chegam até o ponto de soma dos torques atuando no eixo do *loop* eletromecânico do gerador síncrono. Através de considerável número de testes computacionais, e para uma ampla gama de condições de operação, foram avaliadas as importâncias relativas dos novos ganhos de canal. Verificou-se, então, que os ganhos associados aos caminhos diretos são aqueles que possuem influência predominante na contribuição do gerador distribuído para os torques de sincronismo e de amortecimento que atuam no eixo do gerador síncrono. Além disso, os valores dos novos ganhos mostraram-se desprezíveis quando o nível de geração do gerador distribuído torna-se bastante reduzido. Esta observação permitiu efetuar simplificações adicionais ao modelo proposto, a fim de se obter um modelo mais adequado ao projeto de Estabilizadores de Sistema de Potência (ESP) para tal classe de sistemas de potência. Além disso, novas fórmulas são propostas na tese para estimar os valores dos coeficientes dos torques de sincronismo e de amortecimento, em função do nível de geração de potência ativa do gerador distribuído. Para o sistema teste, um ESP foi projetado utilizando-se o modelo simplificado e, subsequentemente, sua degradação de desempenho foi investigada para um grande conjunto de condições de operação do sistema. Os resultados mostraram uma considerável dessintonia no desempenho do ESP para elevado nível de potência ativa pelo gerador distribuído, em comparação com o nível de geração do gerador síncrono. Testes complementares foram realizados com o objetivo de avaliar possíveis efeitos adversos de uma interação entre o ESP e o controle Proporcional e Integral (PI) de um dispositivo FACTS – TCSC (Flexible AC Transmission Systems - Thyristor Controlled Series Compensator). Verificou-se que é necessário evitar operar o controlador PI (Proporcional e Integral) com ganhos muito elevados, de forma a não reduzir substancialmente a estabilidade do sistema.

Palavras-chave: Estabilizador de Sistema de Potência, geração distribuída, modelagem de sistemas de potência, oscilações eletromecânicas.

ABSTRACT

This thesis presents a study to develop linear models suitable for conducting stability studies in interconnected electrical power systems that include large utility-scale inverter-connected power stations. To that end, an extended Heffron-Phillips-type model was developed for a study power system consisting of a utility-scale inverter-connected power source and a synchronous generator, both of which having similar power ratings and being interconnected to a larger power system (infinite bus bar). Due to the presence of the distributed generator and associated current regulating control subsystem, the extended model presents a set of signal channels originating at the current regulation subsystem of the distributed generator and arriving at the torque summing point of the synchronous generator. By performing a large set of computational tests, for a wide range of operating conditions, the relative importance of these new channel gains were assessed. It was found that the gains associated with the direct paths have a predominant influence on the contribution of the distributed generator for both synchronizing as well as damping torques actuating on the synchronous generator shaft. Furthermore, the values of these path gains prove to be negligible when the generation level of the distributed generator is rather reduced. This observation allowed for performing further model simplifications in order to obtain a more suitable model for Power System Stabilizers (PSS) design for such class of power systems. In addition, new formulae are proposed hereby which allow for estimating the values of the synchronizing and damping torque coefficients as a function of the active power generation level of the distributed generator. For the test power system, a PSS damping controller was designed by using the developed simplified model. Subsequently, the PSS performance degradation has been investigated for a large set of operating conditions, The results showed considerable PSS performance detuning for those operating conditions corresponding to increased generating level at the distributed generator in comparison to synchronous active power generating level. Supplementary computational tests were performed to evaluate potential adverse interacting effects between the PSS and the proportional and integral (PI) control of a TCSC FACTS device in the area. It was found that moderate values must be chosen in order not to substantially reduce the system stability.

Keywords: Power System Stabilizers, distributed generation, power system modeling, electromechanical oscillations.

Capítulo 1 – INTRODUÇÃO

1.1 INTRODUÇÃO

Em geral, sistemas elétricos de potência possuem um objetivo comum que é o de gerar, transmitir e distribuir energia elétrica ao consumidor. Entretanto, dependendo da localização geográfica, de medidas políticas e de questões ambientais, os sistemas elétricos podem apresentar diferenças significativas em seus modos de operação. Hoje, em âmbito mundial, há uma mudança sistêmica na forma de gerar energia. Antes, em sua maioria, a geração de energia era concentrada e baseada em grandes usinas localizadas a longa distância das cargas principais. Atualmente, pode-se observar que a geração de energia opera tanto com geradores na tradicional configuração concentrada quanto com geradores na configuração distribuída, com a geração mais próxima do consumidor [YAZDANI *et al.*, 2011]. Essa mudança está relacionada com os avanços da tecnologia – por exemplo, melhorias na comunicação, avanços no desenvolvimento dos dispositivos de eletrônica de potência, progressos na engenharia de controle e automação, modernos processadores digitais, além das melhorias nos dispositivos de proteção, têm contribuído para uma convergência em direção a um sistema elétrico mais distribuído, composto por fontes de energias não convencionais conectadas às fontes tradicionais [YAZDANI *et al.*, 2011, FONSECA *et al.*, 2012]. Além disso, outros fatores também influenciam nas mudanças do sistema elétrico, incluindo os consideráveis incentivos governamentais e a liberalização dos mercados de eletricidade, o que contribui para modificações importantes na topologia e sistemática de operação de sistemas elétricos.

Este novo cenário tem levado a uma crescente necessidade de desenvolvimento de modelos mais aprimorados, os quais possam servir como ferramentas para estudos mais aprofundados dessa nova configuração do sistema, considerando-se diversos tipos de geradores e dispositivos atualmente existentes. Tais modelos aprimorados são de fundamental importância para a realização de estudos mais detalhados do modo como as novas formas de geração impactam na dinâmica do sistema elétrico de potência.

O conceito de *geração distribuída* possui diversos significados na literatura técnica da área, uma vez que tal conceito parece ainda estar em fase de consolidação [YAZDANI *et al.*, 2011]. Alguns autores têm usado o termo *geração distribuída* para denotar geração dispersa, ou seja, a geração que não se encontra concentrada em grandes usinas; mas sim, suprida por

pequenos geradores espalhados em uma determinada área de geração. Por outro lado, com o crescimento acentuado na capacidade de potência de geradores baseados em energias renováveis, tais como centrais fotovoltaicas ou eólicas, dimensionadas para gerar vários megawatts, o que antes poderia ser considerado um gerador distribuído, hoje, devido a sua grande potência gerada, também pode ser chamado de geração concentrada [YAZDANI e DASH, 2009]. Neste trabalho, foi realizada uma definição particular dessas novas fontes de geração de potência, onde o termo *gerador distribuído* (GD) foi utilizado para designar uma fonte geradora de energia de grande porte, baseada em novas tecnologias de geração, integrada à rede elétrica através do uso de um inversor (conversor CC/CA).

Da Figura 1-2 até a Figura 1-6, encontram-se ilustradas imagens de exemplos de vários tipos de geração de potência, tais como: hidrelétricas, nucleares, termelétricas, solar fotovoltaicas, parques eólicos e células combustíveis. Sendo que os geradores distribuídos, hoje, já representam parte importante da potência instalada no mundo, o que as tornam alternativas importantes para serem utilizadas como geradores conectados à rede elétrica. Por isso, a importância de haver uma criteriosa investigação nos efeitos que essas novas e grandes fontes de geração podem interagir no que tange à estabilidade do sistema interligado.

Na Figura 1-1 estão ilustradas as quatro maiores usinas hidrelétricas do mundo, com potência instalada que já ultrapassa 18 mil MW de potência, com destaque à usina hidrelétrica de Três Gargantas, na China, com potência instalada de 18.200 MW, assim como as duas grandes usinas brasileiras (Itaipu e Tucuruí) e a usina de Guri na Venezuela. Estas possuem geradores concentrados instalados a longas distâncias do consumidor final [<http://brasilescola.uol.com.br>] e [<http://wwwo.metallica.com.br>].

A Figura 1-2 apresenta as quatro maiores usinas nucleares do mundo, com potência instalada que já chega a quase 8 mil MW, com destaque às usinas de Kashiwazaki, com potência instalada de 7.965 MW [<http://gigantesdomundo.blogspot.com.br>].



Figura 1-1 – As quatro maiores hidrelétricas do mundo em potência instalada.¹



Figura 1-2 – As quatro maiores usinas nucleares do mundo em potência instalada.

¹ **Usina Hidrelétrica de Belo Monte** – Brasil (11.233MW) irá ocupar a terceira colocação. A Usina de Belo Monte ainda encontra-se em fase de construção. Com a sua conclusão, ela se tornará a maior usina hidrelétrica totalmente brasileira e a segunda maior da América Latina. Foi projetada para ter uma potência instalada de 11.233MW, mas deve operar apenas com 4.500MW, em razão do reservatório reduzido de que irá dispor. Fonte: site: <http://brasilecola.uol.com.br/geografia/as-maiores-hidreletricas-mundo.htm>.

A Figura 1-3 apresenta algumas termelétricas, onde se pode observar a quantidade de gases poluentes devido utilizarem combustíveis fósseis para seu funcionamento. O custo de utilização e os gases poluentes são os principais motivos para existência de políticas que forcem haver uma substituição deste tipo de geração por geradores menos poluentes, ou pelo menos minimizar o uso destes tipos de geração [<http://www.infoescola.com>].



Figura 1-3 – Usinas termelétricas.

A Figura 1-4 apresenta as quatro maiores usinas solares fotovoltaicas em potência instalada no mundo. Apenas com exceção da usina de Longyangxia Hydro-solar, localizada na China, com 480 MW de potência instalada, as três outras ficam todas nos Estados Unidos, com geração que chega a 550MW de potência instalada. As usinas solares fotovoltaicas são exemplos de usinas que antes eram instaladas apenas para pequenos consumidores, mas que hoje já se encontram instaladas em potências com capacidade de alimentar grandes cidades [<http://www.portalsolar.com.br>] e [<http://www.pratil.com.br>].



Figura 1-4 - As quatro maiores usinas solares fotovoltaicas do mundo em potência instalada.

As ilustrações da Figura 1-5 representam os grandes parques eólicos, todos os quatro instalados nos Estados Unidos, com uma potência instalada que gira em torno de 737 MW. Este tipo de geração vem crescendo a ritmo acelerado a cada ano, sendo considerado como um tipo de geração limpa e importante [<http://www.portal-energia.com>].



Figura 1-5 - Os quatro maiores parques eólicos do mundo em potência instalada.

A Figura 1-6 ilustra algumas usinas de células combustíveis, as quais também são uma alternativa para substituir os geradores alimentados por combustíveis fósseis [<http://www.neshy.net>].



Figura 1-6 – Células a combustível.

Uma matriz energética atual pode integrar um número crescente de geração renovável concentrada (GD), demandando, assim, a realização de estudos para avaliar os consequentes impactos dessa nova configuração na estabilidade do sistema interligado. Tais estudos deveriam analisar aspectos operacionais e de estabilidade, os quais incluem o controle automático e a segurança de operação. Em particular, a resposta dinâmica da referida configuração de sistema de potência diante de distúrbios e faltas deve ser investigada, de modo a propor estratégias de controle que assegurem uma operação estável e com bom desempenho. Para efetuar tal estudo, faz-se necessário, portanto, o desenvolvimento de modelos detalhados e representativos dessa nova configuração. Em particular, modelos representando a dinâmica linearizada do sistema em torno de um dado ponto de operação facilitam o entendimento dos fenômenos envolvidos, os quais seriam de difícil interpretação a partir da direta análise de modelos não lineares.

Através de pesquisas bibliográficas nos principais periódicos da área, foi possível perceber que a maioria dos artigos científicos tratando de aspectos estáticos e dinâmicos de sistemas interligados se restringe à análise de geradores distribuídos com baixo nível de penetração em sistemas interligados de grande porte, cobrindo apenas uma pequena fração da carga do sistema. Tais trabalhos praticamente desconsideram a influência de grandes centrais baseadas em fontes renováveis na estabilidade eletromecânica do sistema interligado.

Dessa forma, visando contribuir para suprir tal lacuna, esta tese propõe modelos linearizados adequados para a realização de estudos de estabilidade eletromecânica em sistemas interligados com presença de grandes centrais baseadas em fontes renováveis e conectadas à rede via conversores CC/CA. Os modelos propostos permitem analisar os diversos canais que contribuem para os torques sincronizante e de amortecimento, objetivando determinar quais os percursos de maior relevância no estudo da estabilidade eletromecânica do sistema, levando-se em conta diversos cenários de carga e geração no sistema. A partir de análise de sensibilidade, foram desenvolvidos e investigados três modelos linearizados para estudos de estabilidade eletromecânica em sistemas com grandes geradores renováveis conectados à rede elétrica. Tais modelos foram indicados para diferentes cenários de geração e de carga no sistema.

1.2 ESTADO DA ARTE

Na literatura, muito se discute sobre diversos aspectos relacionados ao impacto da penetração de geradores distribuídos em sistemas interligados. Do ponto de vista da dinâmica do sistema global, é de extrema importância entender como as novas tecnologias de geração

podem impactar na oscilação eletromecânica do sistema. Neste sentido, ainda são escassos na literatura trabalhos que discutem tal aspecto. Alguns destes trabalhos concluem que a grande penetração de geradores distribuídos pode ter um impacto significativo na estabilidade do sistema [DONNELLY *et al.*, 1996]. Por isso, um estudo detalhado do tema é indispensável para se obter modelos úteis ao projeto e análise, visando garantir uma operação segura do sistema. Entretanto, até onde foi pesquisado, ainda são bastante escassos trabalhos científicos detalhando aspectos de estabilidade eletromecânica em sistemas interligados com a presença de grandes centrais de geração renovável conectadas via inversores. Uma rara exceção é o trabalho de Du *et al.* (2011), uma valiosa contribuição ao tema, em que um desenvolvimento relativamente pioneiro foi efetuado e modelos com participação de geradores fotovoltaicos (FV) foram desenvolvidos. No entanto, na referida referência, nenhuma estratégia de controle para mitigar os efeitos adversos foi proposta pelos autores.

Nesta subseção, serão revistos alguns trabalhos de referência que discutem o impacto da penetração de geradores distribuídos na estabilidade do sistema de potência, assim como alguns trabalhos que utilizam modelos linearizados para explicar os fenômenos de oscilações eletromecânicas que impactam na estabilidade do sistema de potência.

1.2.1 – IMPACTO SOBRE A ESTABILIDADE DO SISTEMA

DONNELLY *et al.* (1996) destaca-se por ser um dos primeiros a discutir o impacto da geração distribuída na estabilidade de um sistema elétrico de potência com grandes níveis de penetração de geração distribuída. O estudo foi efetuado via simulação computacional, com um modelo de um gerador distribuído, de pequeno porte, conectado a um sistema de grande porte. O objetivo no estudo foi observar o comportamento do sistema elétrico diante do aumento de carga e verificar se o gerador distribuído teria capacidade de alimentar totalmente a necessidade do acréscimo da carga local, sem afetar substancialmente o fluxo de potência do sistema elétrico de grande porte. Baseado somente em resultados das simulações, ou seja, sem um estudo de análise, os referidos trabalhos concluíram que o regulador automático de tensão do gerador distribuído poderia ter um papel importante no impacto negativo da estabilidade a pequenos sinais do sistema de potência. Além disso, foi discutido que a frequência de oscilação do modo dominante muda no caso em que é adicionada inércia no gerador distribuído. É contestado empiricamente que, no caso dos geradores distribuídos com sistemas de excitação rápida e sem estabilizadores, haja uma degradação significativa na estabilidade a pequenos sinais do sistema de ensaio. Os autores também concluem que haveria necessidade de novos estudos visando

obter modelos para melhor explicar os fenômenos observados via simulação no domínio do tempo.

No trabalho de SLOOTWEG e KLING (2002) (e sua posterior continuação reportada em REZA *et al.* (2003)), são investigados, via simulação computacional no domínio do tempo, os impactos na estabilidade transitória de diversas tecnologias de geração distribuída, incluindo os níveis de penetração dessas tecnologias no sistema de potência. Para tais testes, foi utilizado o modelo *New England*, de 39 barras e 10 geradores. As tecnologias investigadas foram: gerador de indução gaiola de esquilo, gerador síncrono com e sem controle de tensão e de frequência, conversor de eletrônica de potência com e sem controle de tensão e de frequência. Para cada caso, foi aplicada uma falta na linha e foram estudadas as curvas de resposta para o desvio da velocidade do rotor dos geradores síncronos de grande porte. Os autores concluíram que o impacto da geração distribuída na estabilidade transitória do sistema de potência depende tanto do percentual da penetração como da tecnologia dos geradores distribuídos. Além disso, os autores sugerem que a geração distribuída com base em geradores assíncronos não tem muito impacto sobre a estabilidade transitória, enquanto que a geração distribuída com base em geradores síncronos tende a diminuir o excesso de velocidade dos geradores de grande porte; mas, por outro lado, tem o efeito adverso de aumentar a duração das oscilações. Sugerem, ainda, que o impacto sobre a duração das oscilações e sobre a velocidade do rotor depende dos ajustes dos sistemas de controle de frequência. Segundo esses autores, foi possível explicar alguns dos resultados das simulações utilizando conhecimentos teóricos clássicos. No entanto, alguns resultados não ficaram totalmente esclarecidos, especialmente no caso de geradores interligados através de conversores de eletrônica de potência. Dessa forma, sugerem que novos estudos necessitam ser realizados para melhor explicar determinados efeitos dinâmicos observados nas simulações computacionais. Eles sugerem que a causa, em parte, seja pela falta de modelos adequados das novas tecnologias.

Em TAN *et al.* (2003), é relatado que o efeito de uma grande penetração de geração fotovoltaica sobre a estabilidade e a segurança do sistema de energia pode ter consequências profundas e deve ser considerado com cuidado. Os referidos autores desenvolveram um modelo dinâmico de geração fotovoltaica visando analisar as respostas do gerador fotovoltaico a pequenas e grandes variações da irradiância solar e grandes mudanças na tensão da rede CA, concluindo que a técnica de rastreamento do ponto de máxima potência é um elemento de extrema importância no comportamento dinâmico do gerador fotovoltaico. Através do modelo

desenvolvido, foi realizada, via simulação computacional, uma investigação dos impactos do sistema de potência ao se aumentar gradualmente a potência do gerador em (10%, 20% e 30%) através de alterações na radiação causadas por passagem de nuvens. Os referidos autores concluíram que o aumento da penetração de geração fotovoltaica no sistema de potência poderia ter um efeito significativo sobre a tensão no barramento onde o gerador está conectado. Concluíram, também, que, sem o devido controle de tensão, é pouco provável que a geração fotovoltaica irá satisfazer as exigências de controle de tensão da rede elétrica, sendo, portanto, necessário mais pesquisas sobre o controle de tensão de gerador fotovoltaico conectado à rede elétrica.

Em GENÇ e USTA (2005), foi analisado o impacto de geradores síncronos distribuídos sobre a estabilidade eletromecânica em sistemas de potência interligados. O método proposto para a análise envolve o cálculo das regiões de viabilidade e de seus limites que são definidos pelas restrições devido a bifurcações de Hopf dos modos oscilatórios eletromecânicos. Segundo esses autores, a penetração de geração distribuída altera o ponto de operação e a topologia do sistema de potência e pode causar instabilidades de modos locais ou interáreas. Sugerem que tais efeitos ocorrem em função de muitos fatores, incluindo: o ponto de operação, o local de interligação e os ajustes dos controladores. Os referidos autores concluíram que, quando há integração de geradores distribuídos ao sistema elétrico de potência, torna-se crucial efetuar avaliações cuidadosas das regiões de operação segura e confiável do sistema elétrico. Apesar da importância desse trabalho em iniciar um estudo de regiões de viabilidade e os limites de estabilidade, o mesmo restringiu-se a investigar geradores distribuídos do tipo síncrono. Portanto, foram abordados os problemas de estabilidade relacionados às outras modalidades de geração distribuída, tal como a fotovoltaica conectada à rede por meio de equipamentos de eletrônica de potência. Tais geradores apresentam diferentes características dinâmicas e de controle, e seus problemas de estabilidade, portanto, exigem esforços adicionais de pesquisa.

ANANTHAPADMANABHA *et al.* (2010) apresenta um estudo de simulação visando avaliar a estabilidade angular de geradores distribuídos em uma rede de distribuição de 10 kV. O sistema estudado foi composto por geradores eólicos, microturbinas e plantas de cogeração. O objetivo do estudo foi analisar a influência do aumento do nível de penetração dos geradores distribuídos sobre o funcionamento estável da rede elétrica em situações normais e sob falta. Os autores sugerem que problemas de instabilidade podem ocorrer na rede de distribuição com a inserção de geradores distribuídos, concluindo haver a necessidade de novos estudos para

análise de estabilidade nesse tipo de rede objetivando garantir o funcionamento estável do sistema elétrico. Também concluem que, quando os geradores distribuídos são do tipo microturbinas, o problema da instabilidade é mais grave; já para os geradores síncronos a diesel, esse problema mostrou-se bem menos pronunciado e, ainda, com menor intensidade para os geradores eólicos. Além disso, sugerem a necessidade de ajustar os limites de configuração da proteção, considerando certa margem de segurança no sistema, sendo esta configuração diferenciada para diferentes tipos de unidades de geradores distribuídos, objetivando evitar a instabilidade transitória dos geradores distribuídos conectados ao sistema.

Em ALQUTHAMI *et al.* (2010), foi desenvolvida uma ferramenta de *software* com um modelo matemático dinâmico de geradores fotovoltaicos para o estudo do impacto de grandes centrais em sistemas de energia. Os estudos concluíram que, com o aumento da penetração de grandes centrais fotovoltaicas, há certa vulnerabilidade em relação à estabilidade no sistema de potência. Entretanto, o mesmo artigo conclui que ainda é necessário efetuar mais estudos para se chegar a conclusões definitivas.

Em TAMIMI *et al.* (2012), foi apresentada uma investigação comparativa do efeito da geração fotovoltaica na estabilidade do sistema de potência em diferentes níveis de penetração. Três cenários diferentes de simulações computacionais foram considerados, com modelos dinâmicos de geradores fotovoltaicos conectados ao sistema de potência, ou seja, unidades distribuídas, e usinas fotovoltaicas centralizadas com e sem capacidades de regulação de tensão. Com base nesses modelos, o impacto foi examinado através de estudo de autovalores do modelo linearizado, da estabilidade de tensão, e da análise de estabilidade transitória, utilizando dados da rede real referente ao sistema de Ontário e seus sistemas vizinhos. Os autores concluíram que, para o sistema particular estudado, a análise dos autovalores mostrou que os geradores fotovoltaicos não tiveram qualquer efeito significativo sobre a estabilidade a pequenos sinais do sistema global. Além disso, concluíram que o cenário com usinas fotovoltaicas concentradas é mais crítico, do ponto de vista da estabilidade, do que o cenário baseado em geradores fotovoltaicos dispersos. No entanto, um aspecto deficiente no estudo realizado por esses autores é que não consideram cenários com níveis variados de penetração, não fazendo uma comparação detalhada do comportamento do deslocamento dos autovalores quando ocorre um aumento significativo de potência ativa desses geradores no sistema elétrico de potência.

No trabalho de SHAH *et al.* (2013), foram realizadas simulações computacionais no domínio do tempo visando avaliar o impacto de geradores fotovoltaicos de grande porte sobre

a oscilação interárea no modelo do sistema *New England*, em algumas condições de operação típicas. Os autores sugerem que o aumento da potência do gerador FV poderia afetar negativamente o amortecimento do modo interárea. Entretanto, diversos questionamentos ficaram sem uma explicação clara, não convincente, uma vez que, no referido estudo de simulação, foi utilizado um modelo de gerador síncrono equipado com regulador automático de tensão, porém sem estabilizador de sistema de potência – uma situação que é pouco provável de ocorrer na prática. Além disso, também não foram informados quais os valores das potências ativas dos geradores fotovoltaicos instalados nas diversas barras do sistema nem qual foi o valor da potência de cada gerador distribuído ou concentrado utilizado no estudo. Dessa forma, observa-se que seria necessário realizar estudos mais aprofundados antes de se chegar a tais conclusões com base apenas em um estudo de caso.

Em EFTEKHARNEJAD *et al.* (2013), os autores também sugerem a existência de uma interferência negativa na estabilidade a pequenos sinais do sistema de potência quando aumenta a participação da potência de geradores fotovoltaicos. Os autores utilizaram um *software* comercial para simular uma rede elétrica particular. Entretanto, não há, no trabalho, um detalhamento matemático sobre o desenvolvimento do estudo, nem mesmo é descrita a necessidade de se utilizar controladores amortecedores objetivando minimizar o problema, muito menos um tipo de modelo matemático para ser utilizado em projetos de tais controladores.

1.2.2 – MODELOS LINEARIZADOS

Uma forma de entender a dinâmica da planta é através de modelos linearizados do sistema, que são sensíveis a mudanças no ponto de operação. Tais modelos linearizados facilitam a interpretação, além de já existir um amplo suporte teórico consolidado para análise e controle de sistemas lineares. Um bom exemplo é o modelo linear de 3ª ordem, representando um gerador síncrono, conectado a uma barra infinita através de uma impedância externa, conhecido na literatura como o clássico modelo de Heffron-Phillips, tradicionalmente utilizado para projetos de Estabilizadores de Sistema de Potência (ESP), descrito de forma detalhada em KUNDUR, (1994), SAUER e PAI (1998), ANDERSON e FOUAD (2002) e amplamente utilizado em estudos de estabilidade em sistema de potência.

A partir da abordagem do modelo Heffron-Phillips, outros modelos estendidos e complementares, para incluir a ação de novos dispositivos, têm sido propostos por diversos

autores. Em MOUSSA e YU (1974), o modelo Heffron-Phillips é estendido para o caso de sistemas multimáquinas. No entanto, LIU *et al.* (1987) comenta que o modelo proposto em MOUSSA e YU (1974) é pouco preciso porque despreza o efeito da saliência transitória. Em DECKMANN e COSTA (1994), os autores também desenvolveram um modelo do tipo Heffron-Phillips para sistemas multimáquinas. O referido modelo foi baseado na sensibilidade do balanço de potência ativa e reativa em cada barra do sistema, utilizando, também, uma decomposição de modelos para fenômenos nas escalas de tempo rápido e lento.

Devido à representatividade e à importância do modelo de Heffron-Phillips, diversos estudos têm sido realizados buscando sua generalização para incluir os efeitos de novos dispositivos FACTS (Flexible AC Transmission Systems), por exemplo, WANG *et al.* (1998). Entretanto, ainda são escassos na literatura modelos linearizados que considerem os efeitos dos novos tipos de geradores, como: sistemas fotovoltaicos e células a combustível, dentre outros. Nessa direção, somente foi possível localizar na literatura técnica científica o artigo de DU *et al.* (2011), no qual se inicia uma discussão sobre a existência de condições de operação críticas que pudessem afetar a estabilidade eletromecânica em um sistema tendo um gerador fotovoltaico e um gerador síncrono de porte similares, sendo ambos interligados a um sistema de grande porte (barra infinita). Os autores mostraram, via análise teórica e simulação computacional, que um aumento progressivo da participação de geração distribuída poderia afetar negativamente a estabilidade do sistema. No sistema de teste investigado, o gerador distribuído foi representado por uma central fotovoltaica, de capacidade similar ao da usina de geração síncrona presente na área de estudo. No entanto, os autores limitaram-se apenas a recomendar que a central fotovoltaica de grande porte não fosse operada nas proximidades da condição de operação crítica, visando, assim, evitar riscos de instabilidade do modo eletromecânico. A desvantagem desse enfoque é que a potência planejada para a central fotovoltaica ficaria subutilizada, pois teria que ser apenas uma fração da potência da geração síncrona instalada na área. Além disso, não propuseram nenhuma estratégia de controle para amortecimento de oscilações eletromecânicas dominantes. Através da análise teórica, os referidos autores sugerem que o amortecimento do modo eletromecânico dominante pode ser sensivelmente reduzido quando ocorre um aumento da participação percentual de geração distribuída em um sistema de potência interligado.

De estudos teóricos clássicos – KUNDUR (1994), SAUER e PAI (1998) e ANDERSON e FOUAD (2002) – sabe-se que as oscilações eletromecânicas estão associadas aos

desequilíbrios de torque eletromecânico atuando nos eixos geradores síncronos do sistema interligado. Entretanto, ainda são bastante escassos na literatura estudos propondo modelos adequados para estudos de estabilidade eletromecânica em sistemas com grandes geradores conectados à rede através de inversor. O desenvolvimento de tais estudos é de extrema importância não apenas para uma melhor compreensão dos fenômenos envolvidos, mas também de grande utilidade no planejamento e operação de sistemas de potência com tal configuração; em particular, existe a necessidade de se desenvolver modelos dinâmicos linearizados para o projeto de estabilizadores de sistemas de potência, os quais considerem no projeto os efeitos dinâmicos na estabilidade devido à presença de grandes fontes de geração conectadas via inversores.

Portanto, nesta tese, investiga-se o problema da estabilidade dos modos eletromecânicos em sistemas elétricos de potência com forte participação de fontes de geração renovável conectadas via inversores. É efetuada uma análise linearizada detalhada de tais classes de sistemas, visando desenvolver fórmulas analíticas para estimação das respectivas contribuições de torques sincronizante e de amortecimento em função do carregamento e nível de geração do sistema. Propõe-se um modelo estendido, do tipo Heffron-Phillips, onde são considerados os efeitos da participação percentual dos geradores conectados à rede através de inversor. A partir do modelo desenvolvido, foi realizado um estudo detalhado da importância relativa dos diversos ganhos associados aos canais do modelo linearizado visando obter um modelo simplificado e relevante para utilizar no projeto de controladores amortecedores para tal classe de sistemas de potência. Nesse caso, somente os ganhos dos percursos que possuem maior influência na composição dos torques sincronizante e de amortecimento são identificados e posteriormente retidos no modelo linearizado proposto para fins de projeto de estabilizadores de sistemas de potência. A partir deste estudo, são propostos três modelos de projeto para operação segura de geradores renováveis conectados à rede elétrica, operando em três faixas de pontos de operação; são eles: o modelo para o caso de baixa participação da geração de potência ativa do gerador renovável (até 0,2 p.u.), outro modelo para média participação (entre os valores de 0,2 a 0,5 p.u.) e, por fim, um modelo para alta e extremamente alta participação da geração renovável (superior a 0,5 p.u.).

1.3 PRINCIPAIS CONTRIBUIÇÕES DESTA TESE

Esta Tese investiga diversos aspectos operacionais relacionados à dinâmica eletromecânica do sistema elétrico de potência a partir da influência da grande penetração de

geradores distribuídos conectados à rede elétrica através de inversores de potência. O estudo está focalizado na análise dos efeitos deste tipo de geração nas componentes de torque sincronizante e de torque de amortecimento atuando no eixo de geradores síncronos. Nesse sentido, as principais contribuições desta tese são:

- 1) Desenvolvimento de um novo modelo estendido de Heffron-Phillips para uma classe de sistemas de potência, que inclui grandes centrais de geração renovável operando interconectadas a geradores síncronos de porte similar via inversores.
- 2) Desenvolvimento e proposição de novas fórmulas para estimação dos valores dos coeficientes de torque sincronizante e de torque de amortecimento para a dita classe de sistemas de potência.
- 3) Proposição de um novo modelo simplificado e orientado para o projeto de estabilizadores de sistemas de potência para tais classes de sistemas. O modelo simplificado permite levar em consideração os efeitos dinâmicos de grandes fontes conectadas via inversor na estabilidade eletromecânica do sistema de potência.

1.4 TRABALHOS CIENTÍFICOS PRODUZIDOS DURANTE O DOUTORAMENTO

Durante o doutoramento, foram desenvolvidos diversos trabalhos, dos quais destacam-se as seguintes publicações em periódicos e em anais de congressos:

Artigos Aceitos e/ou Publicados em Periódicos:

- [1] Maria C. P. Fonseca, Walter Barra Junior, Marcus C. M. Gomes, **Assessing the contribution of Large Inverter-Connected Power Sources on the Performance of Power System Stabilizers**, Electric Power Components and Systems, ISSN: 1532-5016, 2015, doi: [10.1080/15325008.2015.1122107](https://doi.org/10.1080/15325008.2015.1122107) (Qualis A2, Engenharias IV) (Artigo Publicado).
- [2] Sena, J.A.S. ; Fonseca, M. C. P.; Di Paolo, I. ; Barra Jr., W.; Barreiros, J. A. L. ; Costa, C. T. ; Nogueira, F. G. - **An object-oriented framework applied to the study of electromechanical oscillations at Tucuruí hydroelectric power plant**, Electric Power Systems Research, Elsevier, ISSN: 0378-7796, v. 81, p. 2081-2087, 2011, doi:[10.1016/j.epsr.2011.08.002](https://doi.org/10.1016/j.epsr.2011.08.002). (Qualis A1, Engenharias IV) (Artigo Publicado).

- [3] Di Paolo, I. F.; Cordeiro, T. D.; Sena, J. A. S., Fonseca, M. C. P.; Barra Jr., W.; Barreiros, J. A. L.; Silva, O. F. - **Creational Object-Oriented Design Pattern Applied To The Development Of Software Tool For Electric Power Systems Dynamic Simulations**, Revista IEEE América Latina, ISSN :1548-0992, v. 8, p. 287-295, 2010, doi:10.1016/j.epr.2011.08.002. (Qualis B1, Engenharias IV) (Artigo Publicado).

Artigos Submetidos para Periódicos e em Processo de Revisão:

- [1] Fonseca, M. C. P.; Barra Junior, W.; Gomes, M. C. M. - **Modeling the Effects of Inverter-Connected Power Sources on the Stability of Electromechanical Oscillations in Interconnected Electric Power Systems**, Electrical Engineering, ISSN: 0948-7921 (Print), 2014.(Qualis A2, Engenharias IV) (Artigo em Revisão).
- [2] Marcus C Gomes, Maria C Fonseca, Walter Barra Junior, Marcus V Alves Nunes. **A RGA Methodology applied to Input-Output Pairing for Placement Damping Controller in Power Systems equipped with STATCOM**, Electric Power Components and Systems, ISSN: 1532-5016, 2015, (Qualis A2, Engenharias IV) (Artigo Aceito com Revisão).

Capítulo de Livro Publicado:

- [1] Nogueira, F.G.; Sena, J.A.S.; Fonseca, M. C. P.; Barra Jr., W.; Barreiros, J. A. L.; Costa, C. T.; Rodrigues, B. G. D.; Duarte, P. W. D. - **Design and field tests of a digital control system to damping electromechanical oscillations between large diesel generators**, in Intech, Diesel Engines, 2013 (Livro Publicado).

Artigos Publicados em Anais de Conferências:

- [1] Di Paolo, I. F; Gomes, M. C. M.; Fonseca, M. C. P.; Santana, A. L.; Barra Jr.– **Arquitetura multiplataforma de software orientada a objetos de controle adaptativo fuzzy em sistemas elétricos de potência**. In: IX Congresso Latino Americano de Geração e Transmissão de Energia Elétrica (XV CLAGTEE), Chile. Anais do XV CLAGTEE, 2013.

- [2] Rocha, E. M.; Fonseca, M. C. P.; Ayres Junior, F. A. C.; Gomes, M. C. M.; Barra Jr, W.; Barreiros, J. A. L. – **Desenvolvimento de um Simulador de Sistema de Geração Fotovoltaica para Estudo de Falhas**. In: IX Congresso Latino Americano de Geração e Transmissão de Energia Elétrica (XV CLAGTEE), Chile. Anais do XV CLAGTEE, 2013.
- [3] Gomes, M. C. M.; Barra Jr, W.; Nunes, M. V. A.; Vieira, J. P. A.; Fonseca, M. C. P. – **Escolha de Posicionamento de Controle Amortecedor Segundo Avaliação de Acoplamento com RGA em Estudo Multivariável de STATCOM**. In: 10th IEEE/IAS International Conference on Industry Applications, 2012, Fortaleza-Brasil. Anais do 10 INDUSCON, 2012.
- [4] Fonseca, M. C. P., Gomes, M. C. M., Barra Junior, W.; Sena, J. A. S.; Bezerra, U. H.; Ferreira, A. M. D.; Rodrigues, B. G. D. - **Desenvolvimento de um Simulador para Estudos de Estabilidade Dinâmica de Sistemas Fotovoltaicos Conectados a Rede Elétrica – Um Estudo de Caso para o Sistema Hidrotérmico do Estado do Amapá**. In: XII Simpósio de Especialistas em Planejamento da Operação e Extensão Elétrica, 2012, Rio de Janeiro - RJ, 2012.
- [5] Di Paolo, I. F.; Cordeiro, T. D.; Sena, J. A. S.; Fonseca, M. C. P.; Barra Jr, W.; Barreiros, J. A. L.; Silva, O. F.; Rodrigues, E. S.; Pardauil, A. A. B.; Moreira, D. C. - **Aplicação do Padrão de Projeto Orientado a Objetos Factory Method no Desenvolvimento de Software para Simulação Dinâmica de Sistemas Elétricos de Potência**. In: XL Congresso de Inovação Tecnológica em Engenharia Elétrica (VI CITENEL) e II Seminário de Eficiência Energética do Setor Elétrico (II SEENEL), Fortaleza-CE, 2011.
- [6] Di Paolo, I. F.; Fonseca, M. C. P.; Sena, J. A. S.; Nogueira, F. G.; Cordeiro, T. D.; Barra Jr, W.; Costa Jr, C. T.; Barreiros, J. A. L. - **Investigação de Fenômenos Dinâmicos na Usina Hidrelétrica de Tucuruí Através de uma Metodologia Orientada a Objeto**. In: IX Congresso Latino Americano de Geração e Transmissão de Energia Elétrica (IX CLAGTEE), Mar del Plata, Argentina, 2011.

- [7] Gomes, M. C. M.; Fonseca, M. C. P.; Barra Jr, W. – **Desenvolvimento de um Simulador para Estudos Dinâmicos de Sistemas de Geração Distribuída Baseado em Células de Combustível**. In: IX Congresso Latino Americano de Geração e Transmissão de Energia Elétrica (IX CLAGTEE), 2011, Mar del Plata, Argentina. Anais do IX CLAGTEE, 2011.

1.5 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O texto da tese está organizado da seguinte forma:

Capítulo 1 – Neste capítulo, foi descrito a definição do problema, fazendo um levantamento do estado da arte de dois aspectos principais do foco do estudo: a) o impacto na estabilidade do sistema elétrico de potência na presença de geradores distribuídos conectados à rede elétrica através de inversores; e b) modelos linearizados do sistema de potência para estudo de oscilação eletromecânica. Finalizando com as principais contribuições desta tese; em seguida com os trabalhos científicos desenvolvidos durante a tese; e uma breve descrição da organização do documento.

Capítulo 2 – Os princípios gerais de modelagem não linear de sistemas elétricos de potência para fins de estudos de oscilações eletromecânicas são detalhados, envolvendo o modelo do gerador síncrono e do gerador distribuído.

Capítulo 3 – Neste capítulo, é descrita, de forma detalhada, a modelagem matemática da linearização das equações que compõem o sistema de potência descrito no Capítulo 2, considerando a conexão da geração distribuída através de fontes de corrente conectadas à rede através de conversor CC/CA. Neste estudo, a modelagem foi orientada para estudos de estabilidade e controle desse tipo de sistema.

Capítulo 4 – Neste capítulo, o modelo matemático linearizado do sistema de potência orientado a controle calculado no Capítulo 3 é representado em forma de diagrama de blocos, sendo realizados estudos, de forma detalhada, da contribuição de cada ganho do modelo proposto, para fins de contribuição do torque elétrico do gerador síncrono. No modelo, é possível perceber claramente os percursos dos canais que levam a contribuições no torque elétrico do gerador síncrono, envolvendo considerável penetração de geração distribuída.

Capítulo 5 – Através do diagrama de blocos exibido no Capítulo 4, são deduzidas fórmulas para estimação das contribuições de torque sincronizante e de torque de amortecimento para o sistema proposto, com a finalidade de se observar que o nível de influência da potência ativa de geradores distribuídos pode influenciar no torque elétrico.

Capítulo 6 – Neste capítulo descrevem-se os resultados de simulações computacionais realizadas nesta tese, tais como: descrição do sistema teste, descrevendo os pontos de operação utilizados; descrição dos projetos de dois tipos de controladores, que podem receber influência da penetração de grandes blocos de potência ativa de geradores distribuídos conectados à rede elétrica através de inversor, sendo um estabilizador de sistema de potência (ESP) projetado a parâmetros fixos (ESP Fixo), com função de minimizar as oscilações eletromecânicas do sistema em estudo, e um sistema de controle de um dispositivo FACTS, considerando o modelo dinâmico de um TCSC (do inglês: *thyristor controlled series compensator*) para controlar o fluxo da potência ativa da linha de transmissão. A representação das simulações é realizada através de gráficos que revelam a existência de regiões críticas de condição de operação do sistema do ponto de vista da estabilidade. Utilizou-se o *software* Matlab/Simulink para obter tais resultados.

Capítulo 7 – Neste capítulo, foram descritas as conclusões obtidas do estudo do impacto existente no sistema de potência devido à alta penetração da geração distribuída, assim como da necessidade da existência de um modelo linearizado para ser utilizado nos projetos de controladores amortecedores, incluindo, neste modelo, a influência da dinâmica dos conversores de eletrônica de potência necessários para conectar as fontes de geração distribuída no sistema de potência. Também, foram discutidas as conclusões dos controladores projetados para minimizar o problema do aumento das oscilações eletromecânicas de modo local do sistema e do controle do fluxo de potência na linha de transmissão. Por fim, foram discutidos alguns trabalhos que já estão sendo realizados, mas ainda não concluídos, deste assunto da tese, assim como sugestões para continuação deste trabalho.

Capítulo 2 – **MODELOS NÃO LINEARES DO SISTEMA DE POTÊNCIA CONSIDERANDO GERAÇÃO SÍNCRONA E GERAÇÃO DISTRIBUÍDA**

2.1 INTRODUÇÃO

O sistema de potência convencional, ou também chamado de sistema de energia elétrica, é formado por geradores síncronos, seus controladores e outros dispositivos, ambos modelados por equações diferenciais, conectados através de uma rede de transmissão modelada por equações algébricas. Em especial, para este trabalho, o sistema de potência adiciona mais componentes além dos considerados tradicionalmente, que são: os geradores distribuídos e seus controladores, sendo, neste caso, a fonte distribuída representada como uma fonte de corrente, considerando-se, no modelo, a dinâmica dos controles associados a esta corrente.

Desta forma, para determinar o modelo global do sistema é necessário conhecer o modelo de cada componente separadamente, os quais serão posteriormente interconectados na rede. Com esse objetivo, a seguir, são apresentados os modelos dos componentes, começando pelo gerador síncrono, representado pelo modelo que contabiliza os efeitos da dinâmica do circuito de campo, sistema de excitação e amortecimento; gerador distribuído e o controle representado pela sua dinâmica equivalente e as equações que representam a rede elétrica, até chegar ao modelo global resultante para formar o sistema de potência considerado.

2.2 MODELAGEM DO SISTEMA

Para simplicidade de representação do modelo, generalizou-se o estudo para o sistema ilustrado na Figura 2.1, de forma a tornar mais clara a análise dos resultados, já que o estudo poderá ser um ponto de partida para sistemas maiores e com diversas máquinas, com diferentes tipos de geração distribuída. Para o desenvolvido analítico do sistema de potência, o sistema proposto foi restrito ao sistema reduzido aos nós de três geradores, constituído pelos seguintes tipos de geração: geração síncrona (GS), que contabiliza os efeitos da dinâmica do circuito de campo, sistema de excitação e amortecimento; geração distribuída (GD), modelada como uma injeção de corrente, perfeitamente controlada e ajustada para eficaz transferência de potência, considerando no modelo as dinâmicas rápidas dos controladores do inversor; e um sistema de porte muito maior representando um barramento infinito (vide Figura 2.1). Apesar da

simplicidade do modelo, quando comparado com sistemas de potência com um número elevado de geradores, este modelo pode ser utilizado como padrão para este tipo de estudo por sua capacidade de representar a dinâmica da planta para fins de oscilações eletromecânicas do tipo modo local [DU *et al.*, 2011], que é o principal fenômeno explorado nesta tese.

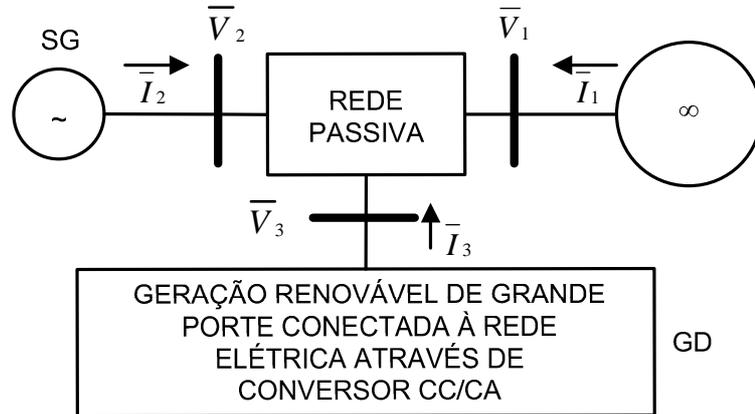


Figura 2-1 – Modelo do sistema de potência para estudo da influência de geradores distribuídos de grande porte sobre a estabilidade eletromecânica do sistema de potência interligado.

O desenvolvimento analítico inicia com o cálculo da matriz de admitância nodal do sistema da Figura 2.1, onde a matriz pode ser expressa como em (2.1), onde: \bar{I}_1 , \bar{I}_2 e \bar{I}_3 são os fasores das injeções de corrente dos geradores e \bar{V}_1 , \bar{V}_2 e \bar{V}_3 são os fasores das tensões nas barras onde estão conectados os geradores. \bar{Y}_{ij} , $i = 1, 2$ e $j = 1, 2$, são as entradas da posição i, j da matriz de admitância reduzida aos nós dos geradores, sendo que as cargas de (2.1) são modeladas como impedância constante.

$$\begin{bmatrix} \bar{I}_1 \\ \bar{I}_2 \\ \bar{I}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Y}_{11} & \bar{Y}_{12} & \bar{Y}_{13} \\ \bar{Y}_{21} & \bar{Y}_{22} & \bar{Y}_{23} \\ \bar{Y}_{31} & \bar{Y}_{32} & \bar{Y}_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{V}_1 \\ \bar{V}_2 \\ \bar{V}_3 \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

2.2.1 MODELO DO GERADOR SÍNCRONO

Existem vários modelos que descrevem o comportamento dinâmico dos geradores síncronos utilizados no sistema elétrico de potência. Cada modelo possui uma representação de detalhes característicos do fenômeno que se deseja estudar. O modelo de decaimento de fluxo

[SAUER e PAI, 1998] é considerado neste trabalho para modelar um gerador síncrono. Este modelo é descrito por três equações diferenciais ordinárias de primeira ordem não lineares, que são as equações em espaço de estado que representam a dinâmica do gerador síncrono. Também se pode incluir nesse modelo uma quarta equação diferencial representando o conjunto do regulador automático de tensão e sistema de excitação, descrito em ARRILAGA *et al.* (1983) e SAUER e PAI (1998), respectivamente. Desta forma, o modelo do gerador síncrono é representado pelo seguinte sistema de equações não lineares:

- Ângulo de carga da máquina (δ):

$$\dot{\delta} = \omega_0 \cdot \Delta\omega \quad (2.2)$$

- Desvio de velocidade do rotor em relação à velocidade síncrona (ω):

$$\dot{\omega} = \frac{1}{2H} [P_m - P_e - D_0 \cdot \Delta\omega] \quad (2.3)$$

- Componente em quadratura da tensão transitória interna do gerador (E'_q):

$$\dot{E}'_q = \frac{1}{T'_{d0}} [-E'_q - (x_d - x'_d) \cdot I_{2d} + E_{fd}] \quad (2.4)$$

As entradas do modelo são:

- Potência mecânica fornecida ao eixo pela turbina (P_m).
- Tensão de campo (E_{fd}).

Grandezas definidas pelas ligações externas da máquina:

- Componente de eixo direto da corrente nos terminais do gerador síncrono (I_{2d}).
- Componente de eixo em quadratura da corrente nos terminais do gerador síncrono (I_{2q}).
- Potência elétrica (P_e).

E os demais parâmetros são:

- Velocidade angular síncrona (ω_s).
- Constante de inércia do gerador (H).
- Constante de tempo transitória de circuito aberto de eixo direto (T'_{d0}).
- Reatância síncrona de eixo direto (x_d).
- Reatância síncrona de eixo em quadratura (x_q).

- Reatância transitória de eixo direto (x'_d).
- Amortecimento equivalente (D_0), que inclui o amortecimento natural da máquina, a contribuição dos enrolamentos amortecedores e o efeito amortecedor da carga.

Para este estudo, considerou-se um modelo simplificado de regulador automático de tensão (RAT) de ação rápida e ganho elevado, na forma:

$$E_{fd} = \frac{K_A}{1 + sT_A} (V_{2ref} - V_2) \quad (2.5)$$

onde:

K_A é o ganho de realimentação proporcional.

T_A é a constante de tempo da excitatriz estática.

V_{2ref} é a tensão de referência.

V_2 é a magnitude da tensão terminal da máquina.

E_{fd} é a tensão de campo.

Tensão de campo, em (2.6).

$$\dot{E}_{fd} = \frac{1}{T_A} [-E_{fd} + K_A (V_{2ref} - V_2)] \quad (2.6)$$

As conexões externas da máquina síncrona foram descritas pelas equações da rede e envolvem as equações algébricas para I_{2d} , I_{2q} e P_e da máquina síncrona, para V_2 , do modelo do RAT e outras variáveis algébrica que surgem na formulação das equações da rede. As equações que descrevem o sistema, desprezando-se as perdas da máquina síncrona, são dadas por:

$$V_2^2 = (x_q \cdot I_{2q} - R_A \cdot I_{2d})^2 + (E'_q - x'_d \cdot I_{2d} - R_A \cdot I_{2q})^2 \quad (2.7)$$

$$P_e = E'_q \cdot I_{2q} + (x_q - x'_d) \cdot I_{2d} \cdot I_{2q} \quad (2.8)$$

onde R_A é a resistência da armadura do gerador síncrono.

2.2.2 MODELO DO GERADOR DISTRIBUÍDO

Neste estudo, a geração distribuída conectada à rede através de inversor é representada na modelagem como uma injeção de corrente. Esse modelo genérico pode representar os diversos tipos de geração distribuída que são conectadas à rede elétrica através de inversor, sendo que o modelo matemático representa a dinâmica do inversor.

Em geral, a compensação da potência ativa e reativa dos geradores distribuídos pode ser realizada em controle modo tensão ou em controle modo corrente. O controle modo tensão tem uma malha de controle de baixa ordem; por isso, pode ser considerado simples quando comparado com o controle modo corrente. Entretanto, não há controle em malha fechada da corrente de linha do inversor; caso haja comando de mudança rápida na potência, a corrente poderá sofrer grandes excursões, que poderão provocar falhas no sistema ou até destruição dos equipamentos envolvidos [YAZDANI e IRAVANI, 2010].

No controle modo corrente, a corrente de linha do inversor é estreitamente regulada por estratégias de controle dedicado, através da tensão terminal do lado CC do inversor. Então, as potências, ativa e reativa, são controladas pelo ângulo de fase e amplitude da corrente de linha do inversor com relação à tensão do ponto de acoplamento comum (PAC). Assim, devido ao esquema de regulação de corrente, o inversor está protegido contra as condições de sobrecorrente, introduzindo robustez contra variações nos parâmetros do inversor [YAZDANI e IRAVANI, 2010]. Portanto, neste trabalho, o controle do inversor é realizado em modo corrente, como esquematizado em diagrama de blocos na Figura 2.2.

Para o modelo utilizado supõe-se que o controle do inversor em modo corrente esteja bem projetado, de modo a possuir um ganho unitário, constante de tempo rápida, τ , e fator de potência unitário (significando que \bar{I}_{3ref} estará em fase com \bar{V}_3) e perfeitamente desacoplado nas componentes d e q . Neste sentido, as componentes I_{3d} e I_{3q} obedecerão a um comportamento dinâmico de primeira ordem em malha fechada, definida por projeto, como representado na Figura 2.3:

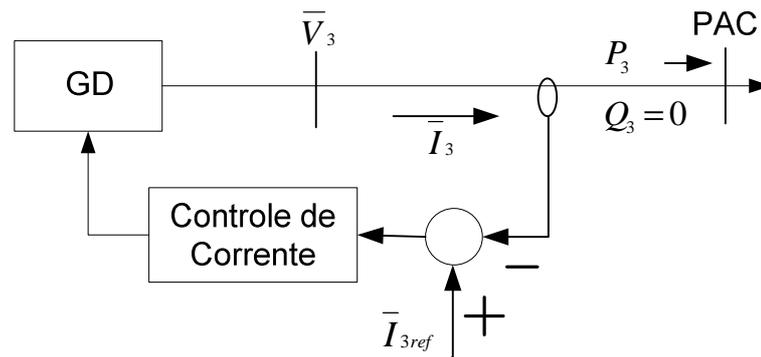


Figura 2-2 - Modelo do gerador distribuído considerando a dinâmica do controle em modo corrente.

onde P_3 e Q_3 são as potências, ativa e reativa, respectivamente, geradas a partir do gerador distribuído.

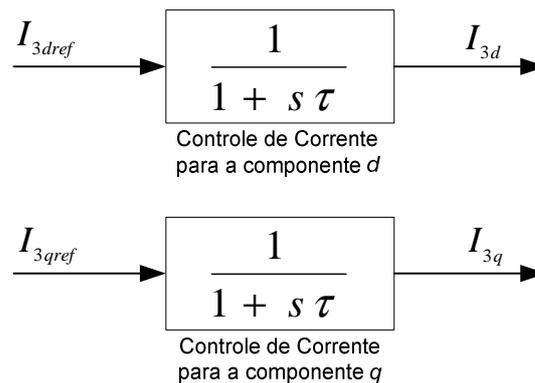


Figura 2-3 - Representação do desacoplamento da dinâmica das componentes da corrente no modelo de GD.

onde as correntes nas referências dq estão representas pelas equações:

$$I_{3d} = \frac{1}{1+s\tau} I_{3dref} \quad (2.9)$$

$$I_{3q} = \frac{1}{1+s\tau} I_{3qref} \quad (2.10)$$

Dessa forma, as equações diferenciais para as componentes dq da corrente de saída do inversor podem ser definidas como:

$$\dot{I}_{3d} = \frac{1}{\tau} [-I_{3d} + I_{3dref}] \quad (2.11)$$

$$\dot{I}_{3q} = \frac{1}{\tau} [-I_{3q} + I_{3qref}] \quad (2.12)$$

onde:

I_{3d} componente do eixo direto da corrente nos terminais do gerador distribuído;

I_{3q} componente do eixo direto da corrente nos terminais do gerador distribuído;

I_{3dref} é a componente do eixo direto da corrente de referência nos terminais do gerador distribuído;

I_{3qref} é a componente do eixo em quadratura da corrente de referência nos terminais do gerador distribuído.

Em resumo, o modelo não linear do sistema de potência, considerando-se o gerador síncrono, o gerador distribuído, e a rede elétrica, pode ser representado pelo conjunto de seis equações dinâmicas, descritas em (2.2), (2.3), (2.4), (2.6), (2.11) e (2.12), que representam as equações de estado do sistema. Adicionalmente, as equações algébricas (2.7) e (2.8) fazem a interface de interligação dos respectivos geradores com o restante do sistema.

2.3 CONCLUSÃO

O objetivo deste capítulo foi apresentar conceitos fundamentais, clássicos, não lineares, dos modelos do sistema utilizados no trabalho, com a consideração da dinâmica do inversor, onde há a injeção de corrente de fontes de geração renováveis, dando enfoque para representar a dinâmica da planta, para fins de estudos de oscilações eletromecânica do tipo modo local.

Este capítulo é uma representação do modelo do sistema não linear utilizado para o desenvolvimento matemático e as simulações computacionais efetuados nos capítulos seguintes da tese. No próximo capítulo, as equações do sistema são linearizadas objetivando-se efetuar uma análise de estabilidade a pequenos sinais, para investigar possíveis impactos causados pela existência de grandes fontes renováveis de energia conectadas ao sistema de potência.

Capítulo 3 - **MODELO LINEARIZADO DO SISTEMA ELÉTRICO DE POTÊNCIA PROPOSTO**

3.1 INTRODUÇÃO

Um sistema elétrico de potência é um sistema dinâmico não linear, cujas condições de estabilidade a pequenos sinais podem ser avaliadas linearizando-se as equações do sistema em torno de um dado ponto de equilíbrio [KUNDUR, 1994] e [GOLNARAGHI e KUO, 2009]. Neste trabalho, utiliza-se esta abordagem para obter um modelo linearizado de um sistema com geração distribuída de grande porte.

Partindo desse princípio, o sistema de equações diferenciais e algébricas do modelo de sistema de potência descrito no Capítulo 2, cuja configuração é ilustrada na Figura 2.1, é linearizado, com a finalidade de verificar os possíveis impactos na estabilidade eletromecânica devido à interligação de grandes fontes GD ao sistema elétrico de potência. Em particular, objetiva-se determinar formulações explicitando as respectivas contribuições para as componentes de torque sincronizante e de torque de amortecimento na condição operacional investigada. Objetiva-se obter modelos úteis para análise de projetos de controladores amortecedores.

3.2 MODELAGEM ORIENTADA A CONTROLE DO SISTEMA

Na presente pesquisa, há um grande esforço em curso para o desenvolvimento de modelos orientados a controle, com composições bem representativas da dinâmica eletromecânica do sistema de potência, considerando-se os geradores síncronos convencionais e a geração distribuída de grande porte conectada à rede elétrica através de inversor.

Com esse objetivo, a modelagem é direcionada em função das variáveis controláveis do sistema. O sistema será linearizado em torno de um ponto de operação, permitindo, assim, que o sistema linear resultante seja analisado com base nas ferramentas de análise da teoria de sistemas dinâmicos lineares, incluindo a análise da trajetória dos autovalores, no plano s , para diferentes condições de inserção de geração distribuída e de geração síncrona. A partir desta representação, são derivadas fórmulas para estimação dos coeficientes de torque sincronizante e de torque amortecedor, em função dos níveis relativos de geração de potência ativa por parte do gerador síncrono e do gerador distribuído.

3.2.1 EQUAÇÕES ALGÉBRICAS LINEARES DE INTERFACE COM A REDE

Tendo em conta que o impacto na estabilidade angular se reflete em termos das componentes de torque sincronizante e de torque de amortecimento atuando no eixo do gerador síncrono (GS, ver Figura 2.1), a estratégia é expressar o torque elétrico do gerador síncrono em termos das variáveis de estado do sistema. Para se chegar a esse objetivo, inicialmente, é realizada a substituição da equação do fasor tensão terminal de GD, \bar{V}_3 , na equação do fasor corrente \bar{I}_2 (corrente terminal do GS) calculado a partir da matriz de admitância do sistema, em (2.1). Além disso, utilizando-se a lei de Ohm, o fasor tensão terminal do gerador síncrono pode ser relacionado com a tensão transitória interna do gerador, \bar{E}' , e o correspondente fasor corrente terminal, \bar{I}_2 , como segue

$$\bar{E}' = (x_q - x'_d)I_{2q} + jE'_q \quad , \quad (3.1)$$

$$\bar{V}_2 = \bar{E}' - (R_A + jx'_d)\bar{I}_2 \quad . \quad (3.2)$$

Utilizando-se as leis de Kirchoff das correntes, é possível relacionar o fasor corrente terminal do gerador síncrono, \bar{I}_2 , ao fasor corrente injetada pelo gerador distribuído, \bar{I}_3 . Após linearização, os respectivos desvios das componentes dq de \bar{I}_2 podem ser explicadas em função dos desvios das variáveis de estado e dos correspondentes desvios das componentes dq da corrente injetada pelo gerador distribuído, na forma

$$\Delta I_{2d} = n_{11}\Delta\delta + n_{12}\Delta E'_q + n_{13}\Delta I_{3d} + n_{14}\Delta I_{3q} \quad , \quad (3.3)$$

$$\Delta I_{2q} = n_{21}\Delta\delta + n_{22}\Delta E'_q + n_{23}\Delta I_{3d} + n_{24}\Delta I_{3q} \quad . \quad (3.4).$$

onde os valores dos coeficientes de linearização n_{ij} , $i = 1,2$; $j = 1,2,3,4$, dependem do ponto de operação e dos valores dos parâmetros do gerador síncrono e da rede elétrica externa. Os detalhes dos cálculos dos coeficientes n_{ij} são fornecidos no Apêndice A.

Linearizando o Fasor Tensão do Gerador Distribuído \bar{V}_3

Para calcular o fasor tensão \bar{V}_3 de GD, é necessário antes calcular as componentes do fasor tensão \bar{V}_2 (V_{2d} e V_{2q}) do gerador síncrono. Para isso, é necessário substituir a tensão interna de GS (3.1) na sua tensão terminal (3.2), formando

$$\bar{V}_2 = (x_q - x'_d)I_{2q} + jE'_q - (R_a + jx'_d)(I_{2d} + jI_{2q}). \quad (3.5).$$

Após extraída a equação do fasor tensão do gerador distribuído (\bar{V}_3) através da matriz admitância (2.1), é realizada a substituição em \bar{V}_3 das componentes do gerador síncrono da corrente de (3.3), (3.4) e da tensão de (3.5), chegando à equação das componentes do gerador distribuído (\bar{V}_3), na referência dq, após linearização.

$$\Delta V_{3d} = p_{11}\Delta\delta + p_{12}\Delta E'_q + p_{13}\Delta I_{3d} + p_{14}\Delta I_{3q}. \quad (3.6).$$

$$\Delta V_{3q} = p_{21}\Delta\delta + p_{22}\Delta E'_q + p_{23}\Delta I_{3d} + p_{24}\Delta I_{3q}. \quad (3.7).$$

Linearizando a Tensão Terminal do Gerador Síncrono

Objetivando obter a equação linearizada da tensão terminal (2.7) em função dos estados do sistema é necessário, após linearização de (2.7), substituir em sua equação linearizada as componentes linearizadas da corrente de ΔI_{2d} , de (3.3), e ΔI_{2q} , de (3.4) do gerador síncrono.

$$\Delta V_2 = K_5\Delta\delta + K_6\Delta E'_q + K_{V_1}\Delta I_{3d} + K_{V_2}\Delta I_{3q}. \quad (3.8).$$

Linearizando a Potência Elétrica do Gerador Síncrono

A potência elétrica da Equação (2.8) é inicialmente linearizada, e em seguida é realizando a substituição das componentes linearizadas da corrente de ΔI_{2d} , de (3.3), e ΔI_{2q} , de (3.4) do gerador síncrono, na potência elétrica linearizada, escrevendo em função dos estados do sistema.

$$\Delta P_e = K_1\Delta\delta + K_2\Delta E'_q + K_{I_{3d}}\Delta I_{3d} + K_{I_{3q}}\Delta I_{3q}. \quad (3.9).$$

Em resumo, tem-se que os correspondentes desvios da componente dq do fasor terminal do gerador distribuído, ΔV_{3d} e ΔV_{3q} , do desvio da magnitude da tensão terminal do gerador síncrono, ΔV_2 , bem como o desvio da potência elétrica nos terminais do gerador síncrono, ΔP_e , podem ser expressos em termos dos desvios das variáveis de estado e dos desvios das componentes dq da corrente injetada pelo gerador distribuído, na forma

$$\Delta V_{3d} = p_{11}\Delta\delta + p_{12}\Delta E'_q + p_{13}\Delta I_{3d} + p_{14}\Delta I_{3q} \quad (3.6)$$

$$\Delta V_{3q} = p_{21}\Delta\delta + p_{22}\Delta E'_q + p_{23}\Delta I_{3d} + p_{24}\Delta I_{3q} \quad (3.7)$$

$$\Delta V_2 = K_5\Delta\delta + K_6\Delta E'_q + K_{V_1}\Delta I_{3d} + K_{V_2}\Delta I_{3q} \quad (3.8).$$

$$\Delta P_e = K_1\Delta\delta + K_2\Delta E'_q + K_{I_{3d}}\Delta I_{3d} + K_{I_{3q}}\Delta I_{3q} \quad (3.9)$$

onde os valores dos coeficientes de linearização p_{ij} , $i=1,2$; $j=1,2,3,4$, K_1 , K_2 , K_5 e K_6 dependem do ponto de operação e dos valores dos parâmetros do gerador síncrono e da rede elétrica externa, enquanto que os coeficientes de linearização K_{V_1} , K_{V_2} , $K_{I_{3d}}$ e $K_{I_{3q}}$ dependem tanto do ponto de operação e dos valores dos parâmetros do inversor. Os detalhes dos cálculos desses coeficientes são fornecidos no Apêndice A.

3.2.2 LINEARIZANDO A EQUAÇÃO DE POTÊNCIA ATIVA DO GERADOR DISTRIBUÍDO P_3

As quantidades terminais de potência gerada e absorvida do lado de corrente contínua (CC) e do lado de corrente alternada (CA) do conversor de GD, respectivamente, estão relacionadas com base no princípio do equilíbrio de potência, isto é, admitindo que o inversor não apresente perdas; portanto, a potência que é injetada no inversor é a mesma que sai para a rede elétrica. Desta forma, tem-se que a potência instantânea está representada como em:

$$P_3 = V_{CC} I_{CC} = (V_{3d} I_{3d} + V_{3q} I_{3q}) \quad (3.10)$$

Linearizando (3.10) e substituindo as componentes dq da tensão terminal do gerador distribuído (V_{3d} e V_{3q}), de (3.6) e (3.7), respectivamente, em (3.10), tem-se a equação linearizada da potência ativa do gerador distribuído, chega-se à representação da variação da potência de GD, como em:

$$\Delta P_3 = K_{p31} \Delta \delta + K_{p32} \Delta E'_q + K_{p33} \Delta I_{3d} + K_{p34} \Delta I_{3q} \quad (3.11)$$

onde os valores dos coeficientes de linearização K_{p3j} , $j=1,2,3,4$, dependem do ponto de operação e dos valores dos parâmetros do gerador síncrono e da rede elétrica externa (vide detalhes no Apêndice A).

3.2.3 LINEARIZANDO AS EQUAÇÕES DE ESTADO DO GERADOR SÍNCRONO INCLUÍDO A DINÂMICA DO RAT

Após linearização das equações algébricas de interface com rede e de potência, efetuadas nas subseções anteriores, o processo de obtenção do modelo linearizado completo é concluído efetuando-se a correspondente linearização das equações de estado do gerador síncrono, do regulador automático de tensão (RAT) e do regulador de corrente do gerador distribuído. Dessa forma, obtém-se o seguinte conjunto de equações dinâmicas linearizadas (os detalhes dos passos algébricos estão fornecidos no Apêndice A).

$$\frac{d\Delta\delta}{dt} = \omega_0 \cdot \Delta\omega \quad (3.12)$$

$$\frac{d\Delta\omega}{dt} = -\frac{\omega_0}{2H} K_1 \Delta\delta - \frac{\omega_0}{2H} D_0 \Delta\omega - \frac{\omega_0}{2H} K_2 \Delta E'_q - \frac{\omega_0}{2H} K_{I_{3d}} \Delta I_{3d} - \frac{\omega_0}{2H} K_{I_{3q}} \Delta I_{3q} + \frac{\omega_0}{2H} \Delta P_m \quad (3.13)$$

$$\frac{d\Delta E'_q}{dt} = -\frac{1}{T'_{d_0}} K_4 \Delta\delta - \frac{1}{T'_{d_0} K_3} \Delta E'_q + \frac{1}{T'_{d_0}} \Delta E_{fd} - \frac{1}{T'_{d_0}} K_{Q_d} \Delta I_{3d} - \frac{1}{T'_{d_0}} K_{Q_q} \Delta I_{3q} \quad (3.14)$$

$$\frac{d\Delta E_{fd}}{dt} = -\frac{1}{T_A} K_A K_5 \Delta\delta - \frac{1}{T_A} K_A K_6 \Delta E'_q - \frac{1}{T_A} K_A K_{v1} \Delta I_{3d} - \frac{1}{T_A} K_A K_{v2} \Delta I_{3q} - \frac{1}{T_A} \Delta E_{fd} + \frac{1}{T_A} K_A \Delta V_{2ref} \quad (3.15)$$

onde o conjunto de coeficientes de linearização K_1, K_2, K_4, K_5 e K_6 depende do ponto de operação e dos valores dos parâmetros do gerador síncrono e da rede elétrica externa, enquanto que os coeficientes de linearização $K_{I_{3d}}, K_{I_{3q}}, K_{Q_d}, K_{Q_q}, K_{v1}$ e K_{v2} dependem dos parâmetros do inversor, dos parâmetros do gerador síncrono e da rede, bem como do ponto de operação (vide detalhes no Apêndice A). Em (3.15), K_A e T_A são, respectivamente, o ganho e a constante de tempo do regulador automático de tensão do gerador síncrono.

3.2.4 LINEARIZANDO AS EQUAÇÕES DA CORRENTE DO GERADOR DISTRIBUÍDO

Após aplicar as técnicas de linearização ao modelo do inversor, considerado neste estudo como uma injeção de corrente, chega-se às duas equações dinâmicas linearizadas das componentes dq da corrente injetada pelo gerador distribuído

$$\frac{d\Delta I_{3d}}{dt} = \frac{1}{\tau} (-\Delta I_{3d} + \Delta I_{3dref}) \quad (3.16)$$

$$\frac{d\Delta I_{3q}}{dt} = \frac{1}{\tau} (-\Delta I_{3q} + \Delta I_{3qref}) \quad (3.17)$$

onde τ é a constante de tempo de malha fechada do regulador de corrente do inversor e ΔI_{3dref} e ΔI_{3qref} são os correspondentes desvios na referência do regulador de corrente do inversor.

Como, neste trabalho, será considerado somente o caso onde o gerador distribuído opera com fator de potência unitário, a potência reativa injetada pelo gerador distribuído será considerada nula. Assim, as referências de corrente do GD são expressas em termos do valor

da injeção de potência ativa desejada, P_{3ref} , através da equação (3.18), obtida do relacionamento de injeção de potência aparente no nó do gerador distribuído.

$$\begin{bmatrix} I_{3dref} \\ I_{3qref} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{3d} & V_{3q} \\ V_{3q} & -V_{3d} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} P_{3ref} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.18).$$

A linearização de (3.18) permite obter os correspondentes desvios nas referências de corrente do inversor do GD, na forma

$$\Delta I_{3dref} = v_{11}\Delta\delta + v_{12}\Delta E'_q + v_{13}\Delta I_{3d} + v_{14}\Delta I_{3q} + \omega_{13}\Delta P_{3ref} \quad (3.19)$$

$$\Delta I_{3qref} = v_{21}\Delta\delta + v_{22}\Delta E'_q + v_{23}\Delta I_{3d} + v_{24}\Delta I_{3q} + \omega_{23}\Delta P_{3ref} \quad (3.20)$$

onde o conjunto de coeficientes de linearização v_{ij} , $i=1,2$; $j=1,2,3,4$ e ω_{i3} , $i=1,2$ depende dos parâmetros do inversor, dos parâmetros do gerador síncrono e da rede, bem como do ponto de operação (vide detalhes no Apêndice A).

Substituindo (3.19) e (3.20) em (3.16) e (3.17), obtêm-se as equações dinâmicas linearizadas para os desvios das componentes dq da corrente injetada pelo gerador distribuído, em função dos estados do sistema

$$\frac{d\Delta I_{3d}}{dt} = \frac{v_{11}}{\tau}\Delta\delta + \frac{v_{12}}{\tau}\Delta E'_q + \left(\frac{v_{13}-1}{\tau}\right)\Delta I_{3d} + \frac{v_{14}}{\tau}\Delta I_{3q} + \frac{\omega_{13}}{\tau}\Delta P_{3ref} \quad (3.21)$$

$$\frac{d\Delta I_{3q}}{dt} = \frac{v_{21}}{\tau}\Delta\delta + \frac{v_{22}}{\tau}\Delta E'_q + \frac{v_{23}}{\tau}\Delta I_{3d} + \left(\frac{v_{24}-1}{\tau}\right)\Delta I_{3q} + \frac{\omega_{23}}{\tau}\Delta P_{3ref} \quad (3.22)$$

3.2.5 MODELO EM ESPACO DE ESTADO DO SISTEMA PROPOSTO

Em resumo, o modelo linearizado completo, considerando os geradores síncrono e distribuído, bem como a rede elétrica, pode ser colocado na seguinte forma padrão de espaço de estados

$$\frac{d\Delta X}{dt} = A\Delta X + B\Delta U \quad (3.23)$$

$$\Delta Y = C\Delta X + D\Delta U \quad (3.24)$$

onde as matrizes A, B, C e D do sistema são dadas, respectivamente, por:

$$A = \begin{bmatrix} 0 & \omega_0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{K_1}{2H} & \frac{D_0}{2H} & \frac{K_2}{2H} & 0 & \frac{K_{I3d}}{2H} & \frac{K_{I3q}}{2H} \\ \frac{K_4}{T_{d0}} & 0 & \frac{1}{T_{d0} \cdot K_3} & \frac{1}{T_{d0}} & \frac{K_{Qd}}{T_{d0}} & \frac{K_{Qq}}{T_{d0}} \\ \frac{K_A \cdot K_5}{T_A} & 0 & \frac{K_A \cdot K_6}{T_A} & \frac{1}{T_A} & \frac{K_A \cdot K_{v1}}{T_A} & \frac{K_A \cdot K_{v2}}{T_A} \\ \frac{v_{11}}{\tau} & 0 & \frac{v_{12}}{\tau} & 0 & \frac{(v_{13}-1)}{\tau} & \frac{v_{14}}{\tau} \\ \frac{v_{21}}{\tau} & 0 & \frac{v_{22}}{\tau} & 0 & \frac{v_{23}}{\tau} & \frac{(v_{24}-1)}{\tau} \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{2H} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_A}{T_A} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\omega_{13}}{\tau} \\ 0 & 0 & \frac{\omega_{23}}{\tau} \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

$$C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ K_1 & 0 & K_2 & 0 & K_{I3d} & K_{I3q} \\ K_5 & 0 & K_6 & 0 & K_{v1} & K_{v2} \\ p_{11} & 0 & p_{12} & 0 & p_{13} & p_{14} \\ p_{21} & 0 & p_{22} & 0 & p_{23} & p_{24} \\ K_{p31} & 0 & K_{p32} & 0 & K_{p33} & K_{p34} \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

$$D = 0_{11 \times 3} \quad (3.28)$$

$$X = \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta \omega \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{fd} \\ \Delta I_{3d} \\ \Delta I_{3q} \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

$$Y = \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta \omega \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{fd} \\ \Delta I_{3d} \\ \Delta I_{3q} \\ \Delta P_e \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_{3d} \\ \Delta V_{3q} \\ \Delta P_3 \\ \Delta I_{3q} \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

$$U = \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta V_{2ref} \\ \Delta P_{3ref} \end{bmatrix} \quad (3.31)$$

A partir das equações diferenciais da máquina síncrona $\Delta \dot{\delta}$, $\Delta \dot{\omega}$, $\Delta \dot{E}'_q$, equação do RAT mais sistema de excitação $\Delta \dot{E}_{fd}$, equações dos componentes dq das correntes do gerador distribuído $\Delta \dot{I}_{3d}$ e $\Delta \dot{I}_{3q}$, respectivamente, e as equações algébricas ΔP_e , ΔV_2 , ΔV_{3d} , ΔV_{3q} , ΔP_3 tem-se o modelo linearizado em espaço de estado do sistema completo.

3.3 CONCLUSÃO

Este capítulo apresentou o desenvolvimento detalhado de um modelo matemático linearizado direcionado à análise de estabilidade eletromecânica a pequenos sinais e ao projeto de controladores amortecedores para sistemas de potência considerando a inserção de grandes blocos de potência ativa de geradores distribuídos. A partir da representação em espaço de estado do modelo do sistema de potência proposto, no Capítulo 4 este modelo foi representado em diagramas de blocos, onde foi possível visualizar e investigar os ganhos relativos dos diferentes canais de sinais do modelo linearizado e sua dependência dos níveis dos geradores distribuídos e síncronos. Também, a partir deste modelo, foi realizada a análise de torque sincronizante e de torque amortecimento, descrita no Capítulo 5.

Capítulo 4 - DESENVOLVIMENTO E ANÁLISE DE UM MODELO ORIENTADO PARA FINS DE PROJETO DE CONTROLADORES AMORTECEDORES

4.1 INTRODUÇÃO

Para fins de projeto de controladores, é importante investigar os ganhos dos diversos canais do sistema, de modo a preservar somente aqueles com os maiores ganhos, ou melhor, os ganhos que possam influenciar mais acentuadamente na mudança na dinâmica do modo eletromecânico dominante. Neste capítulo é efetuada uma análise da contribuição de torque sincronizante e de torque amortecedor, com base no princípio da superposição. O modelo linearizado, desenvolvido no Capítulo 3, pode ser visualizado como uma extensão do modelo de Heffron-Phillips, onde estão incorporados os efeitos da inserção de grandes fontes de energia renovável, sendo uma das contribuições desta tese.

4.2 MODELO ORIENTADO A CONTROLE

Após efetuado o estudo de linearização, discutido no Capítulo 3, o conjunto obtido de equações de estado e equações algébricas do modelo linearizado do sistema de potência (Equações (3.23) - (3.27)) permite obter a representação, em termos de diagrama de blocos, ilustrada na Figura 4.1. Observa-se, na Figura 4.1, que o modelo estendido apresenta, além dos parâmetros K1-K6, tradicionalmente presentes no modelo de Heffron-Phillips, um novo conjunto de parâmetros, cuja origem se deve predominantemente à presença do gerador distribuído e seu respectivo sistema de controle de corrente. Tais parâmetros de sensibilidade oriundos da participação da geração distribuída estão destacados em cor cinza no diagrama de blocos da Figura 4.1.

Através da observação do modelo da Figura 4.1, é possível notar que a introdução da geração distribuída deu origem a diversos percursos de sinais que possuem influência direta no somador de torque do gerador síncrono. Alguns desses percursos, por exemplo via os ganhos $K_{I_{3d}}$ e $K_{I_{3q}}$, afetam em percurso direto o torque elétrico aplicado ao eixo do gerador síncrono. Esses percursos diretos têm origem no regulador de corrente do inversor (representado pelas funções de transferência $G_d(s)$ e $G_q(s)$ (vide parte direita da Figura 4.1), e chegam até o ponto de soma dos torques atuando no eixo da máquina síncrona (superior esquerda do diagrama de

blocos da Figura 4.1). As funções de transferência $G_d(s)$ e $G_q(s)$ são fornecidas no Apêndice

B

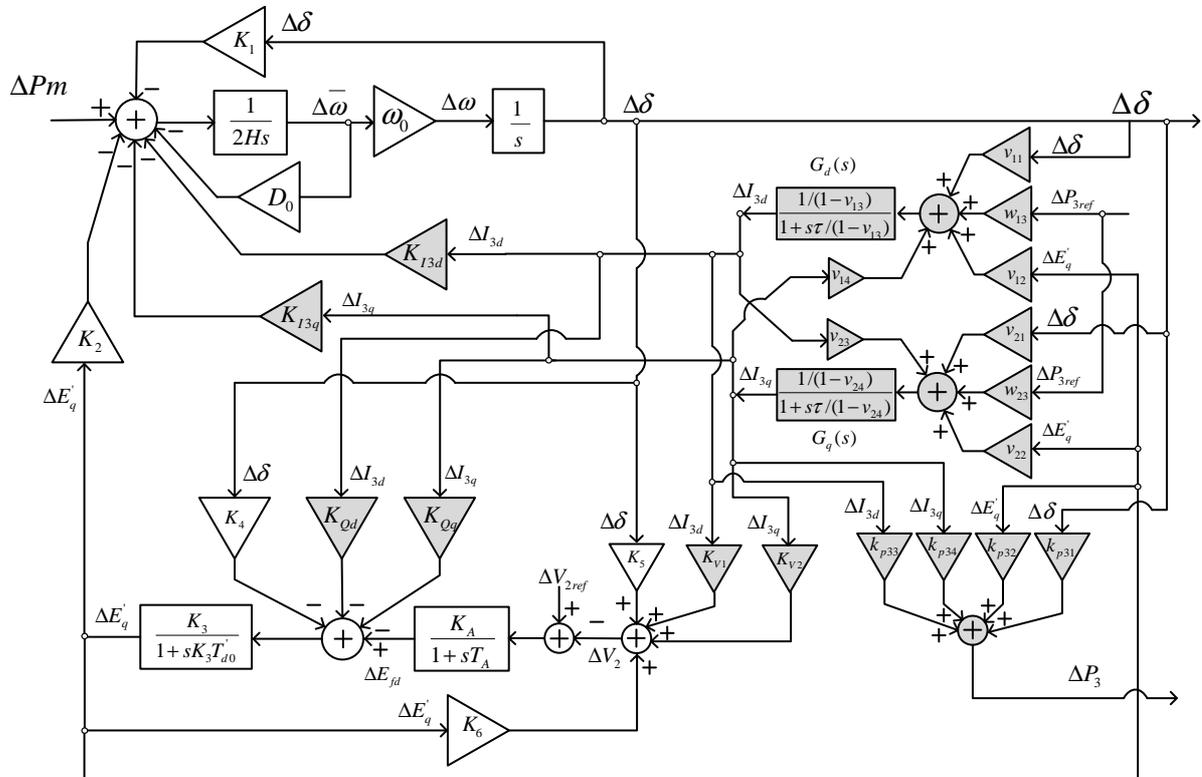


Figura 4-1 – Modelo linearizado em diagrama de blocos do sistema de potência, incluindo a influência de geração distribuída de grande porte.

Adicionalmente, observa-se que a presença do gerador distribuído também dá origem a outros percursos indiretos, que chegam até o ponto de soma de torque através de caminhos passando através da dinâmica do regulador de tensão do gerador síncrono (ganhos K_{V1} , K_{V2} , na Figura 4.1) e pelo sistema de excitação do gerador síncrono (ganhos K_{Qd} , K_{Qq} na Figura 4.1). É possível observar, portanto, que estes canais mostram um forte acoplamento entre o gerador síncrono e o gerador distribuído e, por isso, há uma relação de influência entre as dinâmicas desses dois tipos de geradores, incluindo os respectivos sistemas de controle. Neste capítulo, tais acoplamentos dinâmicos entre os geradores síncrono e distribuído foram detalhadamente investigados, visando quantificar sua respectiva influência nas margens de estabilidade eletromecânica do sistema de potência. Os ganhos dos canais presentes no modelo da Figura 4.1 foram investigados para avaliar as respectivas sensibilidades para três diferentes faixas de ponto de operação em termos dos níveis de geração de potência ativa do GD: baixa

potência (de 0,0 a 0,2 *p.u.*), média potência (de 0,2 a 0,5 *p.u.*) e elevada potência (a partir de 0,5 *p.u.*).

Também foram desenvolvidas novas equações para possibilitar a estimação das contribuições de torque de sincronismo e de torque de amortecimento em função do ponto de operação do sistema.

4.3 ANÁLISE DAS CONTRIBUIÇÕES DE TORQUE SINCRONIZANTE E DE TORQUE DE AMORTECIMENTO

Ao realizar um conjunto de testes computacionais para um determinado sistema de teste, na configuração investigada nesta tese, os diversos ganhos do modelo do sistema de potência linearizado (representado na Figura 4.1) foram analisados visando identificar quais as parcelas de contribuição cada ganho gerado pela dinâmica do inversor da fonte GD injeta no somador do torque elétrico do gerador síncrono e qual sua importância para a estabilidade eletromecânica do sistema, no conjuntos de condições de operação estudados.

Conforme pode ser observado na Figura 4.1, o modelo possui seis diferentes pontos de soma de sinais (destacados na Figura 4.2), sendo que o ponto de soma dos torques atuando no eixo do gerador síncrono (somador (a), na Figura 4.2) pode ser considerado como sendo o mais importante para fins de estudos de estabilidade eletromecânica. Neste somador, existem percursos diretos que afetam o torque eletromecânico, oriundos do controle de corrente do inversor do gerador distribuído, enquanto outros percursos afetam indiretamente o torque elétrico do gerador síncrono, através de caminhos de realimentação através do Regulador Automático de Tensão (RAT).

Foram realizadas diversas simulações com a finalidade de examinar o nível de influência do gerador distribuído nas componentes de torque eletromecânico do gerador síncrono, tanto quando há o aumento na participação percentual da geração distribuída conectada ao sistema elétrico, assim como quando a distância elétrica entre as duas fontes é variada. Para isso, são consideradas duas abordagens, a saber: a variação da potência ativa do gerador distribuído e a diminuição do comprimento da linha que interliga os dois geradores.

Para a análise da magnitude dos ganhos variando a potência ativa do gerador distribuído, foi considerado que o gerador síncrono opera com carregamento elevado e fixado na potência ativa de 0,8 *p.u.* (uma condição de operação que é normalmente utilizada em usinas reais) e

distância de 100 km. A potência ativa do gerador distribuído, por sua vez, foi variada na faixa de 0,0 a 1,2 p.u., em passos de 0,1 (foi utilizada a potência ativa de GD até o valor de 1,2 p.u. objetivando verificar o comportamento do sistema para esse limite de possibilidades de injeção de potência ativa de um gerador.). Na simulação para observar a distância elétrica dos dois geradores, foram consideradas as potências ativa de GS igual a 0,8 p.u. e a de GD igual a 0,8 p.u., sendo que o comprimento da linha de transmissão que interliga o gerador distribuído é variado na faixa de 1 a 100 km.

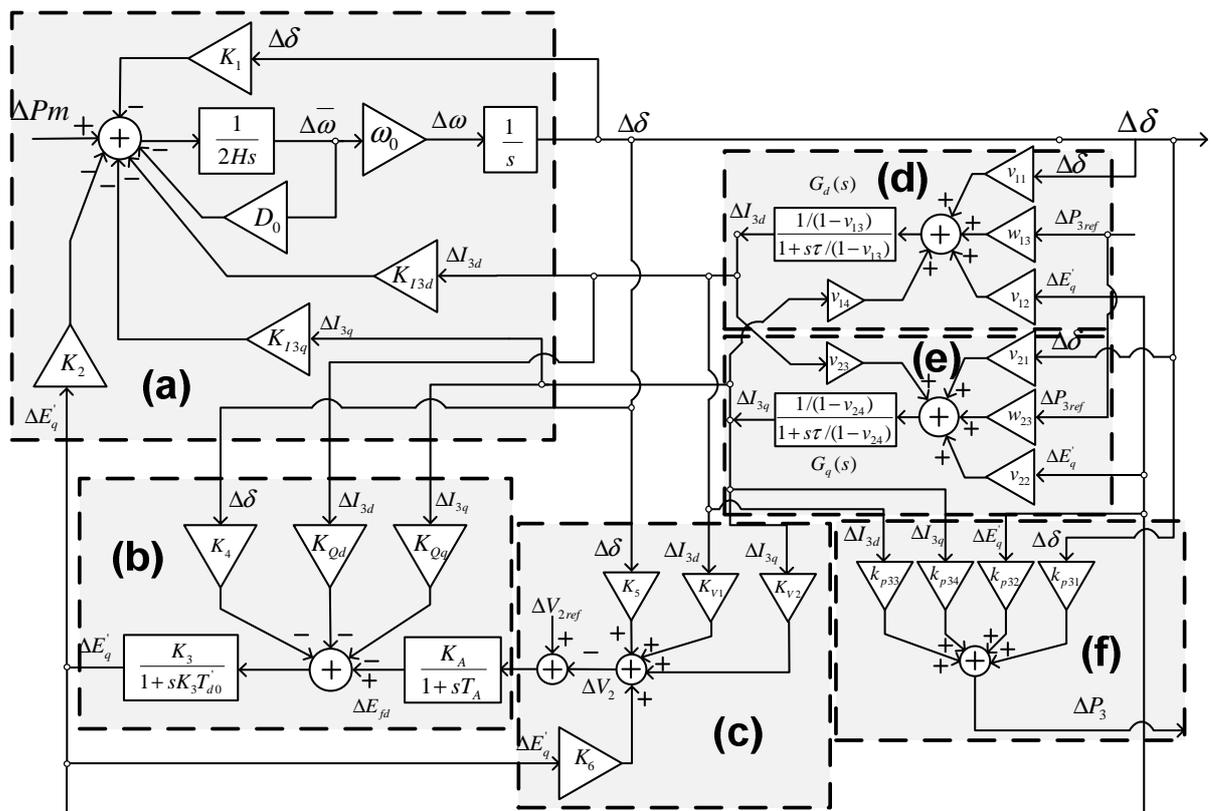


Figura 4-2 - Destaque dos somatórios do modelo de sensibilidade para análise do grau de influência dos parâmetros nas componentes de torque sincronizante e de torque de amortecimento no eixo do gerador síncrono.

4.3.1 ANÁLISE DOS GANHOS DOS CANAIS QUE CONTRIBUEM PARA O TORQUE ELÉTRICO ATUANDO NO EIXO DO GERADOR SÍNCRONO

4.3.1.1 INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DA POTÊNCIA ATIVA DO GERADOR DISTRIBUÍDO

Na Figura 4.2, seja (a) o somador dos torques atuando no eixo do gerador síncrono. Pode-se observar que a influência direta do gerador distribuído se dá através dos canais com

ganhos KI_{3d} e KI_{3q} , realimentando, respectivamente, os desvios das componentes da corrente da saída do inversor do gerador distribuído. Adicionalmente, existe uma parcela de contribuição que chega ao somador (a) através de realimentação pelo canal composto pelo regulador automático de tensão e sistema de excitação de campo do gerador síncrono.

Na Figura 4.3 exibe-se o comportamento dos ganhos $K1$, $K2$, $D0$, KI_{3d} e KI_{3q} . Percebe-se que esses parâmetros variam muito pouco com o aumento da parcela de geração distribuída do sistema. Observa-se também que o valor do ganho KI_{3d} é muito próximo de zero, para toda a faixa de operação. Isso permite inferir que, apesar desse canal influenciar diretamente no torque atuando no eixo do gerador síncrono, essa influência parece ser acentuadamente reduzida, permitindo desconsiderar a contribuição desse canal no projeto de controladores amortecedores. Já o canal KI_{3q} , por sua vez, apresenta uma contribuição considerável no torque elétrico e, portanto, deve ser considerada a influência desse canal para fins de projeto de controladores amortecedores para toda faixa de carregamento considerada do gerador distribuído.

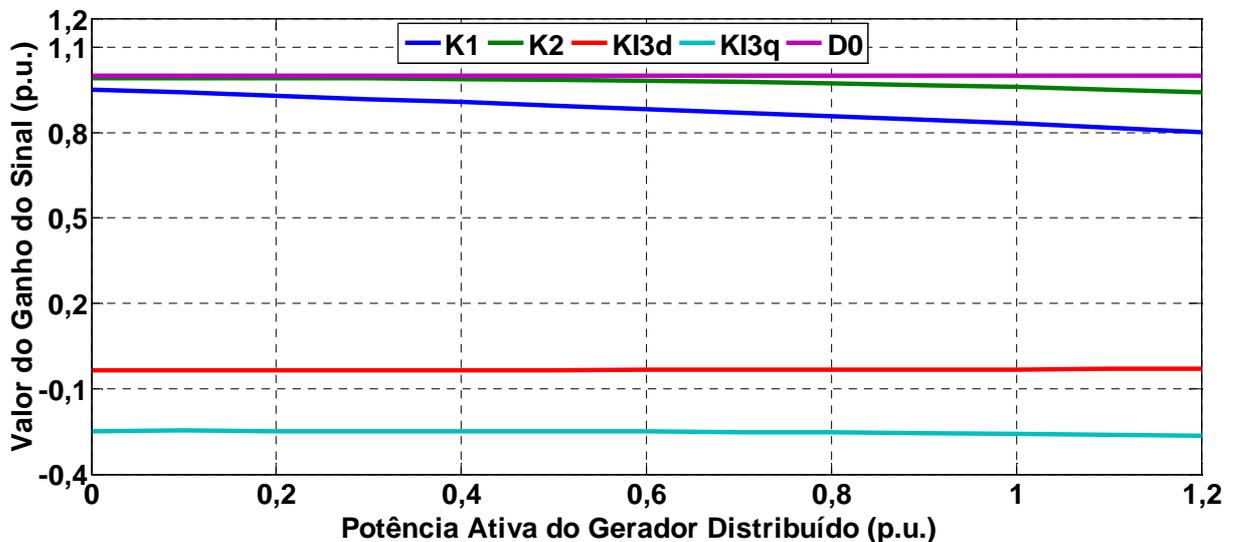


Figura 4-3 – Efeitos da variação dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono (ponto de soma (a), na Figura 4.2), considerando a variação da potência ativa do gerador distribuído.

Com objetivo adicional de verificar os impactos na variação dos parâmetros $K1$, $K2$, KI_{3d} e KI_{3q} em função do carregamento do gerador síncrono, um conjunto de testes complementares foi realizado variando-se também a potência ativa do gerador síncrono (GS), na faixa de $[0,1 \text{ a } 0,8] \text{ p.u.}$, como a variação do gerador distribuído (GD), na faixa de $[0,0 \text{ a } 1,2] \text{ p.u.}$

1,2]. Os resultados estão resumidos na Figura 4.4. Pode-se observar que, para valores reduzidos da potência ativa de GS (valores inferiores a $0,5 p.u.$) e com potência ativa de GD próximo de $1 p.u.$, existe um aumento no valor de KI em relação ao observado para elevadas potências ativas de GS. Observa-se também que, para essa mesma faixa de pontos de operação, o parâmetro $K2$ sofre uma considerável redução em seu valor. Os demais parâmetros, $KI3d$ e $KI3q$, permanecem relativamente insensíveis a variações no ponto de operação, conforme pode-se observar na Figura 4.4. Dessa forma, pode-se concluir que os resultados indicam que os parâmetros devido à presença do inversor mostram-se pouco sensíveis às variações do ponto de operação para o sistema estudado.

Para o conjunto de casos estudados, testes similares foram efetuados tanto com as variações da potência ativa de GD quanto com a potência ativa de GS e figuras tridimensionais do tipo da Figura 4.4 foram elaborados, tendo-se obtido resultados similares. Entretanto, devido principalmente não haver consideráveis mudanças do ponto de vista na variação dos ganhos de sinais do modelo proposto para a variação da potência ativa do gerador distribuído, foco principal desta análise, não será necessário fazer as duas abordagens concomitantemente. Dessa forma, na continuação da análise, apenas as figuras bidimensionais foram apresentadas, considerando-se apenas um foco, que é a análise dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono quando há variação da potência ativa do gerador distribuído.

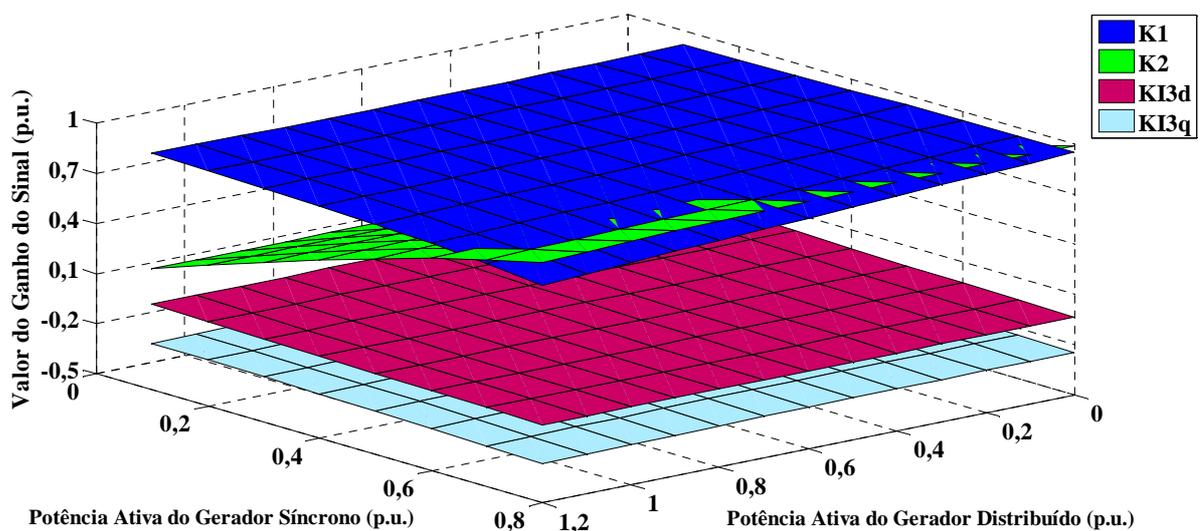


Figura 4-4 – Efeitos da variação conjunta das potências ativas do gerador síncrono e do gerador distribuído e observando-se a variação dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono (ponto de soma (a), na Figura 4.2).

4.3.1.2 INFLUÊNCIA DA DISTÂNCIA ELÉTRICA ENTRE OS GERADORES SÍNCRONOS E DISTRIBUÍDO

Na Figura 4.5, são apresentados os resultados da variação da distância elétrica entre os geradores. Para esse fim, o comprimento da linha que interliga o gerador distribuído com o resto do sistema elétrico é variado na faixa de 1 para 100 km. Pode-se observar na Figura 4.5, que o ganho do canal KI_{3q} cresce consideravelmente, em módulo, com a redução do comprimento da linha. Isso evidencia uma influência crescente do gerador distribuído quando a distância elétrica entre os geradores é reduzida. Já o ganho KI_{3d} , por sua vez, possui uma influência muito reduzida da variação no comprimento da linha.

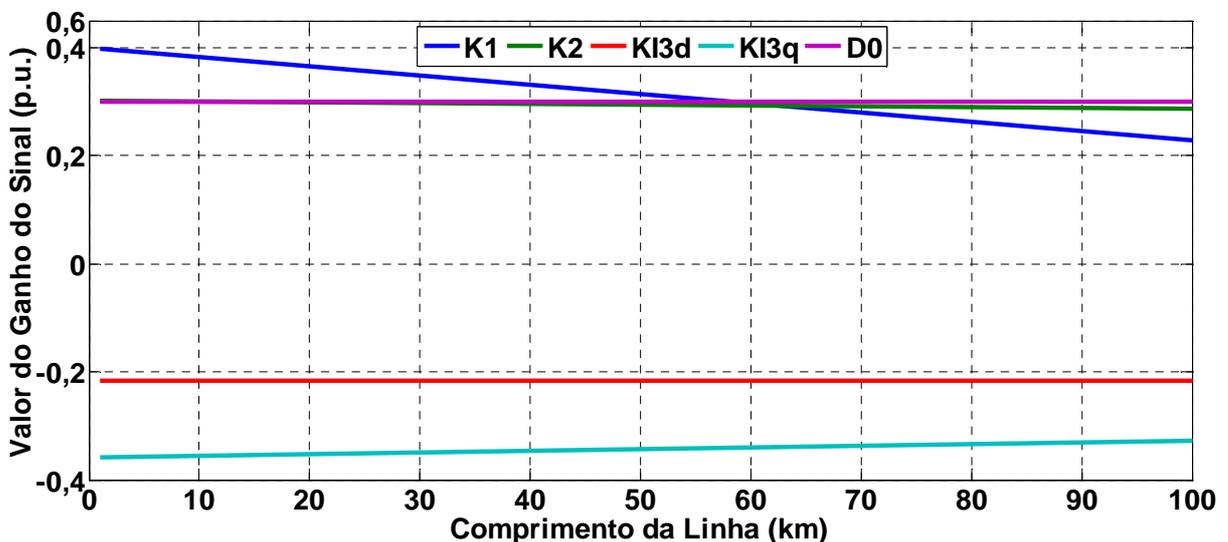


Figura 4-5 – Efeitos da variação dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono (ponto de soma (a), na Figura 4.2), considerando a variação do comprimento da linha que separa os dois geradores.

4.3.2 ANÁLISE DOS GANHOS DOS CANAIS ATUANDO VIA REGULADOR AUTOMÁTICO E SISTEMA DE EXCITAÇÃO DO GERADOR SÍNCRONO

4.3.2.1 INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DA POTÊNCIA ATIVA DO GERADOR DISTRIBUÍDO

A análise adicional realizada com os ganhos que afetam o caminho indireto através do RAT e do sistema de excitação do gerador síncrono evidencia que os ganhos KQ_d , KQ_q (vide Figura 4.6 e Figura 4.7), devido à presença do gerador distribuído (vide somador (b), na Figura 3.2) são bastante reduzidos e, dessa forma, a influência desses canais pode ser desprezada.

A justificativa é que o valor do ganho do RAT, K_A , é normalmente elevado para rápida recuperação da tensão terminal, contribuindo para melhorar a resposta transitória e ampliar o valor do torque sincronizante do gerador síncrono. Dessa forma, os sinais oriundos dos canais $K5$, K_{V1} , K_{V2} e $K6$ apresentam uma elevada amplificação através do RAT, em comparação com os sinais de realimentação oriundos dos canais de ganhos K_{Qd} , K_{Qq} . Exaustivos testes de simulação (não mostrados) confirmaram tal observação.

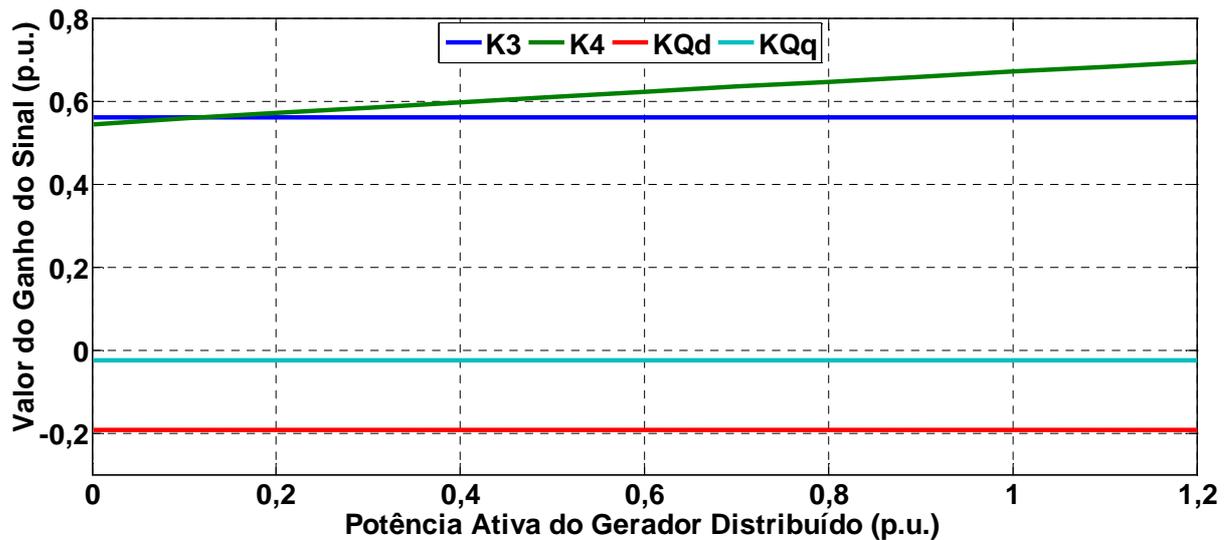


Figura 4-6 – Efeitos da variação dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono (ponto de soma (b), na Figura 4.2), considerando a variação da potência ativa do gerador distribuído.

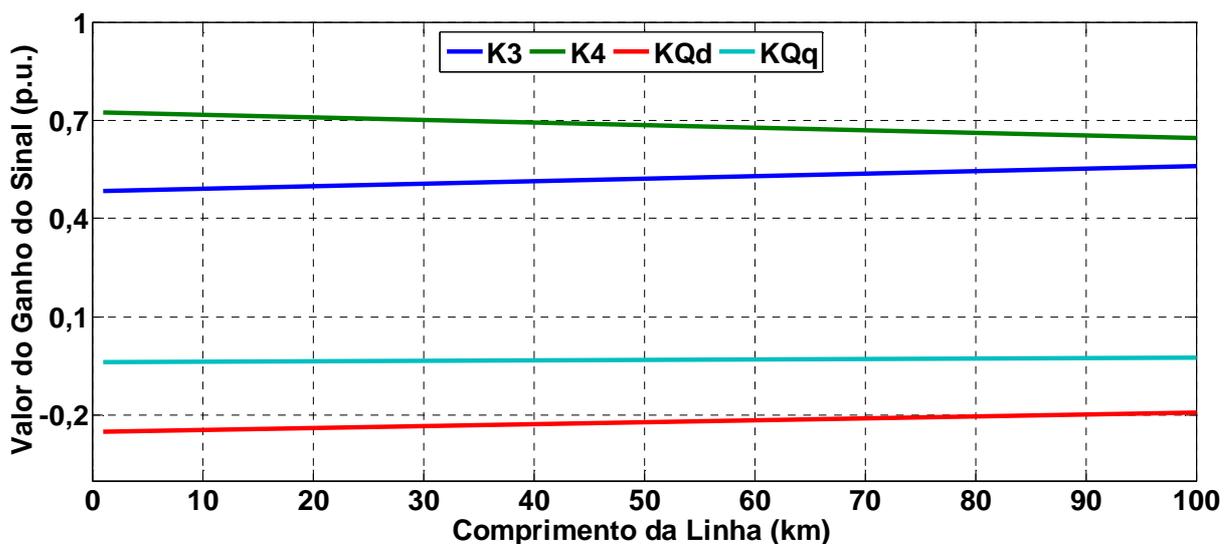


Figura 4-7 – Efeitos da variação dos ganhos dos sinais para os canais que contribuem para o acionamento de torque no eixo do gerador síncrono (ponto de soma (b), na Figura 4.2), considerando a variação do comprimento da linha que separa os dois geradores.

Adicionalmente, pode ser observado, na Figura 4.8, que para baixos valores de carregamento de geração distribuída, os valores de K_5 e K_{v2} são próximos de zero, mesmo após serem multiplicados pelo ganho K_A , do RAT. Por esse motivo, estes parâmetros podem ser desprezados no modelo de projeto, para condições de operação com reduzida parcela de geração distribuída. Observa-se também, na Figura 4.8, que o ganho K_5 varia consideravelmente, em módulo, com o aumento da geração distribuída, apresentando um crescimento, em módulo, para toda a faixa de operação. Sendo que K_{v2} e K_5 apresentam valores negativos para toda a variação de geração distribuída. Valores negativos da magnitude dos ganhos podem influenciar negativamente na contribuição do torque elétrico do gerador síncrono, diminuindo a margem de estabilidade do sistema.

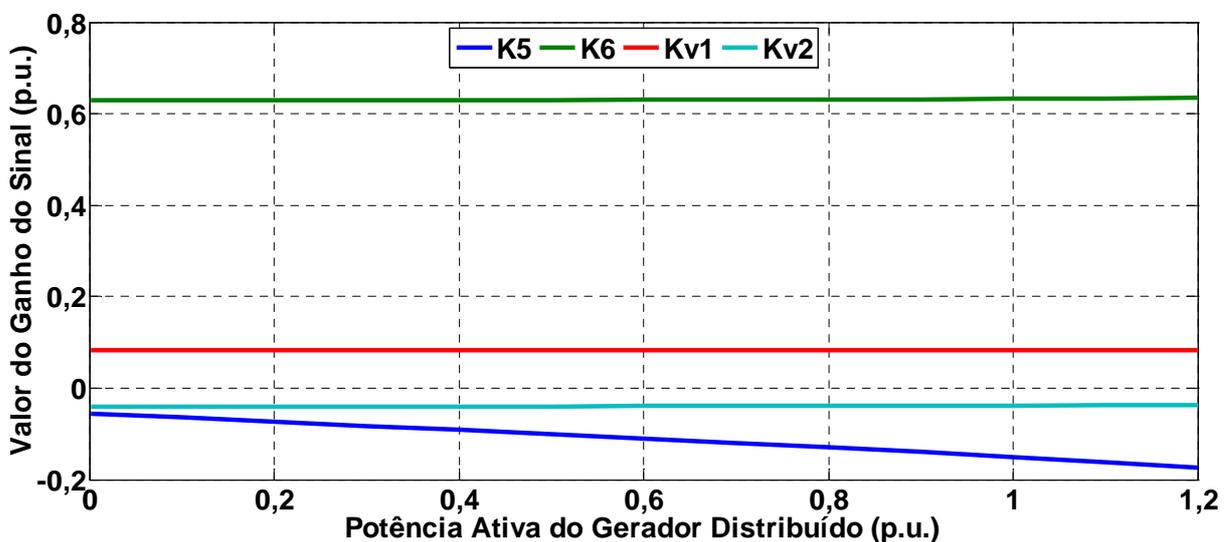


Figura 4-8 – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem na referência do RAT do gerador síncrono (ponto de soma (c), na Figura 4.2.), considerando a variação da potência ativa do gerador distribuído.

4.3.2.2 INFLUÊNCIA DA DISTÂNCIA ELÉTRICA ENTRE OS GERADORES SÍNCRONOS E DISTRIBUÍDO

Quando são considerados os efeitos de uma redução da distância elétrica, observa-se, nos gráficos da Figura 4.9, que somente os ganhos K_6 e K_{v1} parecem sofrer variação considerável, sendo que K_6 reduz enquanto K_{v1} sofre um pequeno aumento com a proximidade elétrica entre os geradores. Sendo assim, o sinal resultante através do somador (c) parece não sofrer uma influência considerável da participação do gerador distribuído. Além disso, pode-se

observar que o crescimento do ganho Kv_1 , neste caso, pode ser considerado insignificante e, por isso, pode ser desprezado.

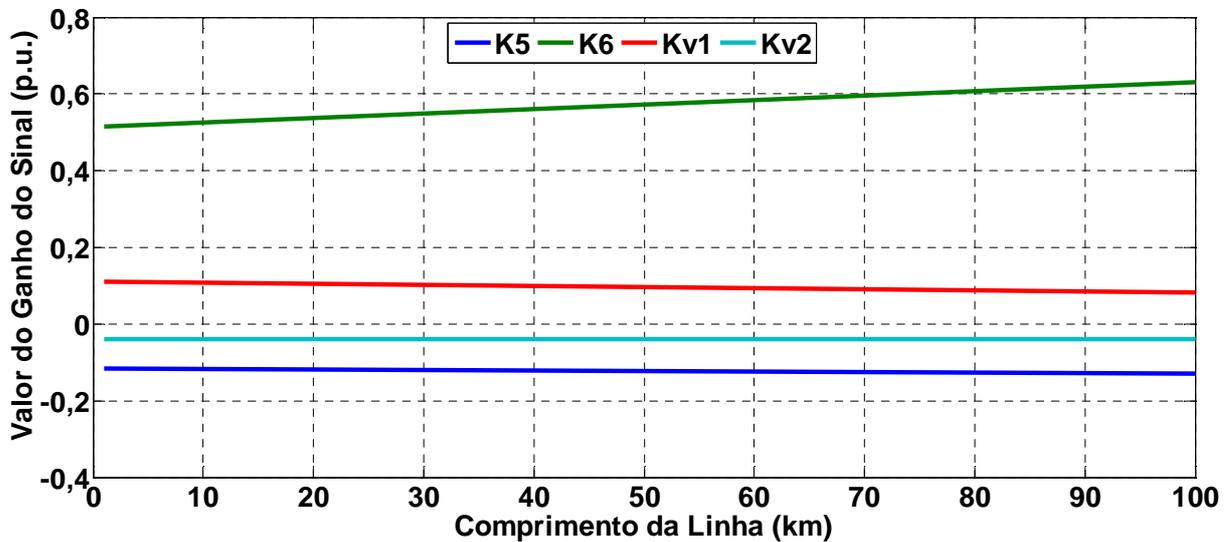


Figura 4-9 – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem na referência do RAT do gerador síncrono (ponto de soma (c), na Figura 4.2.), considerando a variação do comprimento da linha que separa os dois geradores.

4.3.3 ANÁLISE DOS GANHOS DOS CANAIS ATUANDO ATRAVÉS DO REGULADOR DE CORRENTE DO INVERSOR DO GERADOR DISTRIBUÍDO

4.3.3.1 INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DA POTÊNCIA ATIVA DO GERADOR DISTRIBUÍDO EM $G_d(s)$ DO INVERSOR

Na Figura 4.10, são apresentados os resultados da variação dos ganhos dos canais em função da potência gerada pelo gerador distribuído. Pode-se observar, na Figura 4.10, a análise dos ganhos nos canais que chegam ao somador do controle de corrente do inversor do gerador distribuído (ponto de soma (d), na Figura 4.2). Esses ganhos são os seguintes: v_{11} , v_{12} , v_{13} , v_{14} e w_{13} . Pode-se observar na figura que existem determinados ganhos que crescem enquanto outros decrescem com o aumento da potência do gerador distribuído. Por exemplo, v_{11} apresenta um crescimento mais acentuado que os demais. Na Figura 4.2, pode-se observar que o desvio do ângulo de carga $\Delta\delta$ é realimentado através do ganho v_{11} e percorre o caminho através da dinâmica do regulador de corrente do inversor, chegando ao ponto de soma de torque do gerador síncrono (ponto (a), na Figura 4.2), através do ganho KI_{3q} (nota-se que o ganho do canal KI_{3d} é desprezível, conforme já discutido). Uma vez que o valor da constante de tempo do inversor é

normalmente bastante reduzido em comparação com as demais constantes de tempo do sistema, o caminho através do canal KI_{3q} pode ser considerado como sendo um percurso direto, influenciando essencialmente na componente de torque sincronizante do gerador síncrono.

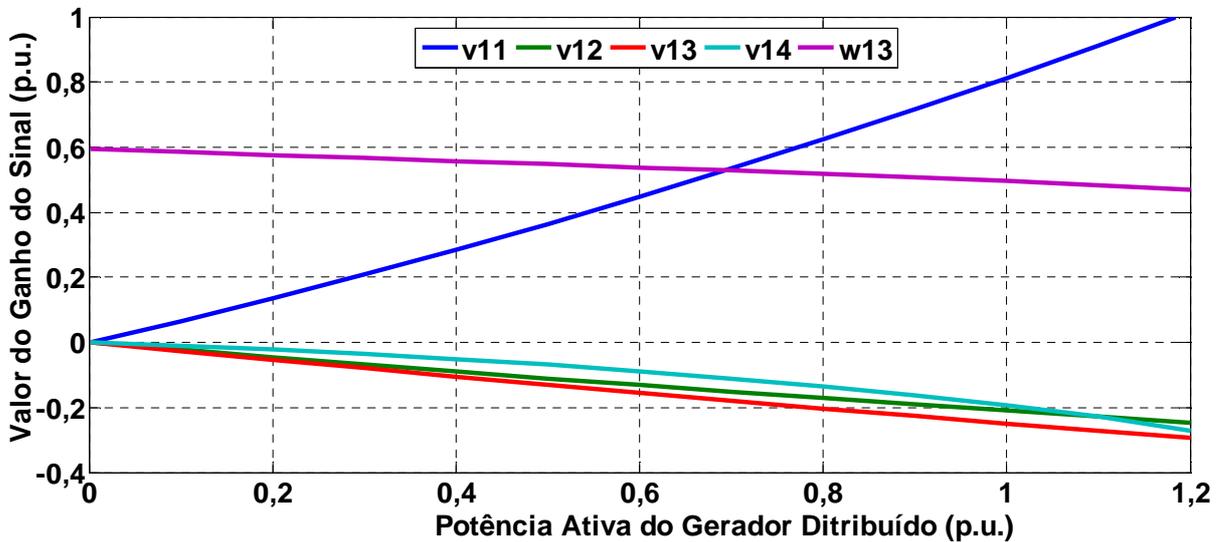


Figura 4-10 – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem no ponto de referência do regulador de corrente do inversor do gerador distribuído (ponto de soma (d), na Figura 4.2), considerando-se a variação da potência ativa do gerador distribuído.

Um dos trajetos indiretos de realimentação do desvio do ângulo de carga passa por v_{11} e pelo percurso indireto através do RAT e sistema de excitação de campo do gerador síncrono, chegando até o ponto de soma de torque através de K_2 . Devido aos atrasos de fase ao longo do RAT e sistema de excitação, o sinal através de K_2 pode ser decomposto em duas componentes ortogonais que influenciam, respectivamente, as componentes de torque sincronizante e de torque de amortecimento atuando no eixo do gerador síncrono. Dessa forma, a influência desse percurso é importante e deve ser considerada na análise e no projeto de controladores amortecedores de oscilações eletromecânicas.

4.3.3.2 INFLUÊNCIA DA DISTÂNCIA ELÉTRICA ENTRE OS GERADORES SÍNCRONOS E DISTRIBUÍDO EM $G_d(s)$ DO INVERSOR

Observa-se na Figura 4.11 que todos os valores dos ganhos presentes no somador (d) são considerados importantes e elevados, sendo que v_{11} e w_{13} são positivos e os ganhos v_{12} , v_{13} e v_{14} são negativos, levando a uma influência positiva na saída desse somador, mas com um pequeno valor, diminuindo um pouco sua influência, mas ainda significativa, não podendo ser desprezível para projetos de controladores.

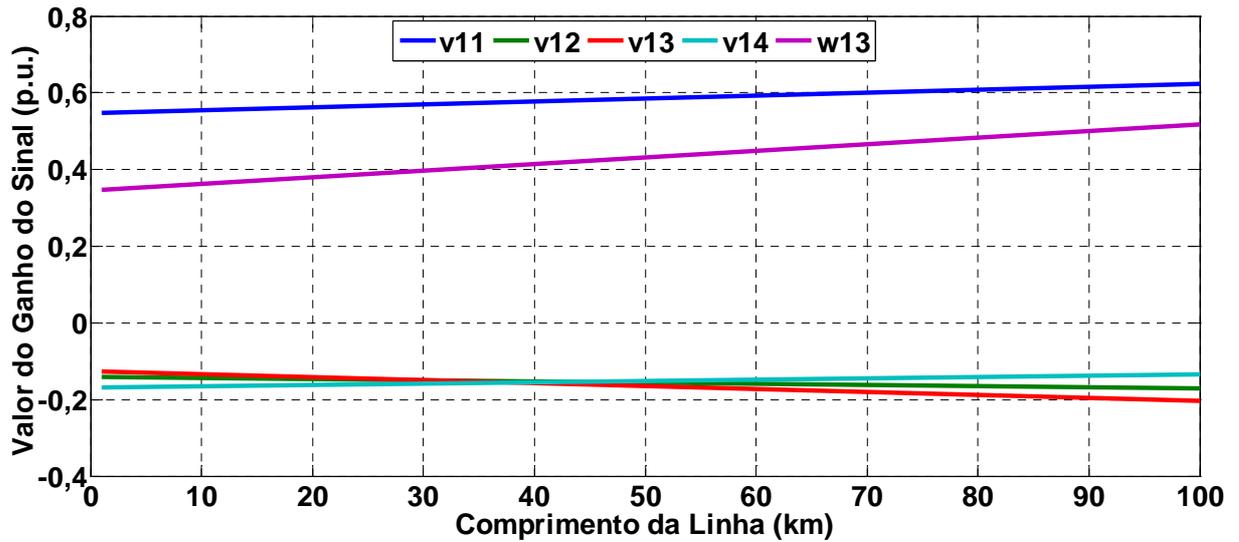


Figura 4-11 – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem no ponto de referência do regulador de corrente do inversor do gerador distribuído (ponto de soma (d)), na Figura 4.2), considerando a variação do comprimento da linha que separa os dois geradores.

4.3.3.3 INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DA POTÊNCIA ATIVA DO GERADOR DISTRIBUÍDO EM $G_q(s)$ DO INVERSOR

Observa-se na Figura 4.12 que todos os ganhos crescem, em módulo, com o aumento da potência ativa do gerador distribuído.

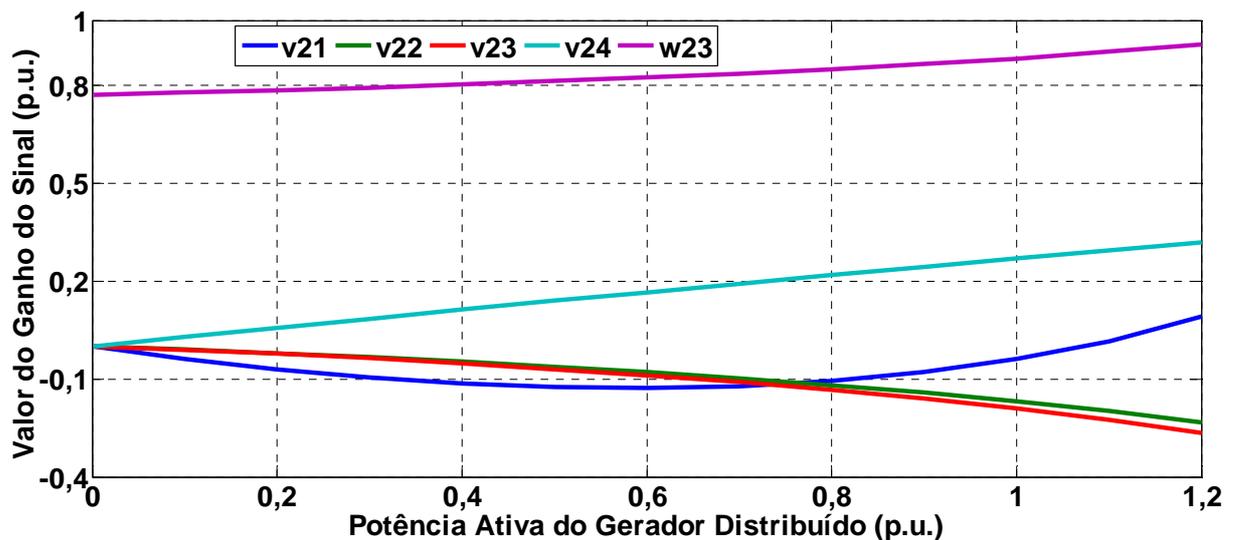


Figura 4-12 – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem no ponto de referência do regulador de corrente do inversor do gerador distribuído (ponto de soma (e)), na Figura 4.2), considerando-se a variação da potência ativa do gerador distribuído.

Verifica-se que o valor do ganho do sinal de w_{23} é grande, portanto de muita influência, sendo realimentado diretamente pela variação da potência de referência do gerador distribuído. Entretanto, para estes modelos, o sistema é considerado sem variação e, portanto, pode ser desprezado. O ganho v_{12} possui comportamento não monotônico e por isso deve ser observado com mais cuidado nas faixas de valores de potência que se deseja trabalhar. Observa-se que, para pequenos valores de potência de GD, v_{12} decresce para valores negativos; mas, para elevados valores de potência de GD, v_{12} é crescente, chegando a valores positivos. Dessa forma, comportamento desse tipo é importante e deve ser levado em conta na análise e no projeto de controladores amortecedores de oscilações eletromecânicas.

4.3.3.4 INFLUÊNCIA DA DISTÂNCIA ELÉTRICA ENTRE OS GERADORES SÍNCRONOS E DISTRIBUÍDO EM $GQ_q(s)$ DO INVERSOR

Na Figura 4.13, observa-se que o aumento da distância entre os dois geradores não influencia de forma significativa os ganhos do somador (e); entretanto, os ganhos v_{21} e v_{24} não devem ser desprezados numa análise mais aprofundada. Observa-se um pequeno crescimento dos ganhos v_{21} e v_{24} , onde v_{21} cresce de forma negativa e v_{24} cresce para valores positivos.

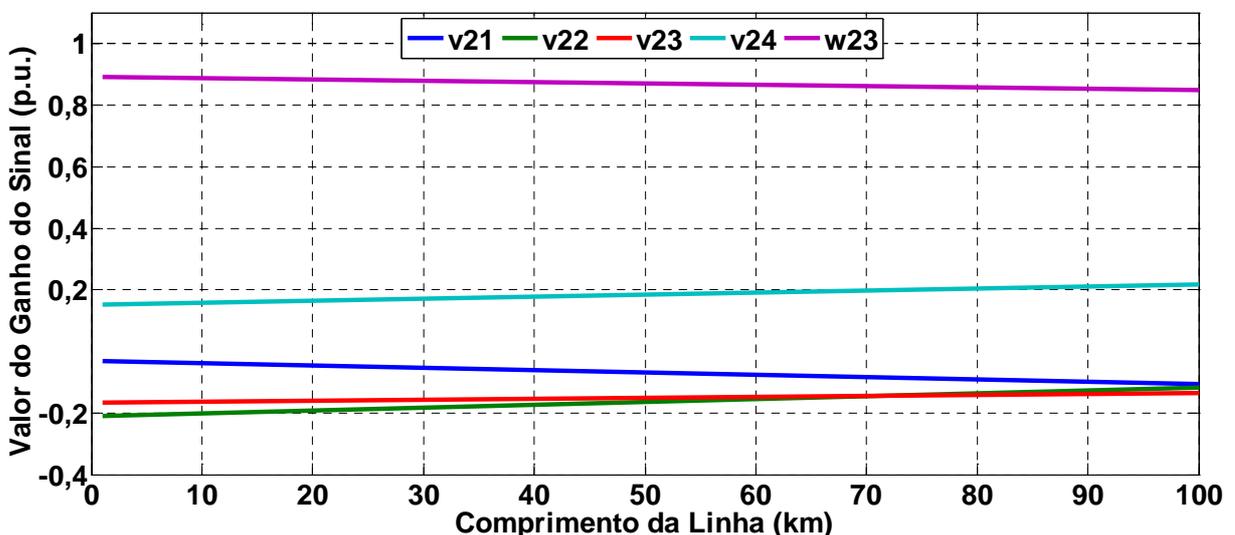


Figura 4-13 – Efeitos dos ganhos dos sinais dos canais que contribuem no ponto de referência do regulador de corrente do inversor do gerador distribuído (ponto de soma (e)), na Figura 4.2), considerando a variação do comprimento da linha que separa os dois geradores.

Testes adicionais foram realizados para diferentes pontos de operação, com resultados similares aos já apresentados. Os resultados dos testes permitiram inferir que, para fins de

análise e projeto, é possível a proposição de três modelos simplificados, os quais serão descritos a seguir.

4.4 MODELOS LINEARIZADOS PARA FINS DE PROJETO DE CONTROLADORES AMORTECEDORES

Após a análise da influência dos ganhos dos canais que surgem devido à presença do gerador distribuído, é possível propor modelos linearizados adequados para a parcela de contribuição do gerador distribuído, nominalmente em níveis baixos, médios e elevados de contribuição. Na Figura 4.14, é apresentado o diagrama de blocos para o modelo linearizado simplificado para representar o sistema operando com baixos níveis de geração distribuída ($0 \leq P_{GD} \leq 0,2$ p.u.).

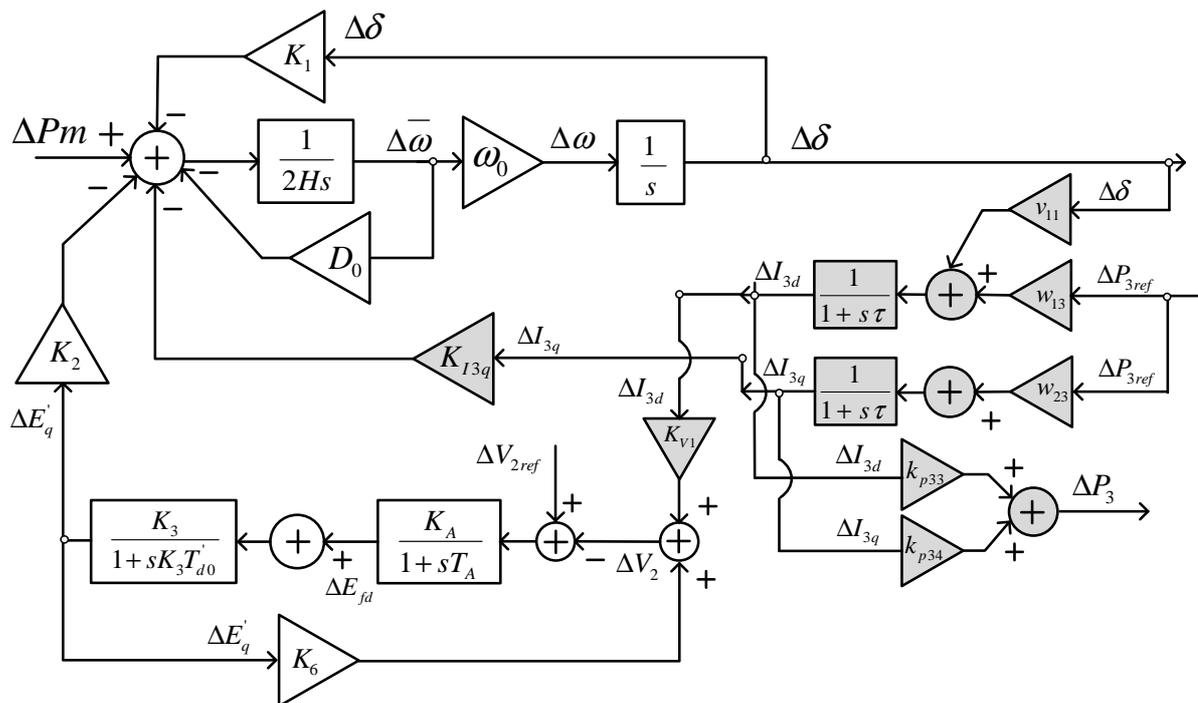


Figura 4-14 – Modelo linearizado do sistema de potência, incluindo a influência de geração distribuída operando em nível de baixa potência.

Os ganhos K_{I3d} , K_{Qd} , K_{Qq} , K_{v2} , v_{12} , v_{13} , v_{14} , v_{21} , v_{22} , v_{23} , v_{24} , K_{p31} e K_{p32} apresentaram valores extremamente reduzidos e, dessa forma, podem ser desprezados no modelo de baixa potência de geração distribuída. Além disso, foi também observado que o ganho que afeta diretamente no torque elétrico do gerador síncrono, K_{I3q} , apresentou um valor reduzido e, portanto, possui pouca influência na contribuição do torque elétrico. Assim sendo, o efeito da

presença do gerador distribuído na estabilidade do modo eletromecânico é reduzido quando a parcela de geração distribuída é pequena.

Nas Figuras 4.15 e 4.16, estão apresentados os modelos linearizados para o sistema operando com níveis médios ($0,2 < P_{GD} \leq 0,5$ p.u.) e elevados ($P_{GD} > 0,5$ p.u.) da parcela de geração distribuída no sistema.

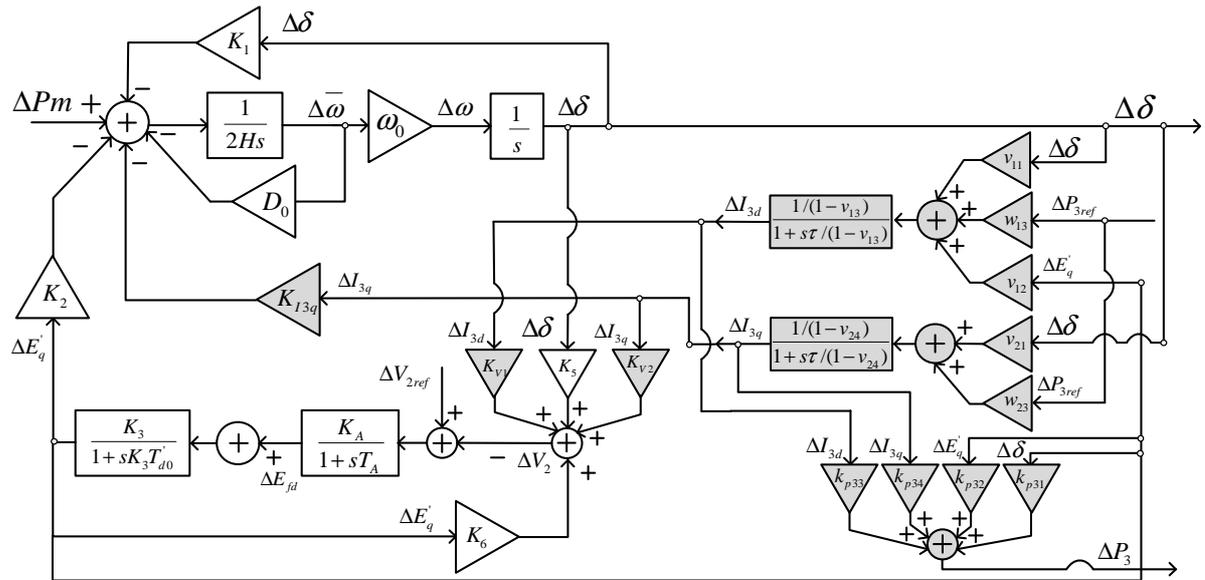


Figura 4-15 - Modelo linearizado do sistema de potência, incluindo a influência de geração distribuída operando em nível de média potência.

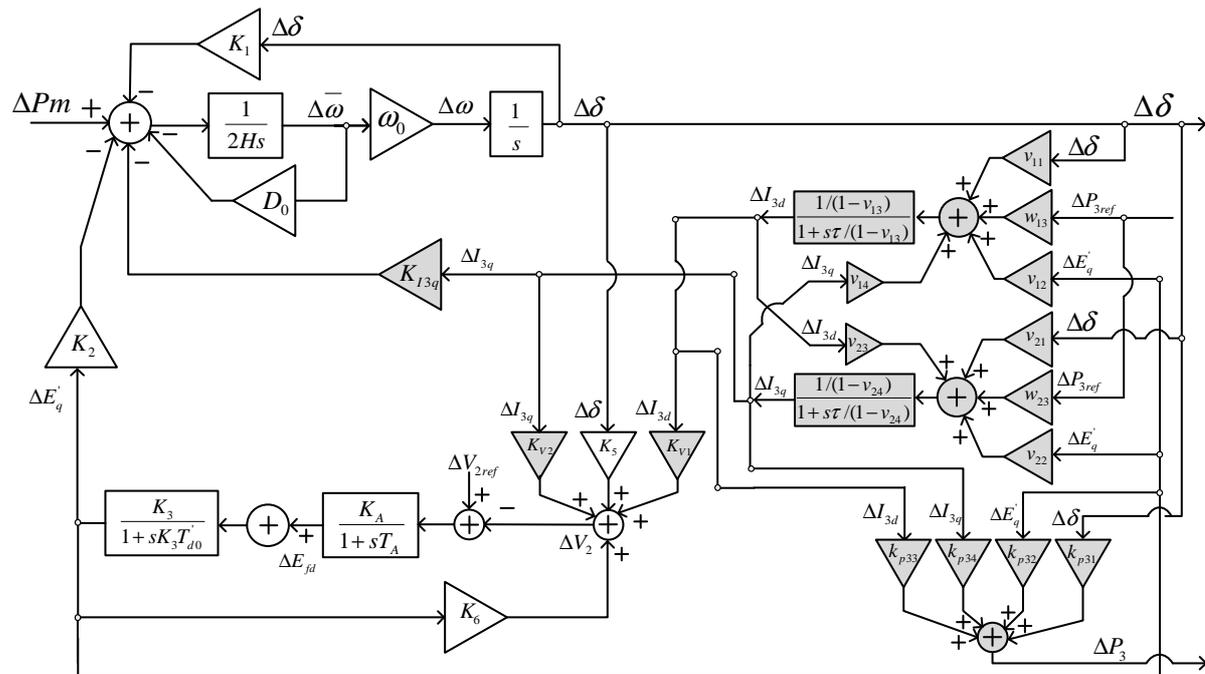


Figura 4-16 - Modelo linearizado do sistema de potência, incluindo a influência de geração distribuída operando em nível de alta potência.

Em particular, para o caso em que o sistema opera com elevada parcela de geração distribuída, observa-se que os valores dos ganhos introduzidos pela presença do gerador distribuído devem ser considerados. Assim sendo, devem ser considerados no projeto de controladores amortecedores os efeitos dos diversos percursos que podem afetar em diferentes níveis as componentes de torque sincronizante e de torque de amortecimento do sistema.

4.5 CONCLUSÃO

Neste capítulo foram discutidos, de forma detalhada, os modelos linearizados desenvolvidos neste trabalho, considerando a análise de sensibilidade de cada ganho que seja influenciado pela introdução da geração distribuída interligada ao sistema através de inversor.

Foi descrito que a injeção de corrente do GD conectado com o gerador síncrono fornece diversos caminhos que possuem influência direta ou indireta no somador de torque do gerador síncrono. Através desta análise, foram propostos modelos de sensibilidade de potência para três faixas de ponto de operação do sistema operando de forma segura. Esses modelos são uma importante contribuição desta tese, fornecendo uma base teórica para desenvolver um método melhorado para sintonizar estabilizadores de sistema de potência quando grandes fontes de energia conectadas a inversor estão presentes no sistema elétrico de potência.

A partir deste estudo, observou-se que é imprescindível um aprofundado estudo de estabilidade eletromecânica em projetos de instalações de grandes blocos de GD no sistema elétrico interligado. A falta deste tipo de estudo prévio poderá resultar em instabilidade do modo eletromecânico dominante, conforme discutido nos resultados desta tese.

Capítulo 5 - ANÁLISE DA CONTRIBUIÇÃO DAS COMPONENTES DE TORQUES SINCRONIZANTE E DE AMORTECIMENTO DEVIDO À INFLUÊNCIA DO GERADOR DISTRIBUÍDO

5.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo, são discutidas as parcelas de contribuição do gerador distribuído e do gerador síncrono no torque eletromecânico do sistema de potência proposto que influenciam na estabilidade do sistema, conforme as equações matemáticas características, detalhadas no Capítulo 3, que juntas representam um modelo orientado ao estudo de controle. O objetivo do desenvolvimento do modelo matemático é estudar a condição de estabilidade do sistema, devido à nova configuração considerando os geradores distribuídos, e aplicar técnicas de controles amortecedores objetivando aumentar a margem de estabilidade do sistema proposto.

Em um sistema elétrico de potência operando de forma interligada, existe um equilíbrio entre o torque mecânico de entrada e o torque elétrico de saída de cada um gerador, e a velocidade tende a se manter constante, em regime permanente. Este equilíbrio é afetado quando o sistema é perturbado, o que origina a aceleração ou desaceleração do rotor da máquina síncrona, de acordo com as leis de movimento de um corpo rotacional. Se o rotor do gerador gira mais rápido ou mais lento que o resto do sistema equivalente, origina-se um incremento ou decremento no ângulo do rotor do primeiro em relação ao segundo (o resto do sistema). Esta diferença angular produz uma transferência de uma parte da carga da máquina mais lenta para uma máquina mais rápida, a qual depende da relação não linear potência-ângulo, cuja tendência é a de reduzir a diferença entre as velocidades (e, dessa forma, a separação angular) do rotor da máquina [ANDERSON e FOUAD, 2002].

No caso de o sistema possuir geração distribuída conectada ao sistema elétrico utilizando eletrônica de potência, a dinâmica do sistema (gerador distribuído, inversor e controladores) passa a ter influência direta na dinâmica do sistema completo, mesmo que o gerador não possua parte rotativa, como, por exemplo, uma usina fotovoltaica. À medida que a geração de potência ativa desse tipo de gerador aumenta, sua influência na dinâmica do sistema também aumenta. Essa influência poderá chegar a proporções significativas, capazes de levar o sistema completo à instabilidade eletromecânica.

Neste capítulo, são deduzidas as equações que permitem avaliar as componentes de torque sincronizante e torque de amortecimento em diferentes condições de operação,

utilizando, para isso, as equações do modelo matemático proposto no Capítulo 3. A necessidade de se estudar a contribuição do torque é principalmente porque a condição de estabilidade do sistema elétrico de potência está diretamente relacionada a duas parcelas de torque. Sendo, portanto, a estabilidade do sistema dependente da existência de ambas as componentes do torque para as máquinas do sistema. A falta de torque sincronizante suficiente resulta em uma instabilidade que se manifesta através de uma *variação aperiódica* do ângulo de rotor. Por outro lado, a falta de torque de amortecimento suficiente resulta em uma instabilidade oscilatória [KUNDUR, 1994].

5.2 CÁLCULO DAS PARCELAS DE CONTRIBUIÇÃO DE TORQUE SINCRONIZANTE E DE TORQUE DE AMORTECIMENTO

Da literatura [SAUER e PAI, 1998], [KUNDUR, 1994] e [ANDERSON e FOUAD, 2002], sabe-se que o torque elétrico das máquinas síncronas de um sistema de potência é dividido em duas componentes, que são: torque de sincronização (proporcional às variações angulares do rotor) e torque de amortecimento (proporcional às variáveis de velocidade). Desta forma, observa-se na Figura 4.1 que, no somador da referência de potência mecânica do gerador síncrono, K_1 contribui apenas para o torque de sincronismo e D_0 contribui apenas para o torque de amortecimento. Entretanto, as variáveis $\Delta E'_q$, ΔI_{3d} e ΔI_{3q} possuem parcelas de contribuição tanto para o torque de sincronismo como para o torque de amortecimento.

Neste tópico, é demonstrada, através de equações matemáticas, a contribuição de cada variável que influencia diretamente no torque elétrico do gerador síncrono do sistema da Figura 4.1. Para esta análise, o sistema é considerado sem falta e, por esta razão, as variáveis de entrada (ΔP_m , ΔV_{2ref} e ΔP_{3ref}) não influenciarão nas equações e, portanto, serão consideradas nulas.

5.2.1 CONTRIBUIÇÃO DEVIDO AO CANAL DE $\Delta E'_q$

As análises da contribuição de torque sincronizante e de torque de amortecimento são expressas em termos da frequência de oscilação do modo eletromecânico dominante (ω_{osc}). Essa frequência pode ser estimada utilizando a fórmula

$$\omega_{osc} = \sqrt{\frac{K_1 \omega_0}{2H}} \quad (5.1).$$

Nessa análise, a contribuição de torque de uma determinada variável pode ser expressa em termos de suas componentes real e imaginária, sendo a parte real correspondente à

contribuição de torque sincronizante, enquanto que a parte imaginária corresponde à contribuição do torque de amortecimento.

Através da equação de estado de $\Delta E'_q$, em (3.14), e após substituir as equações linearizadas das componentes da corrente do gerador distribuído, em (5.2) e (5.3), reescritas a partir de (3.16) e (3.17) (escritas agora apenas em função de $\Delta\delta$ e de $\Delta E'_q$), escreve-se, em (5.4), a equação que influencia no torque devido ao canal de $\Delta E'_q$ representado a partir da Figura 4.1.

$$\Delta I_{3d} = G_{11}(s)\Delta\delta + G_{12}(s)\Delta E'_q \quad (5.2).$$

$$\Delta I_{3q} = G_{21}(s)\Delta\delta + G_{22}(s)\Delta E'_q \quad (5.3).$$

$$\Delta E'_q = M(s)\Delta\delta \quad (5.4).$$

onde a combinação matemática de $G_{11}(s)$, $G_{12}(s)$, $G_{21}(s)$, $G_{22}(s)$ foi substituída por $M(s)$ que são funções de transferência do sistema, cuja obtenção é detalhada no Apêndice B.

Para representar as componentes do torque devido E'_q , em (5.4), é necessário considerar a frequência do modo de oscilação eletromecânica dominante, ou seja, substituir $s = j\omega_{osc}$. Dessa forma obtém-se:

$$\Delta T_e |_{\Delta E'_q} = K_2 M_{real}(\omega_{osc})\Delta\delta + j \cdot K_2 M_{imag}(\omega_{osc})\Delta\delta \quad (5.5).$$

onde $M_{real}(\omega_{osc}) = \text{Re}[M(s = j\omega_{osc})]$ e $M_{imag}(\omega_{osc}) = \text{Im}[M(s = j\omega_{osc})]$.

Substituindo-se na componente imaginária de (5.5) a equação de estado do ângulo de carga (3.12), obtêm-se as respectivas contribuições para os coeficientes de torque de sincronismo (K_{sinc}) e de torque de amortecimento (K_{damp}), a partir da contribuição de canal de $\Delta E'_q$.

$$K_{sinc} |_{\Delta E'_q} = K_2 M_{real}(\omega_{osc}) \quad (5.6).$$

$$K_{damp} |_{\Delta E'_q} = K_2 \left(\frac{\omega_0}{\omega_{osc}} \right) M_{imag}(\omega_{osc}) \quad (5.7).$$

5.2.2 CÁLCULO DA CONTRIBUIÇÃO DE TORQUE SINCRONIZANTE E TORQUE DE AMORTECIMENTO DEVIDO AO CANAL DE ΔI_{3d} E ΔI_{3q}

O cálculo para se chegar às equações que representam a contribuição do cálculo da contribuição do torque elétrico devido a ΔI_{3d} e ΔI_{3q} é similar ao cálculo demonstrado no subitem anterior que representa a contribuição do torque devido a E'_q . A partir da substituição de (5.4) em (5.2) e (5.3), e colocando-se em função da frequência do modo de oscilação, com $s = j\omega_{osc}$ obtêm-se, respectivamente, as contribuições para os coeficientes do torque de sincronismo (K_{sinc}) e do torque de amortecimento (K_{damp}) devido ao canal de ΔI_{3d} , em (5.8) e em (5.9), e devido ao canal de ΔI_{3q} , em (5.10) e em (5.11).²

$$K_{sinc} |_{\Delta I_{3d}} = K_{I_{3d}} \begin{pmatrix} G_{11real}(\omega_{osc}) + \\ + G_{12real}(\omega_{osc})M_{real}(\omega_{osc}) + \\ - G_{12imag}(\omega_{osc})M_{imag}(\omega_{osc}) \end{pmatrix} \quad (5.8).$$

$$K_{damp} |_{\Delta I_{3d}} = K_{I_{3d}} \left(\frac{\omega_0}{\omega_{osc}} \right) \begin{pmatrix} G_{11imag}(\omega_{osc}) + \\ + G_{12real}(\omega_{osc})M_{imag}(\omega_{osc}) + \\ + G_{12imag}(\omega_{osc})M_{real}(\omega_{osc}) \end{pmatrix} \quad (5.9).$$

$$K_{sinc} |_{\Delta I_{3q}} = K_{I_{3q}} \begin{pmatrix} G_{21real}(\omega_{osc}) + \\ + G_{22real}(\omega_{osc})M_{real}(\omega_{osc}) + \\ - G_{22imag}(\omega_{osc})M_{imag}(\omega_{osc}) \end{pmatrix} \quad (5.10).$$

$$K_{damp} |_{\Delta I_{3q}} = K_{I_{3q}} \left(\frac{\omega_0}{\omega_{osc}} \right) \begin{pmatrix} G_{21imag}(\omega_{osc}) + \\ + G_{22real}(\omega_{osc})M_{imag}(\omega_{osc}) + \\ + G_{22imag}(\omega_{osc})M_{real}(\omega_{osc}) \end{pmatrix} \quad (5.11).$$

onde $G_{ijreal}(\omega_{osc})$ e $G_{ijimag}(\omega_{osc})$ são respectivamente as partes real e imaginária de $G_{ij}(s = j\omega_{osc})$, $i = 1, 2$; $j = 1, 2$.

² Os detalhes dos passos algébricos intermediários foram omitidos por brevidade, mas estão detalhadas no Apêndice B.

5.2.3 ESTIMAÇÃO DA CONTRIBUIÇÃO TOTAL DE TORQUE SINCRONIZANTE E TORQUE DE AMORTECIMENTO VIA PRINCÍPIO DA SUPERPOSIÇÃO

As contribuições totais de torque de sincronismo ($K_{sinctotal}$) e do torque de amortecimento ($K_{damptotal}$) do sistema, obtidas pelo princípio da superposição, são iguais ao somatório de todas as componentes que são injetadas na referência do torque mecânico.

$$K_{sinctotal} = K_1 + K_{sinc} |_{\Delta E'_q} + K_{sinc} |_{\Delta I_{3d}} + K_{sinc} |_{\Delta I_{3q}} \quad (5.12).$$

$$K_{damptotal} = D_0 + K_{damp} |_{\Delta E'_q} + K_{damp} |_{\Delta I_{3d}} + K_{damp} |_{\Delta I_{3q}} \quad (5.13).$$

5.3 CONCLUSÃO

Neste capítulo, foram deduzidas fórmulas para estimação das contribuições de torque sincronizante e de torque de amortecimento para um sistema envolvendo considerável penetração de geração distribuída. O gerador distribuído foi modelado através de uma fonte de corrente controlada, de modo a prover somente injeção de potência ativa no ponto de conexão (operação com fator de potência unitário). Foi mostrado que, com a inserção da fonte de geração distribuída, existem diversos canais de interferência no torque sincronizante e de amortecimento. Foi deduzido um modelo linearizado, na forma de diagrama de blocos (vide Figura 4.1).

No prosseguimento deste estudo, pretende-se investigar esse modelo com maior detalhamento, sob o ponto de vista de controle multivariável, de modo a verificar as interferências mútuas entre os diversos canais existentes no diagrama de blocos proposto. Além disso, no prosseguimento do estudo, pretende-se realizar uma análise aprofundada dos aspectos relacionados à controlabilidade e observabilidade de modo em função do ponto de operação.

Capítulo 6 - RESULTADOS DE TESTES DE SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS

6.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo, é ilustrada e descrita uma série de testes de simulações computacionais objetivando validar as principais contribuições deste trabalho.

As simulações foram realizadas através de um sistema teste contendo um gerador síncrono e um gerador distribuído, conectados a uma barra infinita. Foi testada uma vasta gama de condições de ponto de operação. Através destes pontos de operação, foi realizada uma análise do amortecimento relativo do sistema, através da qual se observou a trajetória dos autovalores do modo eletromecânico dominante com o aumento de GD e de GS. Os efeitos das condições de carregamento dos geradores nas componentes de torque sincronizante e de torque de amortecimento são observados. Também são realizadas análises de sensibilidade e projetado um estabilizador de sistema de potência, a parâmetros fixos, e avaliado seu desempenho. Além disso, foi inserido um TCSC (*Thyristor Controlled Series Compensator*) no sistema teste e observada a interação dos dois controladores, ESP e TCSC, quando há um crescimento da potência ativa de GD.

6.2 DESCRIÇÃO DO SISTEMA TESTE

O sistema teste (vide Figura 6.1) é composto por um gerador síncrono e por um gerador distribuído, de potências nominais comparáveis, operando interligados a um sistema de grande porte (barramento infinito).

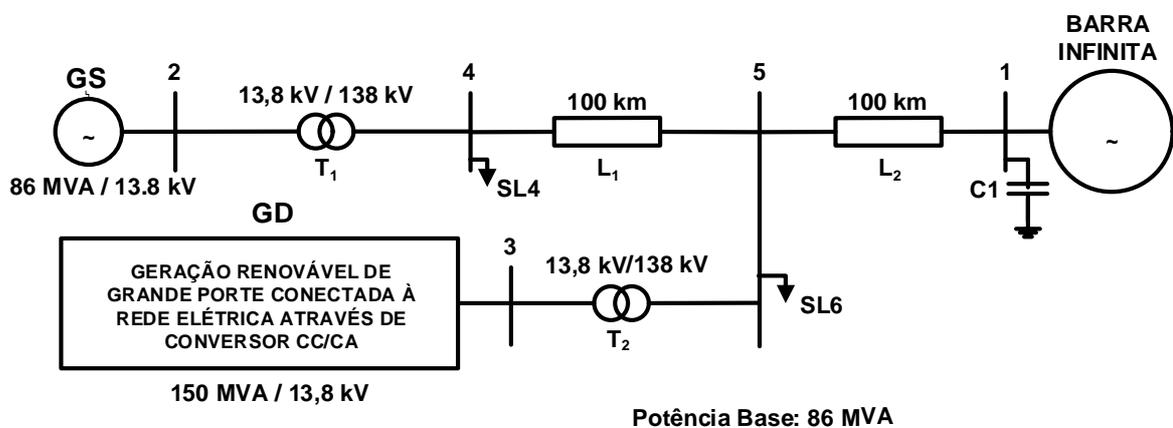


Figura 6-1 - Sistema de potência teste.

As potências nominais dos geradores, linhas de transmissão e cargas são fornecidas nas Tabelas 6.1, 6.2, 6.3 e 6.4, retirados das referências [FUCHS, 1977], [ANDERSON e FOUAD, 2002] e [FONSECA *et al.*, 2012]. Todas as cargas são modeladas como impedância constante.

Tabela 6.1 – Parâmetros do gerador síncrono [ANDERSON e FOUAD, 2002].

x_d (p.u.)	1,050	R_a (p.u.)	0,0062
x_q (p.u.)	0,670	T'_{do} (s)	4,0
x'_d (p.u.)	0,320	T''_{do} (s)	0,051
x''_d (p.u.)	0,250	T'_{qo} (s)	0,033
x''_q (p.u.)	0,306	H (s)	2,7

Tabela 6.2 – Parâmetros do regulador automático de tensão [ANDERSON e FOUAD, 2002].

K_A (p.u./ p.u.)	T_A (s)	E_{fmax} (p.u.)	E_{fmin} (p.u.)
100	0,020	4,0	-4,0

Tabela 6.3 – Parâmetros do transformador [FONSECA, *et al.*, 2012].

Name	De Barra	Para Barra	$R_{T1} = R_{T2}$ (p.u.)	$B_{CL1}/2 = B_{CL2}/2$ (p.u.)
T_1	2	4	0,0	0,129
T_2	3	5	0,0	0,129

Tabela 6.4 – Parâmetros das linhas de transmissão [FUCHS, 1977].

Name	$l_1 = l_2$ (km)	$R_{T1} = R_{T2}$ (p.u.)	$X_{L1} = X_{L2}$ (p.u.)	$B_{CL1}/2 = B_{CL2}/2$ (p.u.)
L_1	1	0,000867044	0,002221801	0,0
L_1	100	0,048319650	0,230669882	0,03527571
L_2	100	0,048319650	0,230669882	0,03527571

6.3 CONDIÇÕES DE OPERAÇÃO SIMULADAS

Neste trabalho, os valores do conjunto dos pontos de operação considerados nas simulações computacionais no sistema estão ilustrados na Figura 6.2, onde se observa que foram investigadas 104 diferentes condições de operação, variando-se as potências ativas do gerador síncrono e do gerador distribuído.

Os valores de potência ativa do gerador síncrono são variados de 0,1 a 0,8 p.u., em passos de 0,1, enquanto que as potências ativas do gerador distribuído são variadas de 0,0 (zero) a 1,2 p.u. em passos de 0,1 p.u.

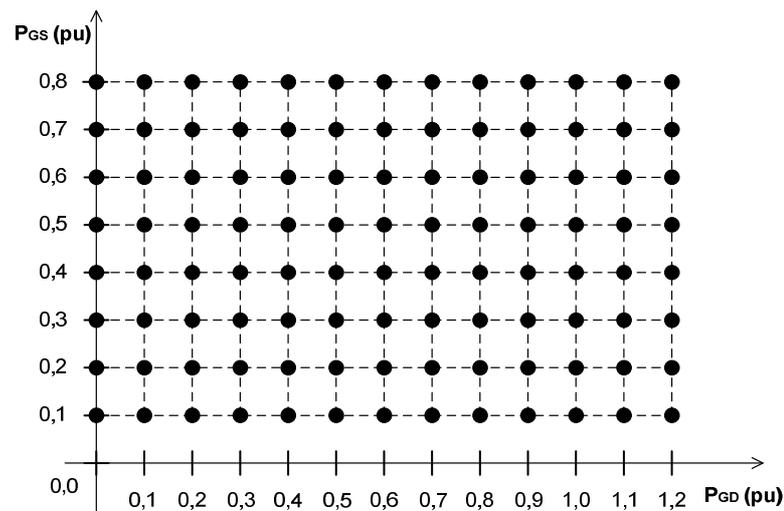


Figura 6-2 - Seleção de conjuntos de condições de operação usados para o estudo.

6.4 ANÁLISE DO AMORTECIMENTO RELATIVO DO MODO ELETROMECCÂNICO DOMINANTE

Nesta subseção, discute-se o amortecimento em malha aberta na faixa de operação investigada. Na Figura 6.3, apresenta-se o amortecimento relativo, calculado para o modo eletromecânico dominante, obtido a partir dos autovalores da matriz A do sistema linearizado em estudo (Equação 3.25), abrangendo o conjunto de condições operacionais selecionado.

Os resultados apresentados nesta figura foram obtidos considerando-se que o sistema de energia está funcionando sem o uso de qualquer dispositivo de controle de amortecimento. Pode-se também observar na Figura 6.3 que há um subconjunto de regiões de operação para o qual o amortecimento relativo apresenta valores negativos, ou seja, há instabilidade do modo de oscilação eletromecânica dominante para as condições de funcionamento em malha aberta, ou seja, sem a presença de um estabilizador de sistema de potência (que, na prática, nas usinas, não se utiliza gerador sem ESP). Note-se que, para este sistema exemplo, o amortecimento relativo é monotonicamente decrescente, tornando-se negativo para valores elevados de injeção de potência ativa da geração distribuída.

Para esse sistema em particular, observou-se que, dos diferentes pontos de operação investigados, 80 apresentaram amortecimentos relativos com valores negativos; e para os 24 pontos de operação restantes, o valor do amortecimento relativo é positivo, porém considerado baixo, sempre menor do que 0,00281, ou seja, bem distante do valor limiar de amortecimento aceitável, que é de 5 a 6 percentual [KURTH e WELFONDER, 2005]. Neste sentido, observa-

se a necessidade da existência de um estabilizador de sistema de potência bem sintonizado capaz de deslocar os polos do modo eletromecânico dominante para uma região mais à esquerda do eixo imaginário do plano s .

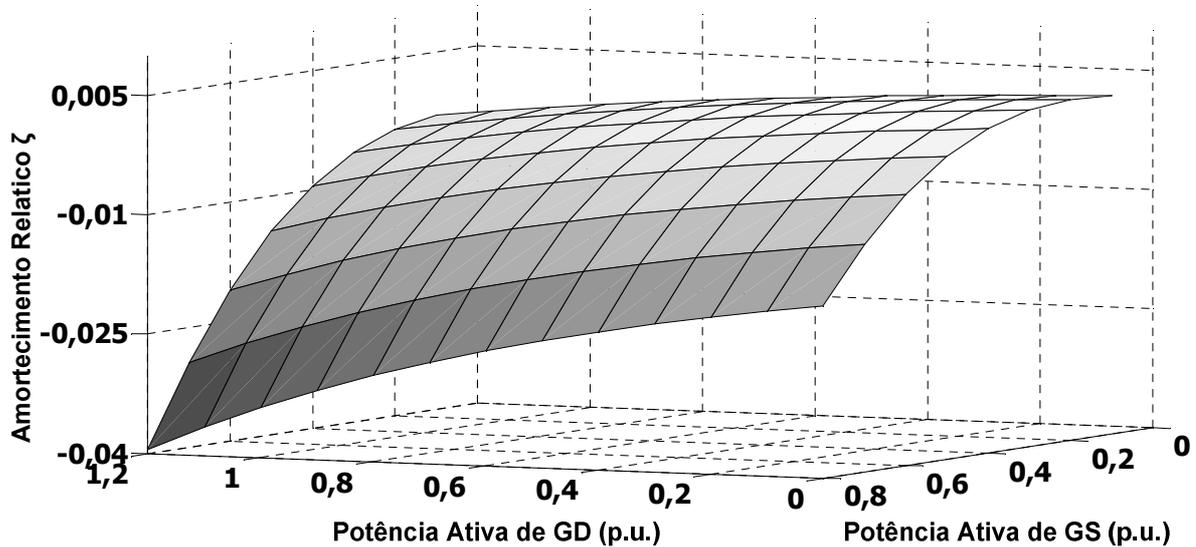


Figura 6-3 – Amortecimento Relativo, ζ , como uma função da condição de operação (para a seleção de um conjunto de 104 condições de operação do sistema).

6.5 TRAJETÓRIA DOS AUTOVALORES DO MODO ELETROMECAÂNICO DOMINANTE COM O AUMENTO DA POTÊNCIA DO GERADOR DISTRIBUÍDO

Diversos autores [KUNDUR, 1994], [SAUER e PAI, 1998] e [ANDERSON e FOUAD, 2002] têm demonstrado que o coeficiente de torque de amortecimento tende a reduzir com o aumento da potência ativa do gerador síncrono. Esse efeito torna-se muito mais acentuado quando o gerador síncrono estiver operando com um RAT tendo um ganho elevado. Para o sistema em teste, essa afirmação é observada na Figura 6.4, onde cada curva ilustrada na figura representa a trajetória dos autovalores correspondendo ao modo eletromecânico dominante, onde é possível verificar que os autovalores tendem a cruzar a fronteira de estabilidade (eixo imaginário de valor zero) para um nível crescente de geração de potência ativa de GD.

Na Figura 6.4, cada curva representa um valor de potência ativa do gerador síncrono testado. Variando-se a potência ativa do gerador síncrono, na faixa de valores de 0,1 a 0,8 p.u., em passos de 0,1, obtêm-se as trajetórias das oito curvas ilustradas na figura, sendo que o ponto mais à esquerda do plano s , de cada curva, representa o polo onde a participação de potência

ativa da geração distribuída é muito pequena ($P_{GD} \approx 0,0$ p.u.), podendo ser considerada desprezível para este tipo de estudo; a partir desta condição, os pontos de operação do gerador distribuído crescem até 1,2 p.u. de potência ativa, em passos de 0,1, em cada curva. O objetivo desta larga variação de potência ativa foi observar as várias possibilidades de operação da inserção da geração distribuída conectada ao sistema elétrico de potência, observando-se o comportamento dos polos dominantes do sistema na condição de potência extremamente elevada da geração distribuída.

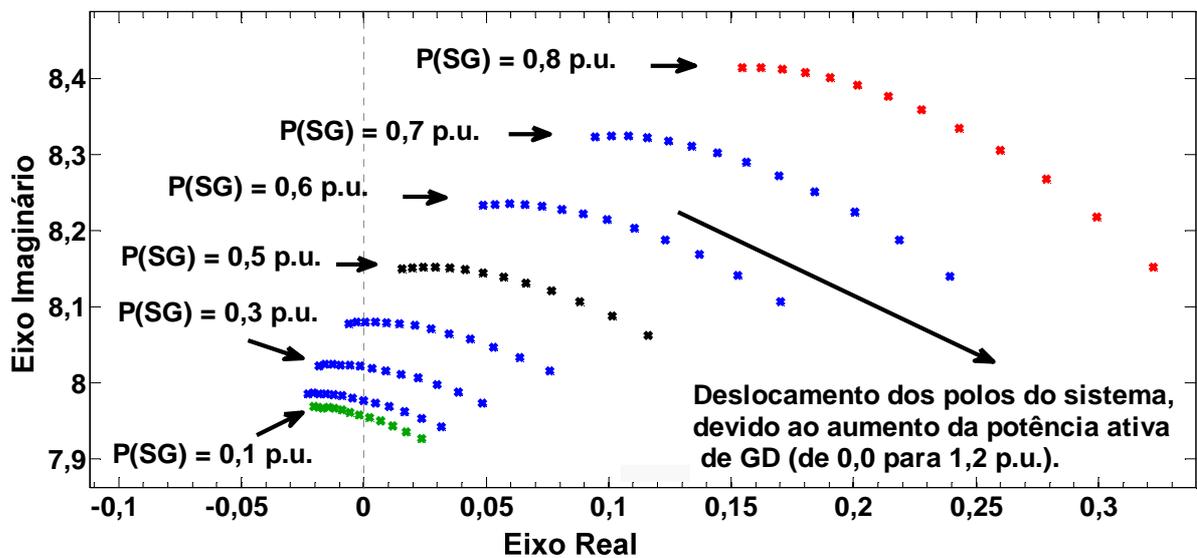


Figura 6-4 - Trajetória dos autovalores para sistema eletromecânico dominante em função da variação das potências ativas dos geradores síncrono e distribuído.

Dessa forma, observa-se, como comportamento geral, que existe uma tendência de desestabilizar o sistema à medida que crescem tanto o nível de geração de potência ativa do gerador síncrono quanto a potência ativa do gerador distribuído. Em suma, observa-se através da trajetória dos autovalores, que existe um impacto do aumento da participação da geração distribuída na estabilidade do modo eletromecânico dominante. Este efeito torna-se notável para um maior nível de potência ativa de GD. Portanto, para o sistema de estudo investigado, é necessária a utilização de um controlador amortecedor (um estabilizador do sistema de energia) bem ajustado, a fim de aumentar o valor do amortecimento relativo deste modo eletromecânico dominante, assegurando uma operação do sistema mais segura, melhorando as margens de estabilidade do sistema de potência.

6.6 EFEITO DAS CONDIÇÕES DE CARREGAMENTO DOS GERADORES NAS COMPONENTES DE TORQUE SINCRONIZANTE E DE TORQUE DE AMORTECIMENTO

Nesta seção, foi discutido o efeito dos parâmetros que contribuem diretamente para as componentes de torque de sincronismo e torque de amortecimento do sistema teste, quando ocorre um aumento na injeção de potência ativa nos dois tipos de geradores considerados. Todos os resultados apresentados dizem respeito ao sistema teste descrito na Figura 6.1.

6.6.1 EFEITOS NO COEFICIENTE DE TORQUE SINCRONIZANTE

Na Figura 6.5, é apresentada a variação do coeficiente de torque sincronizante total, K_{sync} (calculado utilizando-se a Equação (5.12)), em função do nível de injeção de potência ativa dos geradores síncrono e distribuído. Nela, pode-se observar que o valor do torque de sincronismo reduz-se ao seu valor mínimo, na condição de operação onde a potência ativa fornecida pelo gerador síncrono é reduzida, em torno de 0,1 a 0,2 p.u., e a potência do gerador distribuído aumenta à máxima potência, a partir de 0,8 p.u.. Já para pontos de operação do gerador síncrono na condição de média e elevada de potência ativa (P_{GS} tendendo 0,8 p.u.), observa-se que ocorre um aumento no valor do torque de sincronismo, quando a participação da potência ativa do gerador distribuído diminui.

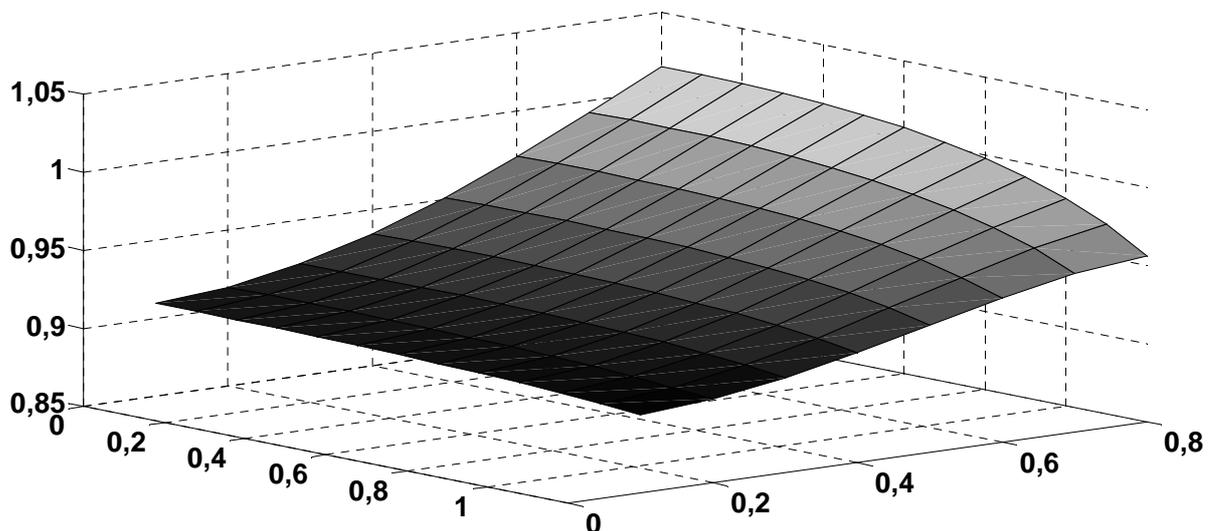


Figura 6-5 – Coeficiente de torque sincronizante em função de vários níveis de potência ativa do gerador síncrono e do gerador distribuído.

Adicionalmente, pode-se observar na Figura 6.5 que, com a variação da potência ativa dos dois tipos de geradores, a variação no valor do coeficiente de torque de sincronismo foi reduzida a pouco mais de 10% para toda a faixa de operação. Para o sistema teste, essa variação

ficou entre os valores aproximados entre 0,9 a 1,02, indicando uma moderada influência da injeção de potência do gerador distribuído na contribuição do torque de sincronismo.

6.6.2 EFEITOS NO COEFICIENTE DE TORQUE DE AMORTECIMENTO

Na Figura 6.6, apresenta-se a variação do torque de amortecimento total, K_{damp} (calculado utilizando-se a Equação (5.13)), em função do nível de injeção de potência ativa dos geradores síncrono e distribuído. Observa-se, na Figura 6.6, que o valor do coeficiente de torque de amortecimento reduz acentuadamente com o aumento da potência do gerador síncrono, mesmo na ausência de potência do gerador distribuído, efeito este já bastante discutido na literatura. Adicionalmente, observa-se que, com o aumento da participação do gerador distribuído, a redução de K_{damp} torna-se muito mais acentuada, caracterizando uma considerável piora no amortecimento das oscilações eletromecânicas dominantes. Dessa forma, o sistema estará operando com reduzidíssimas margens de estabilidade.

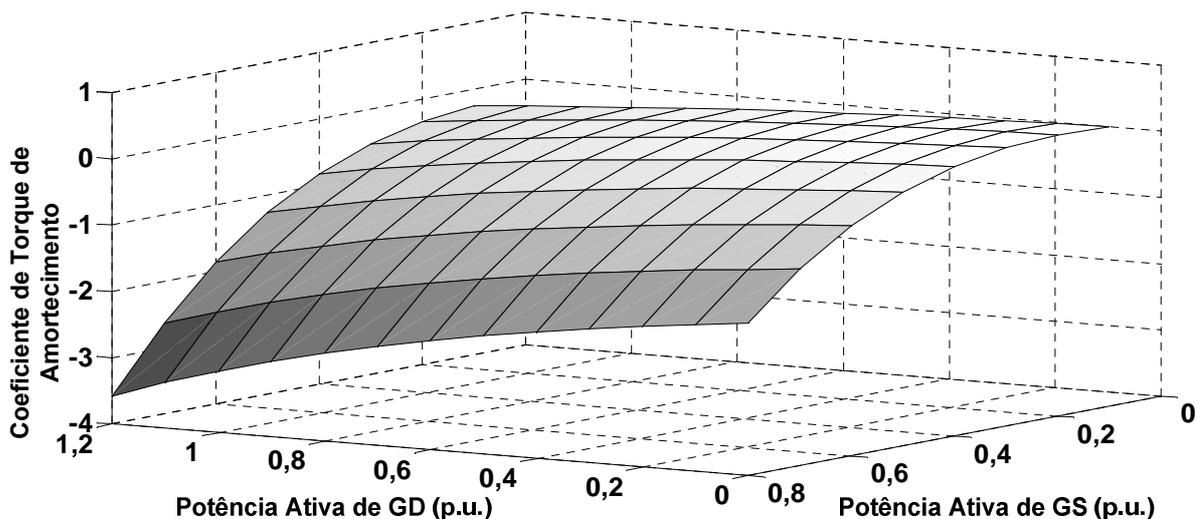


Figura 6-6 – Coeficiente de torque de amortecimento em função de vários níveis de potências ativas tanto do gerador síncrono quanto do gerador distribuído.

Em suma, a variação observada na contribuição do torque de amortecimento, conforme os resultados apresentados na Figura 6.6, caracterizam uma elevada sensibilidade do torque de amortecimento do gerador síncrono quando ocorre aumento da injeção de potência ativa dos geradores síncrono e distribuído. Com efeito, observa-se que a redução no valor de K_{damp} torna-se muito mais acentuada com o aumento da participação do gerador distribuído. Isso mostra que a operação interligada, em tais condições operacionais, será altamente dependente de um controle amortecedor robusto para toda a faixa de operação considerada.

6.7 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE NO MODELO PARA PROJETO DE ESTABILIZADORES DE SISTEMA DE POTÊNCIA (ESP)

Ao realizar um conjunto de testes computacionais, observou-se que vários ganhos do modelo de sistema de potência linearizado apresentam valores insignificantes para todos os conjuntos de condições de operação. Portanto, para propósitos de projeto de controlador, um modelo simplificado linearizado, considerando apenas os ganhos relevantes, deve ser utilizado, (vide Figura 6.7). Pode-se ver que apenas os ganhos K_{I3q} (contribuição diretamente no somador de torque) e K_{V1} , K_{V2} (contribuição de forma indireta através do regulador de tensão e sistema excitação) são importantes para a concepção de um ESP, pois estes caminhos afetam o torque elétrico que atua sobre o eixo do gerador síncrono. Desta forma, este ponto de soma (somador (a) da Figura 4.2) pode ser considerado como sendo o mais importante para os fins de estudos de estabilidade eletromecânica.

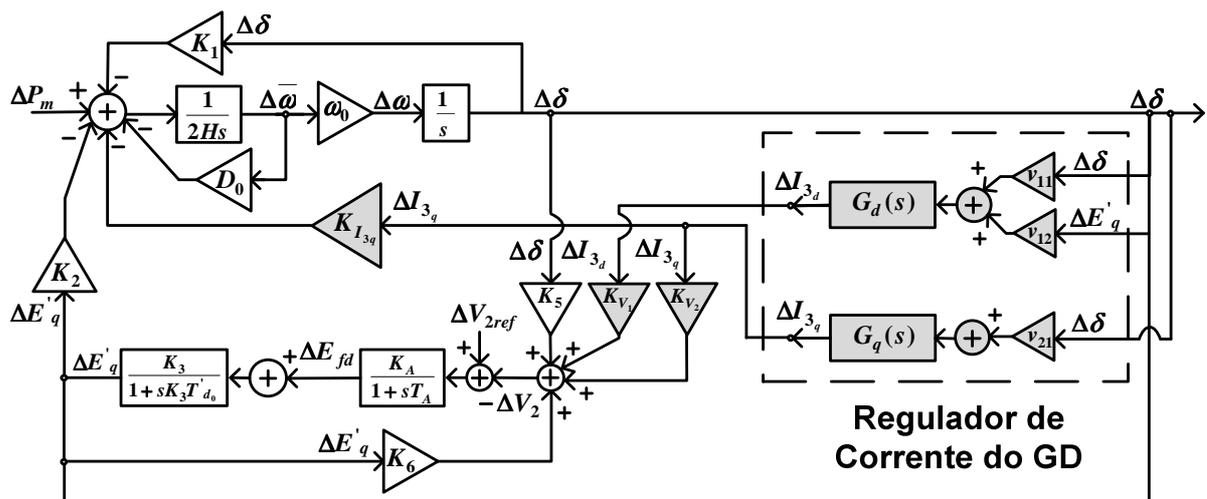


Figura 6-7 – Modelo simplificado do sistema de potência linearizado.

A fim de avaliar o desempenho do modelo linear simplificado, um conjunto de respostas ao degrau foi realizado. A Figura 6.8 ilustra as respostas do desvio do ângulo de potência, $\Delta\delta$, por uma pequena variação degrau positiva (+0,001 p.u.) aplicada na referência do regulador automático de tensão do gerador síncrono, para o modelo de sistema linearizado completo (linha tracejada), bem como para o modelo linearizado simplificado (linha contínua). Pode-se observar que o modelo simplificado é suficientemente preciso para estimar a frequência do modo de oscilação dominante de forma satisfatória.

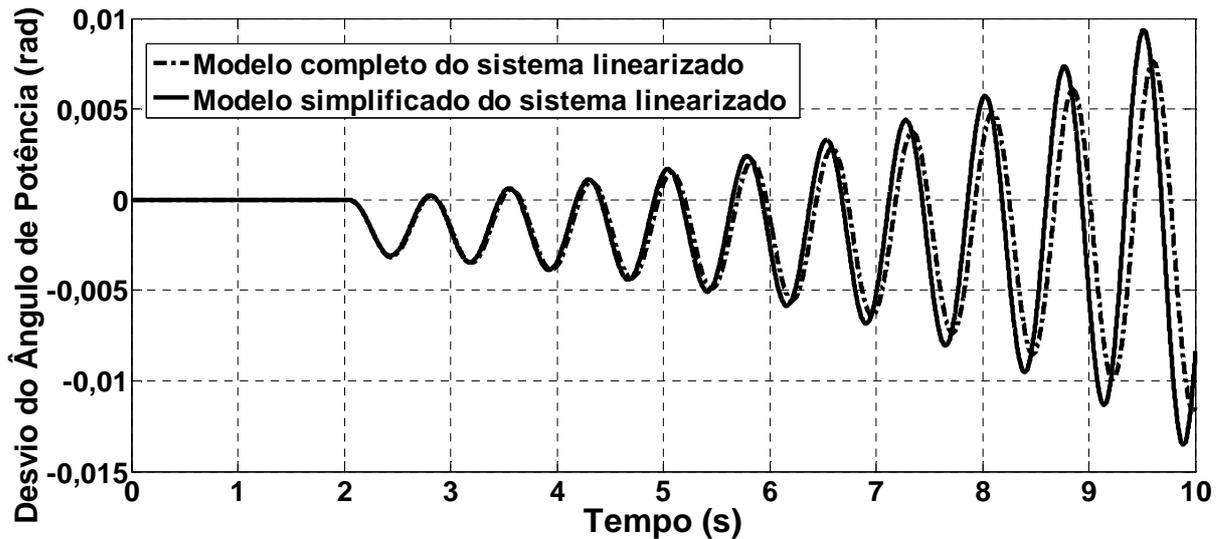


Figura 6-8 – Resposta do desvio do ângulo de potência, $\Delta\delta$, para o modelo do sistema completo (linha tracejada) e para o modelo do sistema simplificado (linha cheia).

6.8 PROJETO DE ESTABILIZADOR DE SISTEMA DE POTÊNCIA (ESP)

Devido aos geradores síncronos operarem com elevado ganho do regulador automático de tensão, K_A , como já dito anteriormente, o amortecimento relativo do modo eletromecânico, ζ , caracteriza-se por possuir normalmente um valor baixo [DE MELLO e CONCORDIA, 1969]. Para o estudo em questão, observa-se que a participação da geração distribuída no sistema de potência é um fator adicional que contribui para a diminuição da taxa de amortecimento, conforme demonstrado a seguir.

Devido ao baixo valor do amortecimento do sistema em malha aberta, a análise da condição de estabilidade do sistema revelou que, independentemente da potência do gerador síncrono e do gerador distribuído, é necessário o emprego de um estabilizador de sistema de potência bem projetado, com a finalidade de assegurar a operação estável em toda a faixa de operação. Neste sentido, descreve-se nesta seção o projeto de um estabilizador a parâmetros fixos (ESP Fixo), objetivando aumentar as margens de estabilidade do sistema.

A análise acima mencionada revelou uma notável falta de amortecimento para o modo eletromecânico dominante para as condições operacionais que têm alto nível de potência ativa de GD conectado ao inversor. Portanto, nesta seção, um estabilizador de sistema de potência (ESP) a parâmetro fixo é projetado na forma habitual, a fim de melhorar o amortecimento do modo eletromecânico do sistema de potência.

$$ESP(s) = \left(\frac{T_w s}{1 + T_w s} \right) K_{ESP} \left(\frac{1 + T_1 s}{1 + T_2 s} \right) \quad (6.1).$$

Segundo DE MELLO e CONCORDIA (1969), um amortecimento relativo de 0,1 (10%) é, em geral, considerado como satisfatório para os modos locais dominantes de sistemas elétricos de potência. Segundo as literaturas científicas (e [KUNDUR, 1994], [SAUER e PAI, 1998] e [ANDERSON e FOUAD, 2002]), tem-se que, para projetos de estabilizadores de sistemas de potência visando aumentar a margem de estabilidade do sistema, a faixa de valores de amortecimento relativo entre 0,1 (10%) a 0,3 (30%) pode ser considerada satisfatória. Neste sentido, um valor de amortecimento desejado de $\zeta_d = 0,20$ (20%) para o modo eletromecânico dominante é bastante adequado, sendo, portanto, o valor selecionado para este projeto.

O ESP a parâmetros fixos foi projetado, da forma usual; a condição de funcionamento do projeto selecionado corresponde a um alto nível de potência ativa do gerador síncrono ($PGS = 0,70$ p.u.) e um nível desprezível de geração distribuída ($PGD = 0,01$ p.u. – o objetivo foi projetar um ESP sem considerar a influência da potência da geração distribuída). Como de costume, o ESP foi implementado como um sinal de estabilização adicional aplicado no ponto de soma da referência do regulador automático de tensão. Vale observar que, sem o uso de um ESP, o sistema é instável no ponto de operação do projeto selecionado (o modo eletromecânico tem um amortecimento relativo negativo $\zeta = 0,011$). Dessa forma, mesmo nesse reduzido nível de geração, é indispensável o emprego de um ESP com função de adicionar amortecimento e ampliar as margens de estabilidade do sistema de potência. Um amortecimento relativo desejado de $\zeta_d = 0,20$ foi especificado para o modo eletromecânico dominante ($\omega_{osc} = 8,32$ rad por seg.). Portanto, a partir dos cálculos, os valores obtidos para o ganho e a constante de tempo do ESP são: $K_{ESP} = 7,88$, $T_w = 10,0$ segundos, $T_1 = 0,17$ segundo e $T_2 = 0,1$ segundo.

6.9 AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DO ESP FIXO

O desempenho robusto do projeto do ESP Fixo foi avaliado para um conjunto de condições de pontos de operação com o aumento do nível de participação de GD na área. A Figura 6.9 ilustra a resposta da potência ativa do gerador síncrono para uma variação degrau positiva no valor de (0,05 p.u.) na referência do regulador automático de tensão. As respostas são para o sistema em malha fechada usando o ESP Fixo projetado.

Os testes foram realizados em diferentes condições de pontos de operação nominal do ESP Fixo. Pode-se observar na Figura 6.9 que, para o sistema operando em nível alto de

potência ativa de GD (curva contínua), o desempenho do ESP Fixo é degradado consideravelmente, pois se observa que a curva contínua possui maior tempo de oscilação quando comparado ao nível de carregamento de potência ativa de GD, levando-se em conta o nível alto de potência ativa do gerador síncrono (0,7 p.u.).

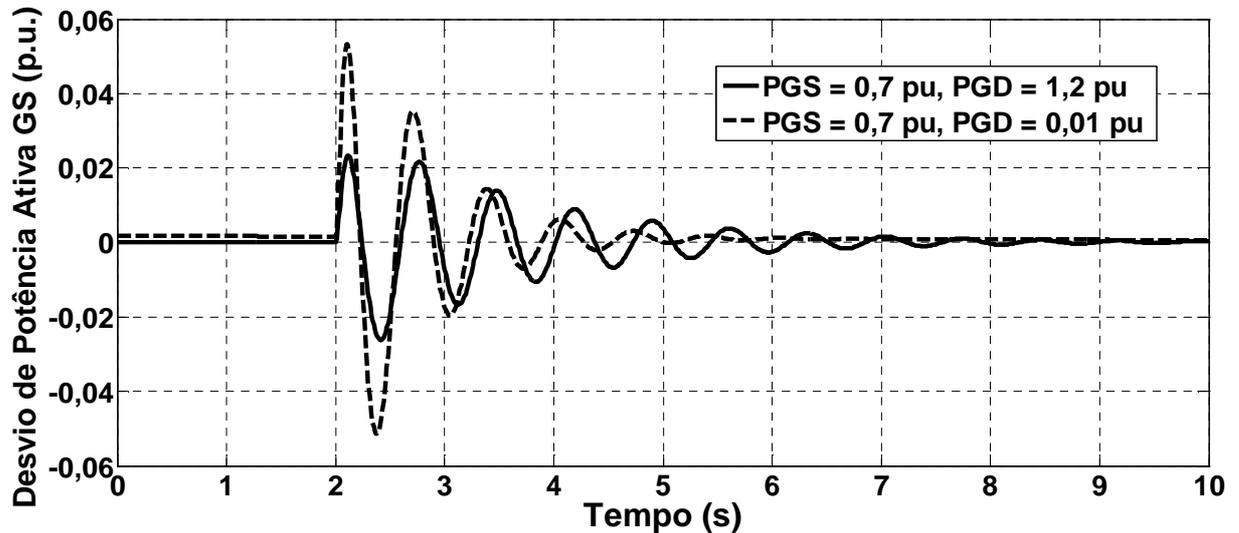


Figura 6-9 – Resposta da potência ativa do gerador síncrono em malha fechada para uma variação degrau (0,05 p.u.) no ponto de referência do regulador automático de tensão.

Na Figura 6.10, ilustram-se os resultados de um teste de resposta ao degrau, realizado para avaliar o desempenho de controle no sistema do ESP Fixo projetado. Uma variação degrau negativa de (0,01 p.u.) foi aplicada na potência mecânica do gerador síncrono. Pode-se observar na figura que o desempenho do ESP Fixo projetado foi satisfatório quando avaliado no modelo de sistema não linear (linha tracejada). Este resultado confirma que o modelo de sistema linear proposto neste trabalho é adequado para a análise de estabilidade a pequenos sinais, bem como para uso em projeto de controlador amortecedor.

A degradação do desempenho do ESP Fixo foi confirmada através da realização de testes adicionais para vários níveis de potência ativa, tanto do gerador síncrono quanto para o gerador distribuído. Uma degradação monotônica do desempenho do ESP foi observada quando se aumenta o nível da potência ativa de GD na área (vide Figura 6.11). Assim, pode-se observar, como comportamento geral, que há uma tendência para desestabilizar o sistema de potência à medida que o nível de geração de potência ativa cresce, tanto para a potência de GS quanto para a potência de GD.

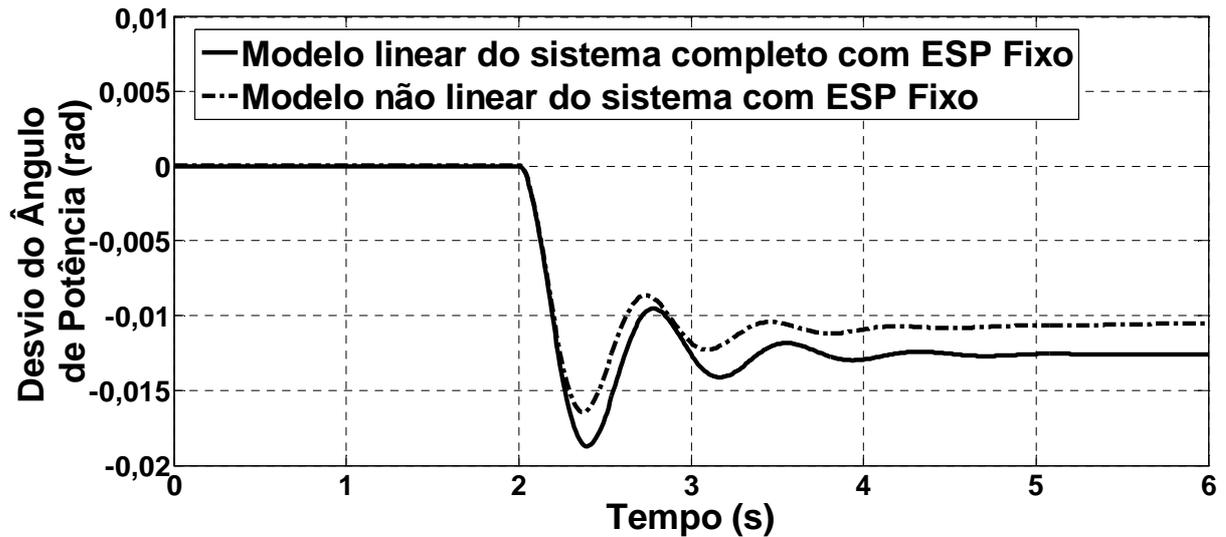


Figura 6-10 – Comparação do desempenho do controle do ESP no modelo não linear (linha tracejada) com o modelo linear (linha sólida).

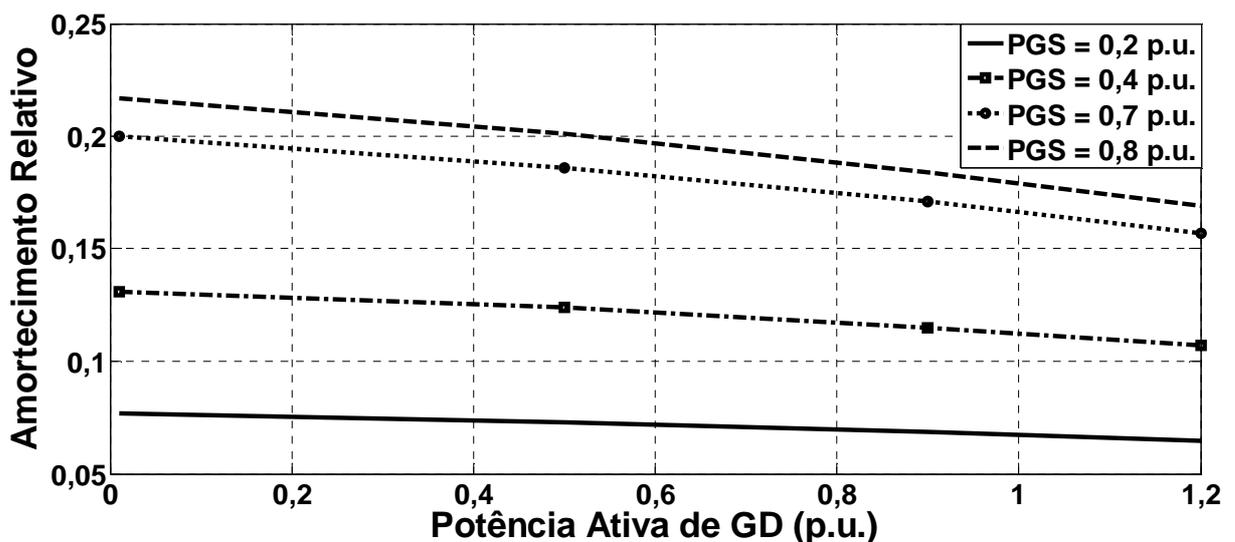


Figura 6-11 – Degradação do desempenho do ESP (redução monotônica do amortecimento relativo) para o nível de crescimento da potência ativa do gerador distribuído na área.

Outra forma de observar o desempenho do ESP é pela análise da trajetória dos autovalores para o sistema. Na Figura 6.12, observa-se a trajetória dos autovalores do sistema teste quando a potência ativa do gerador síncrono foi mantida em $0,8 p.u.$, enquanto que a potência ativa do gerador distribuído foi variada na faixa de $P_{GD} = [0,0 a 1,2] p.u.$

Pode-se observar que os autovalores estão todos localizados no semiplano esquerdo do plano s para o conjunto de pontos de operação investigados. Ou seja, o ESP Fixo estabiliza o sistema para toda a faixa de operação considerada neste teste. Entretanto, observa-se que, com

o aumento da participação da geração distribuída, existe uma tendência de os polos dominantes caminharem em direção ao semiplano direito. Ou seja, há uma considerável perda de desempenho do ESP à medida que a potência ativa do gerador distribuído se eleva.

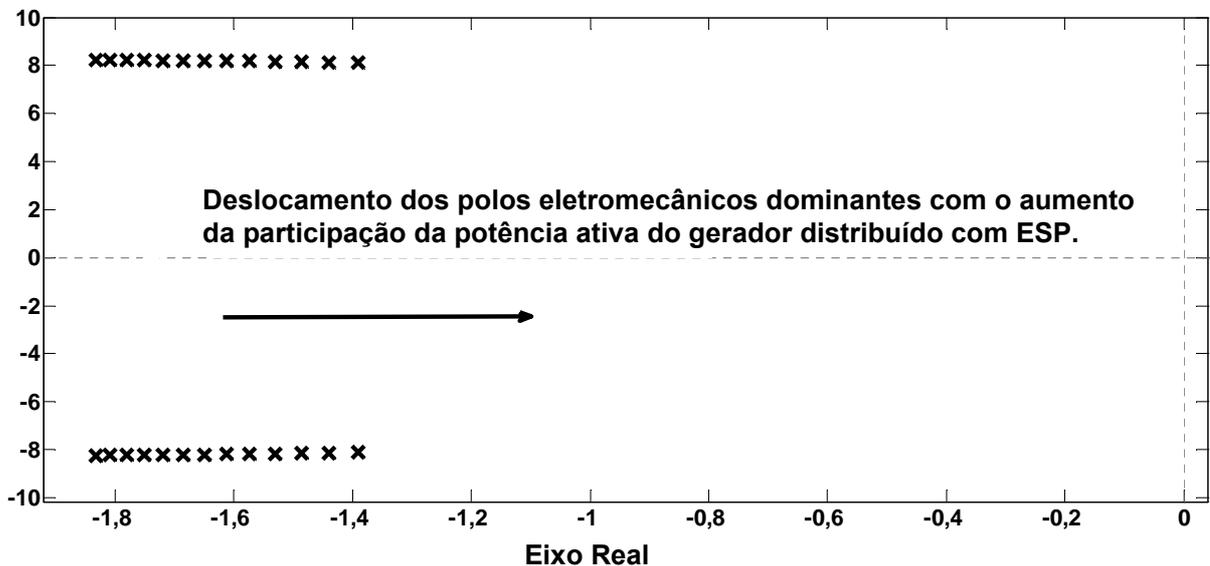


Figura 6-12 – Detalhes da trajetória dos autovalores eletromecânicos dominantes, sob o controle do ESP projetado, para $P_{GS} = 0,8 p.u.$ e P_{GD} variando na faixa de $P_{GD} = [0,0-1,2] p.u.$.

As análises e testes de resultados de simulações computacionais acima indicam que a principal razão para a redução do desempenho do ESP Fixo é a redução do valor do ganho de amortecimento total, que é o ganho efetivo de canal para a atuação do ESP Fixo no amortecimento do modo eletromecânico. Esta redução de ganho é dependente do ponto de operação, sendo fortemente influenciada pelo nível de potência ativa de GD injetada no sistema completo (vide Equações (5.9), (5.11) e (5.13)). Portanto, a perda de desempenho devido principalmente ao ESP é uma efetiva redução do coeficiente de torque de amortecimento.

6.10 INTERAÇÃO COM UM DISPOSITIVO TCSC FACTS EQUIPADO COM CONTROLE DE REGULAÇÃO DE FLUXO DE POTÊNCIA

Um teste adicional foi realizado com o objetivo de avaliar possíveis interações entre o controlador ESP projetado com o modelo desenvolvido e o sistema de controle de um dispositivo FACTS. Para este estudo, foi considerado um modelo dinâmico de um TCSC (do inglês: *thyristor controlled series compensator*), conforme mostrado na Figura 6.13.

O referido modelo de controle para o TCSC (Figura 6.13) foi proposto na referência [PASERBA *et al.*, 1995] e, desde então, tem sido bastante utilizado para estudo de estabilidade

e controles avançados de amortecimento [FERREIRA *et al.*, 2007]. O sistema de controle do TCSC é composto por um controlador proporcional-integral, que modifica o valor da reatância capacitiva do TCSC, a fim de manter regulado o fluxo da potência ativa na linha de transmissão. O pequeno atraso de atuação dos tiristores é representado, nesse modelo, pela constante de tempo T_{TCSC} .

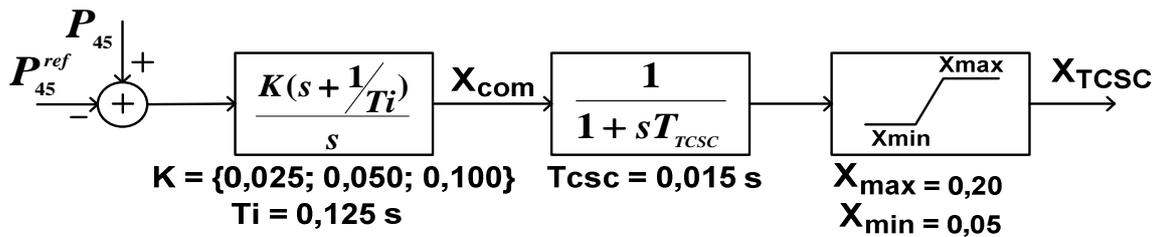


Figura 6-13 – Um modelo dinâmico para um dispositivo FACTS TCSC operando no modo de regulação de potência.

Para fins de comparação, foi considerado o sistema de potência descrito na Secção 6.2 (Figura 6.1), o qual possui um gerador síncrono operando interligado a um GD, agora modificado para incluir um dispositivo TCSC localizado no ponto médio da linha de transmissão que interliga os barramentos 4 e 5 da rede elétrica, conforme ilustrado na Figura 6.14.

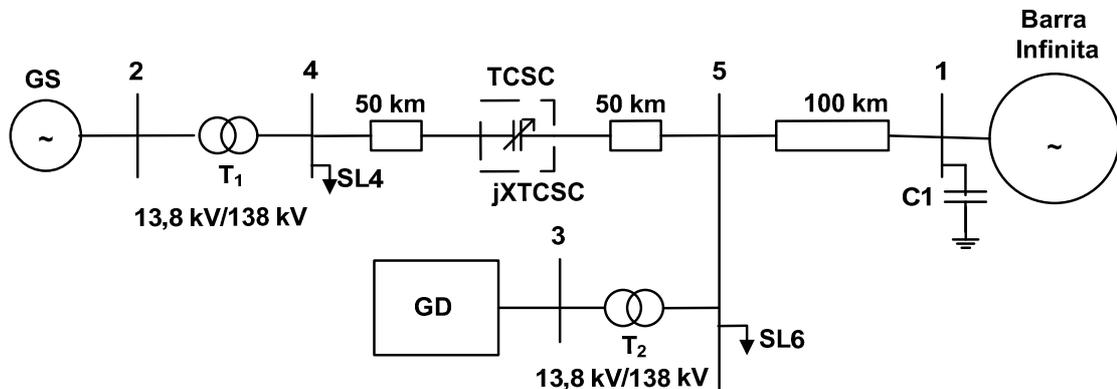


Figura 6-14 – Sistema de potência teste com a presença de um TCSC.

O correspondente modelo linearizado do sistema, incluindo o ESP e o sistema de controle do dispositivo FACTS, é mostrado na Figura 6.15. Pode-se observar, na parte esquerda da figura, que o TCSC possui um percurso de atuação, via ganho linearizado K_p , o qual produz uma componente de torque elétrico que atua diretamente no somador dos torques aplicados ao eixo do gerador síncrono GS. Também interferindo, dessa forma, nos torques de amortecimento e sincronizantes do sistema.

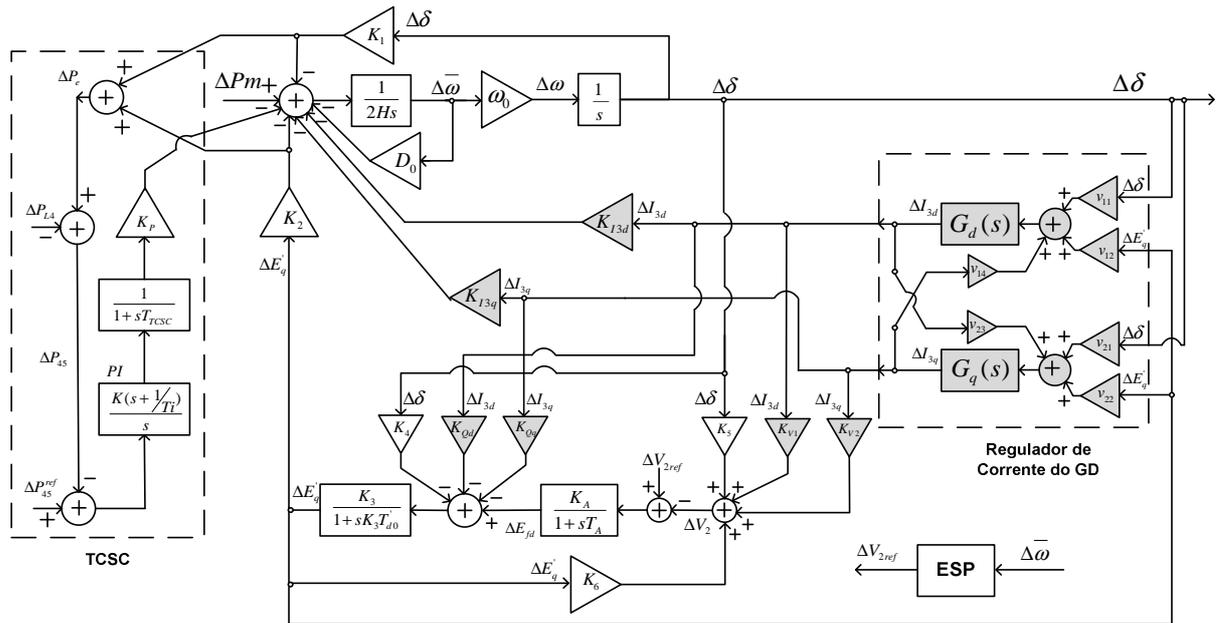


Figura 6-15 – Modelo linearizado em diagrama de blocos do sistema de potência, incluindo a influência de geração distribuída de grande porte e o dispositivo TCSC.

O objetivo do controlador de potência regular do PI do TCSC é recuperar o valor do fluxo de potência ativa com o seu valor de pré-distúrbio, após uma variação na demanda de potência ativa na barra 4 (DP45 – desvio de potência ativa da barra 4 para a barra 5, referente ao modelo do sistema elétrico de potência). Deseja-se que o tempo de recuperação seja o mais curto possível. Portanto, o ganho proporcional, K , do controlador PI deve ser aumentado. No entanto, o aumento do ganho proporcional K_{PI} pode provocar, como efeito colateral, uma grave redução no amortecimento do modo de oscilação eletromecânica dominante.

Pode-se observar na Figura 6.16 que, para pequenos valores de ganho proporcional K ($K = 0,025$, vide curva de resposta em traço-ponto, na Figura 6.16), existe apenas um efeito desprezível observado no amortecimento do modo eletromecânico. Em contraste, quando o valor do ganho proporcional é bastante elevado ($K = 0,10$, curva tracejada, na Figura 6.16), o modo eletromecânico torna-se instável. Conclui-se, portanto, que as margens de estabilidade do sistema são consideravelmente reduzidas nestas condições, mostrando que uma configuração inadequada do controlador de potência do TCSC pode severamente afetar adversamente o desempenho do amortecimento, mesmo com a presença do ESP.

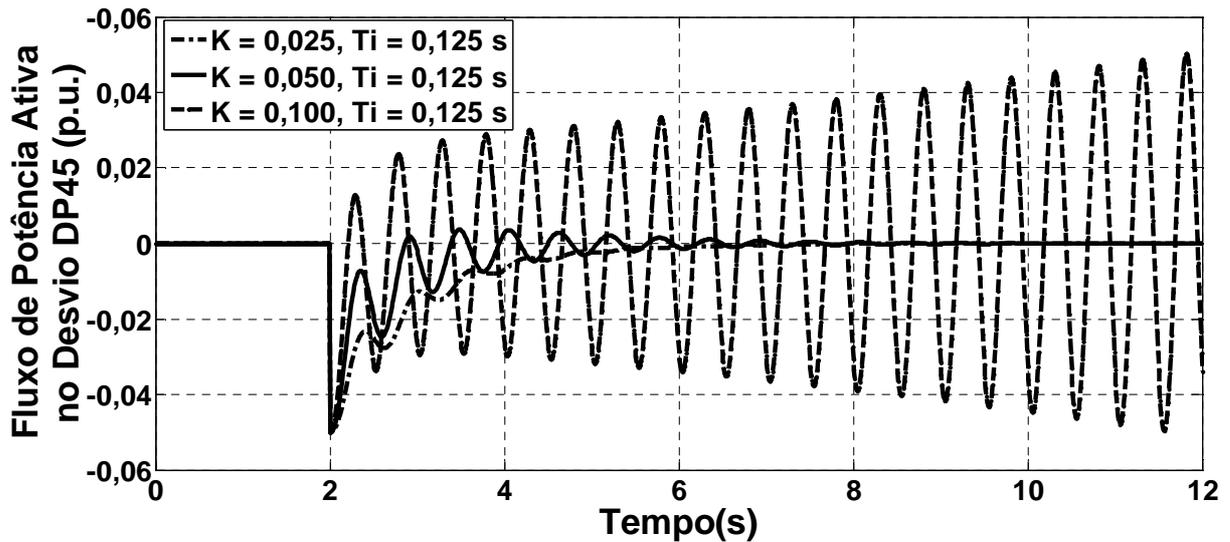


Figura 6-16 – Avaliação do efeito dessintonizante devido a um valor elevado de ganho proporcional K do controlador PI do TCSC.

Para avaliar ainda o efeito do nível de geração de potência do gerador distribuído, o mesmo teste, descrito acima, foi realizado sob um nível baixo de geração de potência ativa do gerador distribuído ($0,1$ p.u.) e elevado nível de geração do GD ($0,7$ p.u.). Os resultados são apresentados na Figura 6.17, em que é apresentado o efeito adverso de interação entre o controlador PI regulador de potência do TCSC e o ESP. Observa-se que um aumento do nível de geração da potência ativa de GD pode contribuir adversamente, reduzindo as margens de estabilidade do sistema.

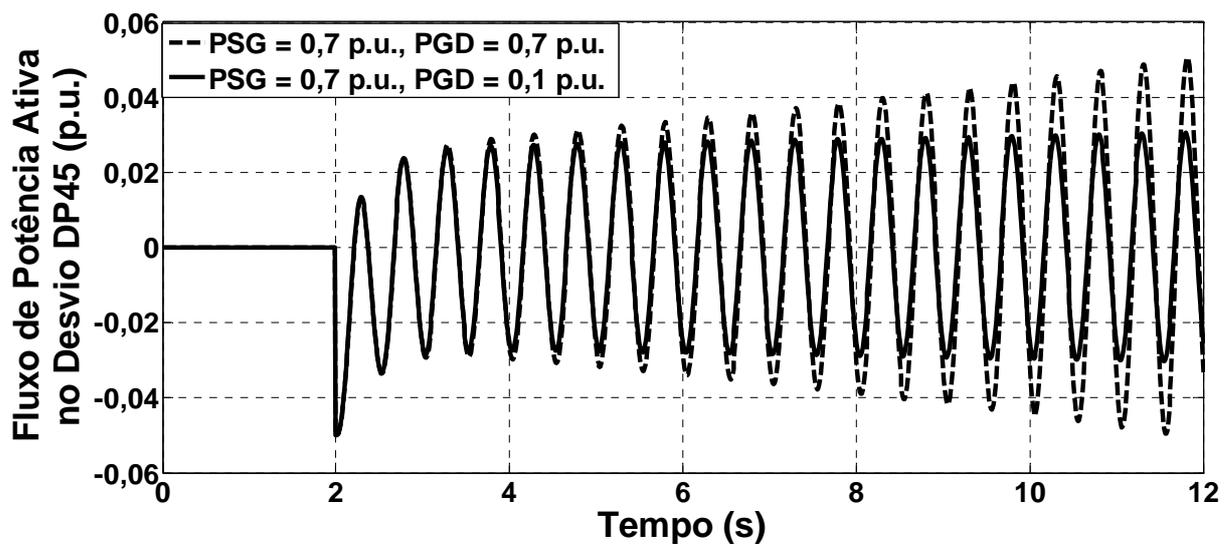


Figura 6-17 – Avaliação do efeito dessintonizante provocado por um aumento do nível de geração de potência ativa do GD, quando o sistema está operando com ESP e TCSC.

6.11 CONCLUSÃO

Neste capítulo, foram apresentados resultados de testes de simulações computacionais de estabilidade a pequenos sinais através de um sistema teste.

Foi obtido um modelo simplificado favorável para análise de estabilidade. Objetivando aumentar a margem de estabilidade do sistema teste, um controlador ESP foi projetado e o desempenho do mesmo foi avaliado para uma ampla gama de condições de operação. Além disso, o estudo também revelou que a presença de grandes blocos de potência baseada em GD pode comprometer o desempenho do ESP.

Um TCSC foi inserido no sistema de teste objetivando verificar o desempenho desse dispositivo na presença de grandes fontes de geração GD. Os resultados da simulação indicaram potenciais interações adversas entre o sistema de controle do ESP e o sistema TCSC, quando há grandes fontes de energia GD no sistema elétrico interligado.

Em resumo, este estudo mostra a necessidade urgente de considerar estes aspectos, tanto no planejamento de novas e grandes usinas com base em fontes renováveis de geração interligadas via inversores, quanto na sintonia robusta de sistemas ESP já em operação. Atualmente, existe uma tendência para o aumento do tamanho das centrais GD. Portanto, os modelos aqui propostos podem ser úteis para ambos os estudos operacionais e de planejamento em sistemas interligados com grandes usinas de geração distribuída.

Capítulo 7 - CONCLUSÕES

7.1 DISCUSSÕES DA PESQUISA

Nesta tese, foram apresentados e discutidos diversos resultados da análise e influência de grandes fontes de geração distribuída conectadas à rede elétrica via inversor na estabilidade eletromecânica em sistemas interligados. Com base em um sistema de potência de estudo, composto por um gerador síncrono e um gerador distribuído, de porte similar, interligados a um sistema de grande porte, um modelo linearizado, do tipo Heffron-Phillips estendido foi desenvolvido.

Investigou-se, então, a importância relativa dos diversos canais de interferência no torque eletromecânico do gerador síncrono, com a presença do gerador distribuído e a dinâmica de seu controle de corrente. Foi observado, através dos resultados da investigação efetuada, que os ganhos diretos oriundos do sistema de regulação de corrente do GD possuem um efeito bastante pronunciado na estabilidade eletromecânica, afetando tanto a componente de torque sincronizante quanto a componente de torque de amortecimento, tanto para níveis médios quanto elevados de geração de potência por parte do gerador distribuído. Foi observado também que esses ganhos diretos de canais assumem valores muito pequenos (praticamente nulos) quando o nível de geração do GD for extremamente pequeno em relação à potência nominal do gerador síncrono. Tais observações permitiram propor um modelo simplificado destinado ao projeto de estabilizadores de sistemas de potência para sistemas interligados com presença de grandes centrais baseadas em fontes renováveis. Do levantamento bibliográfico do estado da arte, não foi encontrado na literatura nenhum estudo similar para esta classe de sistemas, sendo uma das contribuições originais da presente tese.

Foram também derivadas novas fórmulas que permitem estimar os coeficientes de torque sincronizante e de torque de amortecimento do gerador síncrono, em função: (a) das condições operacionais; (b) dos parâmetros do gerador distribuído; (c) dos parâmetros do gerador síncrono e (d) da rede elétrica externa. Esta também é uma das contribuições originais da tese.

Finalmente, apresenta-se uma série de estudos de caso, baseados em simulação computacional, visando validar a modelagem desenvolvida na tese e o seu subsequente uso no projeto de estabilizadores de sistemas de potência para sistemas interligados com grandes centrais baseadas em energias renováveis. Foi projetado um ESP baseado no modelo proposto, e seu desempenho foi efetuado através de um grande conjunto de testes para avaliar a perda de

desempenho do controlador amortecedor em função dos níveis relativos de potência entre o gerador distribuído e o gerador síncrono. Os resultados demonstraram a efetividade da modelagem desenvolvida, tanto para fins de análise quanto de síntese de controladores amortecedores, para a classe de sistemas de potência investigada. Foi observado que existe uma acentuada tendência para perda de sintonia do ESP à medida que o nível de geração distribuída aumenta substancialmente em relação à potência do gerador síncrono da respectiva área. Em tais situações, as margens de estabilidade podem ser acentuadamente reduzidas, mesmo com o ESP fixo operando. Isso mostra a clara necessidade de novos estudos com projetos robustos ou adaptativos de estabilizadores.

Adicionalmente, foram também realizados testes suplementares visando avaliar possíveis interações entre os sistemas de controle do ESP e de um dispositivo FACTS do tipo TCSC, operando no modo regulador de potência em um sistema de potência com forte presença de grandes centrais baseadas em energias renováveis. Os resultados dos testes mostraram que, em tais casos, é prudente não elevar demasiadamente os ganhos proporcionais e integrais do regulador PI do TCSC, pois ficou evidenciado que isso pode reduzir acentuadamente as margens de estabilidade do modo eletromecânico dominante e, em uma situação limite, pode até mesmo desestabilizar o sistema. Os resultados dos testes mostraram que a situação se torna ainda mais crítica quando o nível de geração de potência ativa do GD cresce acentuadamente em relação ao nível de potência ativa do gerador síncrono.

7.2 PESQUISAS FUTURAS

As sugestões para trabalhos futuros são apresentadas por partes. Primeiro, são apresentadas sugestões para realização de testes do modelo proposto através de simulações computacionais em sistemas de potências multimáquinas, clássicos. Além disso, pretende-se também realizar simulações utilizando dados de um sistema de potência real, assim como realizar testes experimentais em bancada de laboratório. E, por fim, pretende-se também realizar projeto de estabilizadores de sistema de potência utilizando o modelo proposto para projeto e utilizando técnicas robustas para sintonizar o ESP.

7.2.1 SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS COM SISTEMAS MULTIMÁQUINAS CLÁSSICOS

Nesta tese utilizou-se como sistema teste um sistema de potência contendo um gerador síncrono e um gerador distribuído de portes semelhantes. Com esse modelo de sistema,

investigou-se a influência de um gerador distribuído de grande porte nas componentes de torque sincronizante e de torque de amortecimento do gerador síncrono.

Para continuação deste trabalho, pretende-se investigar um sistema multimáquinas para avaliar de que modo o aumento de GD poderia afetar os modos eletromecânicos locais e Interáreas do sistema.

Outra proposta seria investigar possíveis impactos da existência de mais de um gerador distribuído de grande porte presente no sistema multimáquinas e suas respectivas contribuições de torque nos eixos dos geradores e confrontá-los com outros geradores síncronos de porte semelhante existentes no sistema de potência. Um bom exemplo de sistema de potência multimáquinas clássico é o sistema *New England*, de 39 barras e 10 geradores. Em tal sistema, seria possível adicionar um ou mais geradores distribuídos de grande porte, na tentativa de observar de que forma se daria o impacto desses geradores distribuídos nas oscilações eletromecânicas de modo local e do modo inteiraria.

7.2.2 SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS COM DADOS DE UM SISTEMA MULTIMÁQUINAS REAL

Como proposta de trabalhos futuros, pretende-se aprofundar o estudo com o desenvolvimento de um simulador dinâmico com dados de um sistema real nas simulações computacionais. A proposta é fazer a inserção de geração distribuída de grande porte no sistema hidrotérmico do estado do Amapá, ainda funcionando de forma isolada, e observar o comportamento das oscilações eletromecânicas do sistema após variações ao degrau em vários pontos de operações. Podendo também realizar sintonia nos estabilizadores do sistema, uma vez que estes se dessintonizam com a existência de grandes fontes GD instaladas na rede elétrica. O sistema Amapá, operando isolado do sistema interligado nacional, não consegue suprir as necessidades das cargas e, por isso, são inseridos no sistema vários geradores a diesel através de um produtor independente na tentativa de suprir a necessidade da carga. Entretanto, uma forma de minimizar os custos em longo prazo seria inserir no sistema geradores distribuídos, por exemplo, do tipo fotovoltaico.

O sistema é composto pela Usina Hidrelétrica Coaracy Nunes e pela Usina Termoelétrica de Santana e por um sistema de transmissão em níveis de tensão de 138 kV e 69 kV. [DUARTE, 2006]. O nível da tensão da rede de distribuição é de 13,8 kV. A potência total

instalada é de 314,16 MVA, sendo que a UHE Coaracy Nunes é composta por 3 unidades geradoras, 2 de 25 MVA e 1 de 30,4 MVA, compreendendo uma potência total de 80,4 MVA. A UTE de Santana possui uma potência instalada de 233,76 MVA, distribuídos em: 4 unidades térmicas acionadas por motores a diesel, de 18,5 MVA cada uma; 3 unidades térmicas acionadas por turbina a gás, cada uma com 19 MVA; 34 geradores a diesel de Produtor Independente de Energia (PIE), sendo que a potência de cada gerador diesel do PIE é de 1,64 MVA [DUARTE, 2006] e [NOGUEIRA, 2008]. Os 47 MVA restantes são de geradores controlados pela operadora do sistema de distribuição – Centrais Elétricas de Amapá (CEA). Este sistema de potência é um bom exemplo para efetuar esses tipos de estudo, uma vez que o sistema possui em sua composição vários tipos de geradores em operação.

Esse estudo seria indicado para qualquer sistema de potência que necessite inserir em seus barramentos grandes geradores distribuídos conectados ao sistema através de conversores CC/CA, uma vez que tais geradores influenciam no torque elétrico das máquinas devido à influência dinâmica do inversor da geração distribuída, que pode desestabilizar o sistema.

7.2.3 TESTES EM LABORATÓRIO DO MODELO DE SISTEMAS DE POTÊNCIA

Um estudo experimental está sendo programado com testes numa configuração em escala de laboratório, semelhante ao sistema teste investigado nesta tese. O sistema será implementado na forma de conversor CC/AC que injetará potência ativa, simulando um gerador distribuído ligado no barramento do sistema elétrico do laboratório e operando interligado a um gerador síncrono de 10 kVA. A sistemática seria programar o gradual de injeção de potência ativa na rede e observar os efeitos sobre as oscilações eletromecânicas do gerador síncrono. Seriam observados em quais níveis percentuais de potência o sistema poderia perder instabilidade com a inserção das correntes injetadas pelo conversor CC/CA.

Acredita-se que as respostas dinâmicas do sistema real seriam semelhantes às respostas geradas nas simulações computacionais apresentadas nesta tese. A partir deste estudo experimental, pretende-se interconectar dois conversores CC/CA ao sistema, numa configuração paralela, e assim fazer as mesmas observações na configuração apenas com um inversor.

7.2.4 PROJETO DE ESP UTILIZANDO O MODELO PROPOSTO E CONTROLE ROBUSTO PARA SINTONIZAR O SISTEMA

Uma vez que este estudo comprovou que geradores distribuídos de grande porte podem interferir de forma negativa nas oscilações eletromecânicas de geradores síncronos. Essa interferência revela a necessidade imprescindível da existência de estabilizadores de sistemas de potência instalados e bem sintonizados.

Uma das propostas de estudos para trabalhos futuros é realizar estudos para o desenvolvimento de estabilizadores de sistemas de potência, utilizando as técnicas de robustez, visando garantir, cada vez mais, uma melhor sintonia no ESP.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALQUTHAMI, T.; RAVINDRA, H.; FARUQUE, M. O.; STEURER, M. e BALDWIN, T. - **Study of Photovoltaic Integration Impact on System Stability Using Custom Model of PV Arrays Integrated with PSS/E**, North American Power Symposium (NAPS), 1-8, September 2010.
- ANANTHAPADMANABHA, T.; KULKARNI, A. D. MANOJKUMAR PUJAR; PRADEEP, H. e CHETAN, S. - **Rotor Angle Stability Analysis of a Distributed Generator Connected to Distribution Network**, Journal of Electrical and Electronics Engineering Research, Vol. 2(5), pp. 107-113, November 2010.
- ANDERSON, P. M. e FOUAD, A. A. - **Power System Control and Stability**, 2nd Edition, Wiley-IEEE Press, 2002.
- ARRILLAGA, J.; ARNOLD, C.P. e HARKER, B.J. - **Computer Modelling of Electrical Power Systems** - John Wiley & Sons Ltd., 1983.
- DECKMANN, S. M. e DA COSTA, V. F. - **A Power Sensitivity Model for Electromechanical Oscillation Studies**, IEEE Trans. Power Syst., vol. 9. pp. 965-971, May 1994.
- DE MELLO, F. P. e CONCORDIA, C. - **Concepts of Synchronous Machine Stability as Affected by Excitation Control**, IEEE Trans., PAS-88, 316-329, Apr. 1969
- DONNELLY, M. K.; DAGLE, J. E.; TRUDNOWSKI, D. J. e ROGERS, G. J. - **Impacts of the distributed Utility on Transmission System Stability**, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 11, No. 2, May 1996.
- DUARTE, P. W. B. - **Melhoria na Estabilidade Dinâmica de Sistemas de Potência, através das Unidades Geradoras Wärtsilä, pela Implementação de Estabilizador no Regulador de Velocidade**, Monografia, UFPA, Belém, 2006.

- DU, W.; WANG, H. F. e XIAO, L.Y. - **Power system small signal stability as affected by grid connected photovoltaic generation**, Euro. Transactions on Electrical. Power, 22 (5), pp. 688-703, July 2012.
- EFTEKHARNEJAD, S.; VITTAL, V.; HEYDT, G. T.; KEEL, B. and Loehr, J. - **Small Signal Stability Assessment of Power Systems with Increased of Photovoltaic Generation: A case Study**, IEEE Transactions on Sustainable Energy, V. 4, N° 4, Oct 2013.
- FERREIRA, A. M. D., BARREIROS, J. A. L., BARRA JR., W. AND BRITO-DE-SOUZA, J. R. - **A robust adaptive LQG/LTR TCSC controller applied to damp power system oscillations**, Electr. Power Syst. Res., Vol. 77, pp. 956–964, 2007.
- FONSECA, M. C. P. - **Sistema de Apoio à Tomada de Decisão para Atribuição de Responsabilidade por Perda de Qualidade Devido a Variação de Tensão de Curta Duração**, Dissertação de Mestrado, PPGEE, UFPA, Março 2009.
- FONSECA, M. C. P.; GOMES, M. C. M.; BARRA JR., W; SENA, J. A. S.; BEZERRA, U. H.; FERRERIRA, A. M. D. e RODRIGUES, B. G. D. - **Desenvolvimento de um simulador para estudo de estabilidade dinâmica de sistemas fotovoltaicos conectados à rede elétrica – Um estudo de caso para o sistema hidrotérmico do estado do Amapá**, XII Simpósio de Especialistas em Planejamento da Operação e Expansão Elétrica, Rio de Janeiro, Brasil, 2012.
- FUCHS, R. D. - **Transmissão de Energia Elétrica: linhas aéreas**, Livros Técnicos e Científicos, Itajubá, Brasil, 1977.
- GENÇ, I e USTA, O. - **Impacts of Distributed Generators on the Oscillatory Stability of Interconnected Power Systems**, Turk J Elec Engin, VOL.13, NO.1, 2005.
- GOLNARAGHI, F. e KUO, B. C. - **Automatic Control Systems**, vol. I. New York: Wiley, 2009.
- HEFFRON, W. G e PHILLIPS, R. A. – **Effects of Modern Amplidyne Voltage Regulator in Underexcited Operation of Large Turbine Generators**, AIEE Trans., PAS-71, pp. 692-697., 1952.

<http://brasilecola.uol.com.br/geografia/as-maiores-hidreletricas-mundo.htm>. Acessado em: 23/03/2016.

<http://www.metalica.com.br/arquitetura/as-5-maiores-usinas-hidreletricas-do-mundo>. Acessado em 23/03/2016.

<http://gigantesdomundo.blogspot.com.br/2013/06/As-10-maiores-usinas-nucleares-do-mundo.html>. Acessado em 23/03/2016.

<http://www.infoescola.com/fisica/usina-termoeletrica/>. Acessado em 23/03/2016.

<http://www.portalsolar.com.br/usina-solar.html>. Acessado em 23/03/2016.

<http://www.pratil.com.br/blog/2015/09/as-5-maiores-usinas-solares-do-mundo/>. Acessado em 23/03/2016.

<http://www.portal-energia.com/os-maiores-parques-eolicos-do-mundo/>. Acessado em 23/03/2016.

<http://www.neshy.net/celula-combustivel-estacionaria>. Acessado em 23/03/2016.

KUNDUR, P. **Power system stability and control**, McGraw-Hill Inc., New York, USA, 1994.

KURTH, M. e WELFONDER, W. - **Oscillation Behavior of the Enlarged European Power System Under Deregulated Market**, Control Eng Practice, 13 (12), pp. 1525–1536, 2005.

LARSEN, E. V. e SWANN, D. A. - **Applying Power System Stabilizers Part II: Performance Objectives and Tuning Concepts**, IEEE Trans. Power App. Syst., vol. 100, pp. 3025-3033, June 1981.

LIU, C.; ZHOU, S. X. e FENG, Z. H. - **Using Decoupled Characteristic in the Synthesis of Stabilizers in Multimachine Systems**, IEEE Trans. Power Syst., vol. 2. pp. 31-35, Feb. 1987.

MOUSSA, H. e YU, Y. - **Dynamic Interaction of Multimachine Power Systems and Excitation Control**, IEEE Trans. Power App. Syst., vol. 93, pp. 1150-1158, July 1974.

NOGUEIRA, F. G. - **Desenvolvimento de Um Estabilizador de Sistemas de Potência Via Malha de Velocidade Aplicado à uma Unidade Geradora da UTE de Santana**, Dissertação, UFPA, Belém, 2008.

- PASERBA, J. J., MILLER N. W., LARSEN, E. V. AND PIWKO, R. J. - **A thyristor controlled series compensation model for power system stability analysis**, IEEE Trans. Power Del., Vol. 10, pp. 1471-1478, July 1995.
- REZA, M.; SLOOTWEG, J. G.; SCHAVEMAKER, P. H.; KLING, W. L. e VAN DER SLUIS, L. - **Investigating Impacts of Distributed Generation on Transmission System Stability**, IEEE Bologna Power Tech Conference, Bologna, Italy, June 2003.
- SAUER, P. e PAI, M. A. - **Power system Dynamics and Stability**, Prentice-Hall, 1998.
- SHAH, R.; MITHULANANTHAN, N. e BANSAL, R.C. - **Oscillatory Stability Analysis with High Penetrations of Large-Scale Photovoltaic Generation**, Energy Conversion and Management, 65, 420–429, 2013.
- SLOOTWEG, J. G. e KLING, W. L. - **Impacts of Distributed Generation on Power System Transient Stability**, Power Engineering Society Summer Meeting, IEEE, 862-867 vol.2, July 2002.
- TAMIMI, B.; CANIZARES, C e BHATTACHARYA, K. - **System Stability Impact of Large-scale and Distributed Solar Photovoltaic Generation: The Case of Ontario, Canada**, IEEE TRANSACTIONS ON SUSTAINABLE ENERGY, Volume: 4, Issue: 3, 680 - 688, NOVEMBER 2012.
- TAN, Y. T.; KIRSCHEN, D. S.; JENKINS, N. - **Impact of a Large Penetration of Photovoltaic Generation on the Power System**, 17th International Conference on Electricity Distribution, Barcelona, 12-15 May 2003.
- WANG, H. F.; SWIFT, F. J.; LI, M. - **A unified model for the analysis of FACTS devices in damping power system oscillations**. Part II. Multi-machine power systems, IEEE Trans. Power Delivery, vol. 13, no 4, 1998.
- YAZDANI, A. e DASH, P.P. – **A Control Methodology and Characterization of Dynamics for a Photovoltaic (PV) System Interfaced With a Distribution Network**, IEEE Trans. Power Delivery, vol. 24, no. 3, pp. 1540-1541, 2009.

YAZDANI, A. e IRAVANI, R. - **Voltage-Sourced Converters in Power Systems: Modeling, Control, and Applications**, Volume 1, Canadá: Wiley, 2010.

YAZDANI, A.; DI FAZIO, A. R.; GHODDAMI, H.; RUSSO, M.; KAZERANI, M.; JATSKEVICH, J.; STRUNZ, K.; LEVA, S. e MARTINEZ, J. A. – **Modeling Guidelines and a Benchmark for Power System Simulation Studies of Three-Phase Single-Stage Photovoltaic Systems**, IEEE Trans. Power Delivery, vol.26, no. 2, pp. 1248-1250, 2011.

APÊNDICE A - DETALHAMENTO DOS CÁLCULOS DOS COEFICIENTES DE LINEARIZAÇÃO SO SISTEMAS DE POTÊNCIA PROPOSTO

A.1. INTRODUÇÃO

No Apêndice foi detalhada a modelagem matemática da linearização do modelo de sistema de potência proposto. Várias equações foram repetidas nesta seção, sendo algumas delas repetidas no texto principal da tese (Capítulo 3). Entretanto, como o objetivando é facilitar a leitura e a reprodução da modelagem matemática, as equações foram novamente expostas aqui neste Apêndice e renomeadas seguindo a sequência normal do Apêndice.

A.2. REPRESENTAÇÃO DAS EQUAÇÕES DA REDE

O modelo matemático não linear do sistema de potência em estudo foi descrito como um sistema de três geradores, sendo a representação da injeção de corrente do sistema foi composta por meio de geradores síncronos e de geradores distribuídos (que estão ligados ao sistema através de inversor). A Figura A.1 ilustra o esquema unifilar do sistema de potência proposto, onde G1 representa o equivalente do resto do sistema, G2 representa a geração síncrona e G3 representa a geração distribuída.

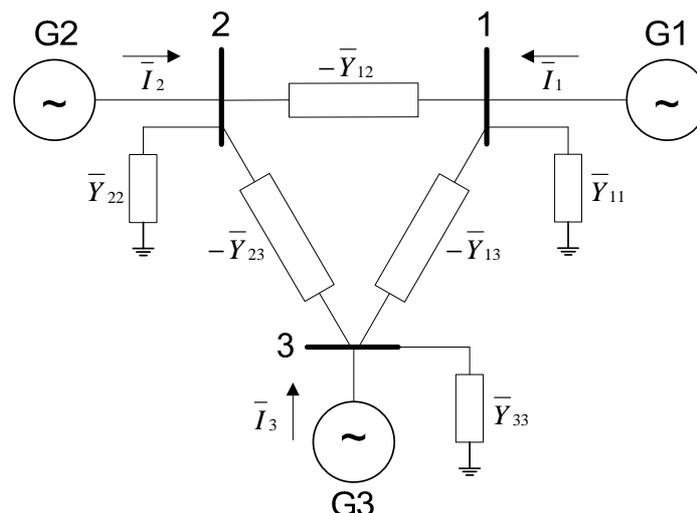


Figura A. 1 – Sistema de potência proposto representado com injeção de corrente através dos nós dos geradores.

Para representar o modelo matemático não linear do sistema de potência proposto (a Figura A.1.), inicialmente calculam-se os coeficientes da matriz de admitância nodal do sistema, representada pela equação (A.1), onde a matriz de (A.1) é formada pelas injeções de corrente dos geradores, tensão nas barras onde estão conectados os geradores, juntamente com as admitâncias presentes nas interligações entre os nós do sistema, sendo os índices a representação numérica das barras.

$$\begin{bmatrix} \bar{I}_1 \\ \bar{I}_2 \\ \bar{I}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Y}_{11} & \bar{Y}_{12} & \bar{Y}_{13} \\ \bar{Y}_{21} & \bar{Y}_{22} & \bar{Y}_{23} \\ \bar{Y}_{31} & \bar{Y}_{32} & \bar{Y}_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{V}_1 \\ \bar{V}_2 \\ \bar{V}_3 \end{bmatrix} \quad (\text{A.1})$$

Como o fasor corrente \bar{I}_3 é controlado pela fonte GD, de acordo com o fasor tensão \bar{V}_3 , o então \bar{I}_3 é visto como uma entrada e \bar{V}_3 como uma saída para o sistema em estudo (Figura A.1).

A.2.1. LINEARIZAÇÃO DO FASOR CORRENTE \bar{I}_2 DO GERADOR SÍNCRONO EM FUNÇÃO DAS VARIÁVEIS DE ESTADOS DO MODELO NÃO LINEAR DO SISTEMA DE POTÊNCIA

Inicialmente, deseja-se expressar o fasor corrente injetado pelo gerador síncrono, \bar{I}_2 , em função de \bar{I}_3 . Desta forma, é possível escrever uma equação relacionando \bar{I}_2 em função de \bar{I}_3 .

Considerando a segunda e a terceira equação da matriz de admitância nodal (A.1) pode-se calcular a equação do fasor corrente de G2, \bar{I}_2 , e do fasor tensão de G3, \bar{V}_3 , respectivamente. Sendo que, tanto as tensões quanto as correntes ficarão em função da tensão V_2 do gerador síncrono (G2), da tensão V_1 do gerador equivalente (G1) (barra de referência) e da corrente I_3 do gerador distribuído (G3). Sendo, cada parcela da equação dependente de pelo menos uma admitância da rede. As equações da tensão e da corrente estão descritas em (A.2) em (A.3), respectivamente.

$$\bar{V}_3 = -\left(\frac{\bar{Y}_{31}}{\bar{Y}_{33}}\right) \cdot \bar{V}_1 - \left(\frac{\bar{Y}_{32}}{\bar{Y}_{33}}\right) \cdot \bar{V}_2 + \left(\frac{1}{\bar{Y}_{33}}\right) \cdot \bar{I}_3 \quad (\text{A.2})$$

$$\bar{I}_2 = \left(\bar{Y}_{21} - \frac{\bar{Y}_{23} \cdot \bar{Y}_{31}}{\bar{Y}_{33}} \right) \cdot \bar{V}_1 + \left(\bar{Y}_{22} - \frac{\bar{Y}_{22} \cdot \bar{Y}_{32}}{\bar{Y}_{33}} \right) \cdot \bar{V}_2 + \left(\frac{\bar{Y}_{23}}{\bar{Y}_{33}} \right) \cdot \bar{I}_3 \quad (\text{A.3})$$

Expressando-se os coeficientes de \bar{V}_1 , \bar{V}_2 e \bar{I}_3 da equação (A.3) (que representam uma combinação algébrica particular das admitâncias do sistema em estudo), em suas partes real e imaginária, sendo que o fasor corrente \bar{I}_2 nos terminais do gerador síncrono pode ser expresso na forma de:

$$\bar{I}_2 = (g_{21} + jb_{21}) \cdot \bar{V}_1 + (g_{22} + jb_{22}) \cdot \bar{V}_2 + (\alpha_{23} + j\beta_{23}) \cdot \bar{I}_3 \quad (\text{A.4})$$

onde, escrevem-se os coeficientes de (A.4) como em (A.5), (A.6) e (A.7).

$$g_{21} + jb_{21} = \bar{Y}_{21} - \frac{\bar{Y}_{23} \cdot \bar{Y}_{31}}{\bar{Y}_{33}} \quad (\text{A.5})$$

$$g_{22} + jb_{22} = \bar{Y}_{22} - \frac{\bar{Y}_{23} \cdot \bar{Y}_{32}}{\bar{Y}_{33}} \quad (\text{A.6})$$

$$\alpha_{23} + j\beta_{23} = \frac{\bar{Y}_{23}}{\bar{Y}_{33}} \quad (\text{A.7})$$

Para encontrar a equação da tensão terminal da máquina síncrona utiliza-se o modelo de terceira ordem da máquina síncrona (modelo 3 do ARRILAGA, (1983)) e/ou (modelo de decaimento de fluxo do SAUER e PAI, (1998)) para encontrar a equação da tensão interna transitória \bar{E}' e da tensão terminal \bar{V}_2 da máquina síncrona, descritas em (A.8) e (A.9), respectivamente.

$$\bar{E}' = (x_q - x'_d) \cdot I_{2q} + j \cdot E'_q \quad (\text{A.8})$$

$$\bar{V}_2 = \bar{E}' - (R_A + jx'_d) \cdot \bar{I}_2 \quad (\text{A.9})$$

Substituindo-se \bar{E}' de (A.8) em \bar{V}_2 de (A.9) e esta na equação do fasor corrente \bar{I}_2 de (A.4), e depois separando \bar{I}_2 em parte real (A.10) e parte imaginária (A.11) tem-se:

$$I_{2d} = g_{21} \cdot V_{1d} - b_{21} \cdot V_{1q} + (b_{22} \cdot x'_d - g_{22} \cdot R_A) \cdot I_{2d} - b_{22} \cdot E'_q + (g_{22} \cdot x_q + b_{22} \cdot R_A) \cdot I_{2q} + \alpha_{23} \cdot I_{3d} - \beta_{23} \cdot I_{3q} \quad (\text{A.10})$$

$$I_{2q} = g_{21} \cdot V_{1q} + b_{21} \cdot V_{1d} - (g_{22} \cdot x'_d + b_{22} \cdot R_A) \cdot I_{2d} + g_{22} \cdot E'_q + (b_{22} \cdot x_q - g_{22} \cdot R_A) \cdot I_{2q} + \alpha_{23} \cdot I_{3q} + \beta_{23} \cdot I_{3d} \quad (\text{A.11})$$

Rearranjando as componentes da corrente I_{2d} e I_{2q} da equação (A.10) e equação (A.11) tem-se as equações:

$$\begin{aligned} & (1 - b_{22} \cdot x'_d + g_{22} \cdot R_A) \cdot I_{2d} - (g_{22} \cdot x_q + b_{22} \cdot R_A) I_{2q} = \\ & = g_{21} \cdot V_{1d} - b_{21} \cdot V_{1q} - b_{22} \cdot E'_q + \alpha_{23} \cdot I_{3d} - \beta_{23} \cdot I_{3q} \end{aligned} \quad (\text{A.10})$$

$$\begin{aligned} & (g_{22} \cdot x'_d + b_{22} \cdot R_A) \cdot I_{2d} + (1 - b_{22} \cdot x_q + g_{22} \cdot R_A) \cdot I_{2q} = \\ & = g_{21} \cdot V_{1q} + b_{21} \cdot V_{1d} + g_{22} \cdot E'_q + \alpha_{23} \cdot I_{3q} + \beta_{23} \cdot I_{3d} \end{aligned} \quad (\text{A.11})$$

Escrevendo (A.10) e (A.11) na forma matricial, tem-se a equação (A.12).

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} 1 - (b_{22} \cdot x'_d - g_{22} \cdot R_A) & -(g_{22} \cdot x_q + b_{22} \cdot R_A) \\ (g_{22} \cdot x'_d + b_{22} \cdot R_A) & 1 - (b_{22} \cdot x_q - g_{22} \cdot R_A) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{2d} \\ I_{2q} \end{bmatrix} = \\ & = \begin{bmatrix} -b_{22} \cdot E'_q + g_{21} \cdot V_{1d} - b_{21} \cdot V_{1q} + \alpha_{23} \cdot I_{3d} - \beta_{23} \cdot I_{3q} \\ + g_{22} \cdot E'_q + b_{21} \cdot V_{1d} + g_{21} \cdot V_{1q} + \beta_{23} \cdot I_{3d} + \alpha_{23} \cdot I_{3q} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (\text{A.12})$$

Chamando de L a matriz que multiplica as componentes das correntes I_{2d} e I_{2q} , e de H a inversa de L , como descrito em (A.13):

$$H = L^{-1} = \begin{bmatrix} h_{11} & h_{12} \\ h_{21} & h_{22} \end{bmatrix} \quad (\text{A.13})$$

Pode-se escrever a matriz das correntes como em (A.14):

$$\begin{bmatrix} I_{2d} \\ I_{2q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h_{11} & h_{12} \\ h_{21} & h_{22} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -b_{22} \cdot E'_q + g_{21} \cdot V_{1d} - b_{21} \cdot V_{1q} + \alpha_{23} \cdot I_{3d} - \beta_{23} \cdot I_{3q} \\ + g_{22} \cdot E'_q + b_{21} \cdot V_{1d} + g_{21} \cdot V_{1q} + \beta_{23} \cdot I_{3d} + \alpha_{23} \cdot I_{3q} \end{bmatrix} \quad (\text{A.14})$$

Resolvendo o produto matricial pode-se escrever a equação de I_{2d} em (A.15) e de I_{2q} em (A.16).

$$I_{2d} = m_{11} \cdot V_1 \cdot \text{sen}(\delta) + m_{12} \cdot V_1 \cdot \text{cos}(\delta) + m_{13} \cdot E'_q + m_{14} \cdot I_{3d} + m_{15} \cdot I_{3q} \quad (\text{A.15})$$

$$I_{2q} = m_{21} \cdot V_1 \cdot \text{sen}(\delta) + m_{22} \cdot V_1 \cdot \text{cos}(\delta) + m_{23} \cdot E'_q + m_{24} \cdot I_{3d} + m_{25} \cdot I_{3q} \quad (\text{A.16})$$

onde:

$$V_{1d} = V_1 \cdot \text{sen}(\delta) \quad (\text{A.17})$$

$$V_{1q} = V_1 \cdot \text{cos}(\delta) \quad (\text{A.18})$$

$$m_{11} = h_{11} \cdot g_{21} + h_{12} \cdot b_{21} \quad (\text{A.19})$$

$$m_{12} = h_{12} \cdot g_{21} - h_{11} \cdot b_{21} \quad (\text{A.20})$$

$$m_{13} = h_{12} \cdot g_{22} - h_{11} \cdot b_{22} \quad (\text{A.21})$$

$$m_{14} = h_{11} \cdot \alpha_{23} + h_{21} \cdot \beta_{23} \quad (\text{A.22})$$

$$m_{15} = h_{12} \cdot \alpha_{23} - h_{11} \cdot \beta_{23} \quad (\text{A.23})$$

$$m_{21} = h_{21} \cdot g_{21} + h_{22} \cdot b_{21} \quad (\text{A.24})$$

$$m_{22} = h_{22} \cdot g_{21} - h_{21} \cdot b_{21} \quad (\text{A.25})$$

$$m_{23} = h_{22} \cdot g_{22} - h_{21} \cdot b_{22} \quad (\text{A.26})$$

$$m_{24} = h_{21} \cdot \alpha_{23} + h_{22} \cdot \beta_{23} \quad (\text{A.27})$$

$$m_{25} = h_{22} \cdot \alpha_{23} - h_{21} \cdot \beta_{23} \quad (\text{A.28})$$

Linearizando os componentes da corrente de I_{2d} (A.15) e I_{2q} (A.16) da corrente, têm-se as equações (A.29) e (A.30).

$$\Delta I_{2d} = n_{11} \cdot \Delta \delta + n_{12} \cdot \Delta E'_q + n_{13} \cdot \Delta I_{3d} + n_{14} \cdot \Delta I_{3q} \quad (\text{A.29})$$

$$\Delta I_{2q} = n_{21} \cdot \Delta \delta + n_{22} \cdot \Delta E'_q + n_{23} \cdot \Delta I_{3d} + n_{24} \cdot \Delta I_{3q} \quad (\text{A.30})$$

sendo:

$$\begin{aligned} n_{11} &= \left. \frac{\partial I_{2d}}{\partial \delta} \right|_{\delta=\delta^\circ} = \frac{\partial}{\partial \delta} [m_{11} \cdot V_1 \cdot \text{sen}(\delta) + m_{12} \cdot V_1 \cdot \text{cos}(\delta)] = \\ &= [m_{11} \cdot \text{cos}(\delta) - m_{12} \cdot \text{sen}(\delta)] \cdot V_1 \end{aligned} \quad (\text{A.31})$$

$$n_{12} = \left. \frac{\partial I_{2d}}{\partial E'_q} \right|_{E'_q=E_q^\circ} = \frac{\partial}{\partial E'_q} [m_{13} \cdot E'_q] = m_{13} \quad (\text{A.32})$$

$$n_{13} = \left. \frac{\partial I_{2d}}{\partial I_{3d}} \right|_{I_{3d}=I_{3d}^\circ} = \frac{\partial}{\partial I_{3d}} [m_{14} \cdot I_{3d}] = m_{14} \quad (\text{A.33})$$

$$n_{14} = \left. \frac{\partial I_{2d}}{\partial I_{3q}} \right|_{I_{3q}=I_{3q}^\circ} = \frac{\partial}{\partial I_{3q}} [m_{15} \cdot I_{3q}] = m_{15} \quad (\text{A.34})$$

$$\begin{aligned} n_{21} &= \left. \frac{\partial I_{2q}}{\partial \delta} \right|_{\delta=\delta^\circ} = \frac{\partial}{\partial \delta} [m_{21} \cdot V_1 \cdot \text{sen}(\delta) + m_{22} \cdot V_1 \cdot \text{cos}(\delta)] = \\ &= [m_{21} \cdot \text{cos}(\delta) - m_{22} \cdot \text{sen}(\delta)] \cdot V_1 \end{aligned} \quad (\text{A.35})$$

$$n_{22} = \left. \frac{\partial I_{2q}}{\partial E'_q} \right|_{E'_q=E_q^\circ} = \frac{\partial}{\partial E'_q} [m_{23} \cdot E'_q] = m_{23} \quad (\text{A.36})$$

$$n_{23} = \left. \frac{\partial I_{2q}}{\partial I_{3d}} \right|_{I_{3d}=I_{3d}^\circ} = \frac{\partial}{\partial I_{3d}} [m_{24} \cdot I_{3d}] = m_{24} \quad (\text{A.37})$$

$$n_{24} = \left. \frac{\partial I_{2q}}{\partial I_{3q}} \right|_{I_{3q}=I_{3q}^\circ} = \frac{\partial}{\partial I_{3q}} [m_{25} \cdot I_{3q}] = m_{25} \quad (\text{A.38})$$

A.2.2. LINEARIZAÇÃO O FASOR TENSÃO \bar{V}_3 DO GERADOR DISTRIBUÍDO EM FUNÇÃO DAS VARIÁVEIS DE ESTADOS DO MODELO NÃO LINEAR DO SISTEMA DE POTÊNCIA

Para efetuar o cálculo do fasor tensão de G3, \bar{V}_3 (V_{3d} e V_{3q}) é necessário antes calcular os componentes do fasor tensão de G2 \bar{V}_2 (V_{2d} e V_{2q}). Para calcular o fasor tensão, \bar{V}_2 , é necessário substituir a equação da tensão interna de G2 (A.8) na equação da tensão terminal de G2 (A.9) formando a equação (A.39).

$$\bar{V}_2 = (x_q - x'_d) \cdot I_{2q} + j \cdot E'_q - (R_A + j \cdot x'_d) \cdot (I_{2d} + j \cdot I_{2q}) \quad (\text{A.39})$$

Rearrmando a equação da tensão terminal de G2 e separando em parte real e parte imaginária tem-se a equação (A.40).

$$\bar{V}_2 = V_{2d} + jV_{2q} = (x_q \cdot I_{2q} - R_A \cdot I_{2d}) + j \cdot (E'_q - x'_d \cdot I_{2d} - R_A \cdot I_{2q}) \quad (\text{A.40})$$

Para o cálculo das componentes da tensão de \bar{V}_3 (V_{3d} e V_{3q}) do G3 utiliza-se a mesma metodologia do cálculo dos componentes da corrente I_{2d} e I_{2q} de G2. Para isso utiliza-se a equação (A.2).

Substituindo as admitâncias da equação (A.2) em condutâncias e susceptâncias, tem-se a equação (A.41):

$$\bar{V}_3 = (a_{31} + jb_{31}) \cdot \bar{V}_1 + (a_{32} + jb_{32}) \cdot \bar{V}_2 + (r_{33} + jx_{33}) \cdot \bar{I}_3 \quad (\text{A.41})$$

onde, escreve-se os coeficientes de (A.41) como representado em (A.42), (A.43) e (A.44).

$$a_{31} + jb_{31} = -\frac{\bar{Y}_{31}}{\bar{Y}_{33}} \quad (\text{A.42})$$

$$a_{32} + jb_{32} = -\frac{\bar{Y}_{32}}{\bar{Y}_{33}} \quad (\text{A.43})$$

$$r_{33} + jx_{33} = \frac{1}{\bar{Y}_{33}} \quad (\text{A.44})$$

Após alguns passos algébricos, separando em parte real e imaginária obtém-se a equação do fasor tensão de \bar{V}_3 , tensão na barra de G3 nas componentes do eixo direto e em quadratura (dq), representado em (A.45) e (A.46).

$$V_{3d} = \left[(a_{31} \cdot V_{1d} - b_{31} \cdot V_{1q}) + (b_{32} \cdot x'_d - a_{32} \cdot R_A) \cdot I_{2d} + \right. \\ \left. + (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x_q) \cdot I_{2q} - b_{32} \cdot E'_q + r_{33} \cdot I_{3d} - x_{33} \cdot I_{3q} \right] \quad (\text{A.45})$$

$$V_{3q} = \left[b_{31} \cdot V_{1d} + a_{31} \cdot V_{1q} - (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x'_d) \cdot I_{2d} + \right. \\ \left. + (b_{32} \cdot x_q - a_{32} \cdot R_A) \cdot I_{2q} + a_{32} \cdot E'_q + x_{33} \cdot I_{3d} + r_{33} \cdot I_{3q} \right] \quad (\text{A.46})$$

Substituindo as equações das componentes da corrente de I_{2d} de (A.15) e de I_{2q} de (A.16). Da mesma forma as componentes da tensão V_{1d} de (A.17) e de V_{1q} de (A.18), tem-se as equações reduzidas como em (A.47) e (A.48), respectivamente.

$$V_{3d} = q_{11} \cdot V_1 \cdot \text{sen}(\delta) + q_{12} \cdot V_1 \cdot \text{cos}(\delta) + q_{13} \cdot E'_q + q_{14} \cdot I_{3d} + q_{15} \cdot I_{3q} \quad (\text{A.47})$$

$$V_{3q} = q_{21} \cdot V_1 \cdot \text{sen}(\delta) + q_{22} \cdot V_1 \cdot \text{cos}(\delta) + q_{23} \cdot E'_q + q_{24} \cdot I_{3d} + q_{25} \cdot I_{3q} \quad (\text{A.48})$$

onde:

$$q_{11} = +a_{31} + (b_{32} \cdot x'_d - a_{32} \cdot R_A) \cdot m_{11} + (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x_q) \cdot m_{21} \quad (\text{A.49})$$

$$q_{12} = -b_{31} + (b_{32} \cdot x'_d - a_{32} \cdot R_A) \cdot m_{12} + (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x_q) \cdot m_{22} \quad (\text{A.50})$$

$$q_{13} = -b_{32} + (b_{32} \cdot x'_d - a_{32} \cdot R_A) \cdot m_{13} + (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x_q) \cdot m_{23} \quad (\text{A.51})$$

$$q_{14} = +r_{33} + (b_{32} \cdot x'_d - a_{32} \cdot R_A) \cdot m_{14} + (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x_q) \cdot m_{24} \quad (\text{A.52})$$

$$q_{15} = -x_{31} + (b_{32} \cdot x'_d - a_{32} \cdot R_A) \cdot m_{15} + (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x_q) \cdot m_{25} \quad (\text{A.53})$$

$$q_{21} = b_{31} - (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x'_d) \cdot m_{11} + (b_{32} \cdot x_q - a_{32} \cdot R_A) \cdot m_{21} \quad (\text{A.54})$$

$$q_{22} = a_{31} - (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x'_d) \cdot m_{12} + (b_{32} \cdot x_q - a_{32} \cdot R_A) \cdot m_{22} \quad (\text{A.55})$$

$$q_{23} = a_{32} - (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x'_d) \cdot m_{13} + (b_{32} \cdot x_q - a_{32} \cdot R_A) \cdot m_{23} \quad (\text{A.56})$$

$$q_{24} = x_{33} - (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x'_d) \cdot m_{14} + (b_{32} \cdot x_q - a_{32} \cdot R_A) \cdot m_{24} \quad (\text{A.57})$$

$$q_{25} = r_{33} - (b_{32} \cdot R_A + a_{32} \cdot x'_d) \cdot m_{15} + (b_{32} \cdot x_q - a_{32} \cdot R_A) \cdot m_{25} \quad (\text{A.58})$$

Linearizando cada componente da tensão têm-se as equações (A.47) e (A.48):

$$\Delta V_{3d} = p_{11} \cdot \Delta \delta + p_{12} \cdot \Delta E'_q + p_{13} \cdot \Delta I_{3d} + p_{14} \cdot \Delta I_{3q} \quad (\text{A.59})$$

$$\Delta V_{3q} = p_{21} \cdot \Delta \delta + p_{22} \cdot \Delta E'_q + p_{23} \cdot \Delta I_{3d} + p_{24} \cdot \Delta I_{3q} \quad (\text{A.60})$$

sendo:

$$p_{11} = \left. \frac{\partial V_{3d}}{\partial \delta} \right|_{\delta=\delta^\circ} = \frac{\partial}{\partial \delta} [q_{11} \cdot V_1 \cdot \text{sen}(\delta) + q_{12} \cdot V_1 \cdot \text{cos}(\delta)] = \\ = q_{11} \cdot V_1 \cdot \text{cos}(\delta^\circ) - q_{12} \cdot V_1 \cdot \text{sen}(\delta^\circ) \quad (\text{A.61})$$

$$p_{12} = \left. \frac{\partial V_{3d}}{\partial E'_q} \right|_{E'_q = E'_q} = \frac{\partial}{\partial E'_q} [q_{13} \cdot E'_q] = q_{13} \quad (\text{A.62})$$

$$p_{13} = \left. \frac{\partial V_{3d}}{\partial I_{3d}} \right|_{I_{3d} = I_{3d}} = \frac{\partial}{\partial I_{3d}} [q_{14} \cdot I_{3d}] = q_{14} \quad (\text{A.63})$$

$$p_{14} = \left. \frac{\partial V_{3d}}{\partial I_{3q}} \right|_{I_{3q} = I_{3q}} = \frac{\partial}{\partial I_{3q}} [q_{15} \cdot I_{3q}] = q_{15} \quad (\text{A.64})$$

$$\begin{aligned} p_{21} &= \left. \frac{\partial V_{3q}}{\partial \delta} \right|_{\delta = \delta} = \frac{\partial}{\partial \delta} [q_{21} \cdot V_1 \cdot \text{sen}(\delta) + q_{22} \cdot V_1 \cdot \text{cos}(\delta)] = \\ &= q_{21} \cdot V_1 \cdot \text{cos}(\delta) - q_{22} \cdot V_1 \cdot \text{sen}(\delta) \end{aligned} \quad (\text{A.65})$$

$$p_{22} = \left. \frac{\partial V_{3q}}{\partial E'_q} \right|_{E'_q = E'_q} = \frac{\partial}{\partial E'_q} [q_{23} \cdot E'_q] = q_{23} \quad (\text{A.66})$$

$$p_{23} = \left. \frac{\partial V_{3q}}{\partial I_{3d}} \right|_{I_{3d} = I_{3d}} = \frac{\partial}{\partial I_{3d}} [q_{24} \cdot I_{3d}] = q_{24} \quad (\text{A.67})$$

$$p_{24} = \left. \frac{\partial V_{3q}}{\partial I_{3q}} \right|_{I_{3q} = I_{3q}} = \frac{\partial}{\partial I_{3q}} [q_{25} \cdot I_{3q}] = q_{25} \quad (\text{A.68})$$

A.2.3. LINEARIZAÇÃO DA POTÊNCIA ELÉTRICA DO GERADOR SÍNCRONO

A equação da potência elétrica do gerador síncrono está representada na equação (A.69).

$$P_e = E'_q \cdot I_{2q} + (x_q - x'_d) \cdot I_{2d} \cdot I_{2q} \quad (\text{A.69})$$

Linearizando a potência elétrica e agrupando os termos semelhantes tem-se a equação (A.70).

$$\Delta P_e = [I_{2q}^\circ] \cdot \Delta E'_q + [(x_q - x'_d) \cdot I_{2q}^\circ] \cdot \Delta I_{2d} + [E'_q + (x_q - x'_d) \cdot I_{2d}^\circ] \cdot \Delta I_{2q} \quad (\text{A.70})$$

Substituindo na equação linearizada da potência elétrica (A.70) as equações linearizadas das correntes ΔI_{2d} e ΔI_{2q} do gerador síncrono, tem-se a equação:

$$\Delta P_e = K_1 \cdot \Delta \delta + K_2 \cdot \Delta E'_q + K_{I_{3d}} \cdot \Delta I_{3d} + K_{I_{3q}} \cdot \Delta I_{3q} \quad (\text{A.71})$$

onde:

$$K_1 = (x_q - x'_d) \cdot I_{2q}^\circ \cdot n_{11} + [E'_q + (x_q - x'_d) \cdot I_{2d}^\circ] \cdot n_{21} \quad (\text{A.72})$$

$$K_2 = (x_q - x'_d) \cdot I_{2q}^\circ \cdot n_{12} + [E'_q + (x_q - x'_d) \cdot I_{2d}^\circ] \cdot n_{22} + I_{2q}^\circ \quad (\text{A.73})$$

$$K_{I_{3d}} = (x_q - x'_d) \cdot I_{2q}^\circ \cdot n_{13} + [E'_q + (x_q - x'_d) \cdot I_{2d}^\circ] \cdot n_{23} \quad (\text{A.74})$$

$$K_{I_{3q}} = (x_q - x'_d) \cdot I_{2q}^\circ \cdot n_{14} + [E'_q + (x_q - x'_d) \cdot I_{2d}^\circ] \cdot n_{24} \quad (\text{A.75})$$

A.2.4. LINEARIZAÇÃO DA TENSÃO TERMINAL DO GERADOR SÍNCRONO

A equação do módulo da tensão terminal do gerador síncrono está representada em (A.76).

$$V_2^2 = (x_q \cdot I_{2q} - R_A \cdot I_{2d})^2 + (E'_q - x'_d \cdot I_{2d} - R_A \cdot I_{2q})^2 \quad (\text{A.76})$$

Linearização da tensão terminal de (A.76) tem-se a equação (A.77)

$$2 \cdot V_2^\circ \cdot \Delta V_2 = 2 \cdot (x_q \cdot I_{2q}^\circ - R_A \cdot I_{2d}^\circ) \cdot (x_q \cdot \Delta I_{2q} - R_A \cdot \Delta I_{2d}) + \\ + 2 \cdot (E'_q - R_A \cdot I_{2q}^\circ - x'_d \cdot I_{2d}^\circ) \cdot (\Delta E'_q - R_A \cdot \Delta I_{2q} - x'_d \cdot \Delta I_{2d}) \quad (\text{A.77})$$

Simplificando os termos semelhantes da equação (A.77), tem-se a equação (A.78):

$$V_2^\circ \cdot \Delta V_2 = (E'_q - x'_d \cdot I_{2d}^\circ - R_A \cdot I_{2q}^\circ) \cdot \Delta E'_q + \\ + (-x'_d \cdot E'_q + ((R_A)^2 + (x'_d)^2) \cdot I_{2d}^\circ + (x'_d - x_q) \cdot R_A \cdot I_{2q}^\circ) \cdot \Delta I_{2d} + \\ + (-R_A \cdot E'_q + (x'_d - x_q) \cdot R_A \cdot I_{2d}^\circ + ((R_A)^2 + (x_q)^2) \cdot I_{2q}^\circ) \cdot \Delta I_{2q} \quad (\text{A.78})$$

Também é possível escrever de uma forma mais compacta como em (A.79):

$$\Delta V_2 = \frac{1}{V_2^\circ} (u_1 \cdot \Delta E'_q + u_2 \cdot \Delta I_{2d} + u_3 \cdot \Delta I_{2q}) \quad (\text{A.79})$$

Sendo que os termos em u_1 , u_2 e u_3 estão detalhados na equação (A.80):

$$u_1 = E'_q - x'_d \cdot I_{2d}^\circ - R_A \cdot I_{2q}^\circ \\ u_2 = -x'_d \cdot E'_q + ((R_A)^2 + (x'_d)^2) \cdot I_{2d}^\circ + (x'_d - x_q) \cdot R_A \cdot I_{2q}^\circ \\ u_3 = -R_A \cdot E'_q + (x'_d - x_q) \cdot R_A \cdot I_{2d}^\circ + ((R_A)^2 + (x_q)^2) \cdot I_{2q}^\circ \quad (\text{A.80})$$

Substituindo na equação linearizada da tensão terminal de (A.79) as equações linearizadas dos desvios das correntes, ΔI_{2d} e ΔI_{2q} , do gerador síncrono, e agrupando os termos semelhantes chega-se a equação (A.81):

$$\Delta V_2 = K_5 \cdot \Delta \delta + K_6 \cdot \Delta E'_q + K_{V_1} \cdot \Delta I_{3d} + K_{V_2} \cdot \Delta I_{3q} \quad (\text{1.81})$$

onde:

$$K_5 = \frac{1}{V_2^\circ} \cdot [u_2 \cdot n_{11} + u_3 \cdot n_{21}] \quad (\text{A.82})$$

$$K_6 = \frac{1}{V_2^\circ} \cdot [u_1 + u_2 \cdot n_{12} + u_3 \cdot n_{22}] \quad (\text{A.83})$$

$$K_{V_1} = \frac{1}{V_2^\circ} \cdot [u_2 \cdot n_{13} + u_3 \cdot n_{23}] \quad (\text{A.84})$$

$$K_{V_2} = \frac{1}{V_2^\circ} \cdot [u_2 \cdot n_{14} + u_3 \cdot n_{24}] \quad (\text{A.85})$$

A.2.5. LINEARIZAÇÃO DA POTÊNCIA ATIVA FORNECIDA PELO GERADOR DISTRIBUÍDO

As quantidades terminais de potência gerada e absorvida do lado CC e do lado AC do conversor do GD, respectivamente, estão relacionadas com base no princípio do equilíbrio de potência, isto é, $P_{DC}(t) = P_I(t)$. Portanto em (A.86), tem-se:

$$V_{DC}(t) \cdot I_{DC}(t) = v_3(t) \cdot i_3^*(t) \quad (\text{A.86})$$

Da equação da potência tem-se:

$$P_3(t) = V_{DC}(t) \cdot I_{DC}(t) = [V_{3d}(t) \cdot i_{3d}(t) + v_{3q}(t) \cdot i_{3q}(t)] \quad (\text{A.87})$$

Sendo que na equação (A.87) a potência instantânea está representada na referência dq .

Com um pequeno desvio na equação da potência instantânea gerada, representada em (A.87) tem-se a correspondente equação linearizada da potência gerada pelo gerador distribuído, como em (A.88).

$$\Delta P_3 = \Delta [V_{3d} \cdot I_{3d} + V_{3q} \cdot I_{3q}] \quad (\text{A.88})$$

Derivando a equação (A.88) tem-se a equação linearizada da potência de G3 (A.89).

$$\Delta P_3 = \Delta V_{3d} \cdot I_{3d}^\circ + V_{3d}^\circ \cdot \Delta I_{3d} + \Delta V_{3q} \cdot I_{3q}^\circ + V_{3q}^\circ \cdot \Delta I_{3q} \quad (\text{A.89})$$

Substituindo as componentes das tensões linearizadas do gerador distribuído, ΔV_{3q} , na equação linearizada da potência de G3 (A.89), e com pouca manipulação algébrica chegasse a equação (A.90):

$$\Delta P_3 = K_{p31} \cdot \Delta \delta + K_{p32} \cdot \Delta E'_q + K_{p33} \cdot \Delta I_{3d} + K_{p34} \cdot \Delta I_{3q} \quad (\text{A.90})$$

onde:

$$K_{p31} = p_{11} \cdot I_{3d}^\circ + p_{21} \cdot I_{3q}^\circ \quad (\text{A.91})$$

$$K_{p32} = p_{12} \cdot I_{3d}^\circ + p_{22} \cdot I_{3q}^\circ \quad (\text{A.92})$$

$$K_{p33} = p_{13} \cdot I_{3d}^\circ + p_{23} \cdot I_{3q}^\circ \quad (\text{A.93})$$

$$K_{p34} = p_{14} \cdot I_{3d}^\circ + p_{24} \cdot I_{3q}^\circ \quad (\text{A.94})$$

A.2.6. LINEARIZAÇÃO DO MODELO DO GERADOR SÍNCRONO

Representação da dinâmica do gerador síncrono com RAT e sistema de excitação.

Ângulo de carga

O ângulo de carga do gerador síncrono linearizado é da forma como em (A.95).

$$\Delta \dot{\delta} = \omega_0 \cdot \Delta \omega \quad (\text{A.95})$$

Velocidade angular

A velocidade angular linearizada é da forma com em (A.96).

$$\Delta \dot{\omega} = \frac{\omega_0}{2H} [\Delta P_m - \Delta P_e - D_0 \cdot \Delta \omega] \quad (\text{A.96})$$

Componente em quadratura da tensão interna

A componente em quadratura da tensão interna do gerador síncrono linearizado é da forma como em (A.97).

$$\Delta \dot{E}'_q = \frac{1}{\tau'_{d0}} [-\Delta E'_q - (x_d - x'_d) \cdot \Delta I_{2d} + \Delta E_{fd}] \quad (\text{A.97})$$

Tensão de campo

A equação linearizada diferencial que representa a dinâmica do regulador automático de tensão é da forma como em (A.98).

$$\Delta \dot{E}_{fd} = \frac{1}{\tau_A} [-\Delta E_{fd} + K_A (\Delta V_{2ref} - \Delta V_2)] \quad (\text{A.98})$$

Reescrevendo as equações diferenciais linearizadas do gerador síncrono de $\Delta \dot{\omega}$, $\Delta \dot{E}'_q$ e $\Delta \dot{E}_{fd}$ em função da corrente do gerador síncrono ΔI_{2d} , da potência elétrica ΔP_e e da tensão terminal ΔV_2 . Desta forma, escrevem-se as equações da máquina como descrito abaixo:

Velocidade angular

Substituindo a potência elétrica ΔP_e na equação linearizada da velocidade angular $\Delta \dot{\omega}$, tem-se a equação (A.99):

$$\Delta \dot{\omega} = \frac{\omega_0}{2H} [\Delta P_m - (K_1 \cdot \Delta \delta + K_2 \cdot \Delta E'_q + K_{I_{3d}} \cdot \Delta I_{3d} + K_{I_{3q}} \cdot \Delta I_{3q}) - D_0 \cdot \Delta \omega] \quad (\text{A.99})$$

Após manipulação algébrica escreve-se a equação de estado da velocidade angular linearizada em função das constantes que dependem da condição de operação.

$$\begin{aligned} \Delta \dot{\omega} = & -\frac{\omega_0}{2H} \cdot K_1 \cdot \Delta \delta - \frac{\omega_0}{2H} \cdot D_0 \cdot \Delta \omega - \frac{\omega_0}{2H} \cdot K_2 \cdot \Delta E'_q + \\ & -\frac{\omega_0}{2H} \cdot K_{I_{3d}} \cdot \Delta I_{3d} - \frac{\omega_0}{2H} \cdot K_{I_{3q}} \cdot \Delta I_{3q} + \frac{\omega_0}{2H} \cdot \Delta P_m \end{aligned} \quad (\text{A.100})$$

Componente em quadratura da tensão interna do gerador síncrono

Substituindo a equação linearizada da corrente ΔI_{2d} na equação linearizada da tensão interna do gerador $\Delta \dot{E}'_q$, tem-se a equação da tensão interna em função das constantes dependentes da condição de operação. Fazendo as devidas multiplicações e agrupando os termos semelhantes, tem-se a equação (A.101).

$$\begin{aligned} \Delta \dot{E}'_q = & \frac{1}{T'_{d_0}} \left[-(x_d - x'_d) \cdot n_{11} \cdot \Delta \delta - [1 + (x_d - x'_d) \cdot n_{12}] \cdot \Delta E'_q + \Delta E_{fd} + \right. \\ & \left. -(x_d - x'_d) \cdot n_{13} \cdot \Delta I_{3d} - (x_d - x'_d) \cdot n_{14} \cdot \Delta I_{3q} \right] \end{aligned} \quad (\text{A.101})$$

A equação linearizada da tensão de campo de (A.101) também pode ser escrita na forma como em (A.102).

$$\Delta \dot{E}'_q = -\frac{1}{T'_{d_0}} K_4 \cdot \Delta \delta - \frac{1}{T'_{d_0} K_3} \cdot \Delta E'_q + \frac{1}{T'_{d_0}} \Delta E_{fd} - \frac{1}{T'_{d_0}} K_{Qd} \cdot \Delta I_{3d} - \frac{1}{T'_{d_0}} K_{Qq} \cdot \Delta I_{3q} \quad (\text{A.102})$$

onde:

$$K_4 = +(x_d - x'_d) \cdot n_{11} \quad (\text{A.103})$$

$$K_3 = \frac{1}{[1 + (x_d - x'_d) \cdot n_{12}]} \quad (\text{A.104})$$

$$K_{Qd} = +(x_d - x'_d) \cdot n_{13} \quad (\text{A.105})$$

$$K_{Qq} = +(x_d - x'_d) \cdot n_{14} \quad (\text{A.106})$$

Tensão de campo

Substituindo a equação linearizada da tensão de campo ΔV_2 na equação linearizada da tensão de campo $\Delta \dot{E}_{fd}$, tem-se a equação (A.107).

$$\begin{aligned} \Delta \dot{E}_{fd} = & -\frac{1}{T_a} K_a \cdot K_5 \cdot \Delta \delta - \frac{1}{T_a} K_a \cdot K_6 \cdot \Delta E'_q - \frac{1}{T_a} K_a \cdot K_{v1} \cdot \Delta I_{3d} + \\ & -\frac{1}{T_a} K_a \cdot K_{v2} \cdot \Delta I_{3q} - \frac{1}{T_a} \Delta E_{fd} + \frac{1}{T_a} K_a \cdot \Delta V_{2ref} \end{aligned} \quad (\text{A.107})$$

A.2.7. LINEARIZAÇÃO DO CONTROLE MODO CORRENTE DO INVERSOR

O controle de corrente é realizado na barra onde está ligada a geração distribuída, a sua representação em diagrama de blocos está ilustrada na Figura 2.3, onde se anota as equações (2.11) e (2.12), respectivamente. Linearizando estas duas equações tem-se a equação do controle de corrente referente ao eixo d (A.108) e para o eixo q (A.109), respectivamente.

$$\Delta \dot{I}_{3d} = \frac{1}{\tau} [-\Delta I_{3d} + \Delta I_{3dref}] \quad (\text{A.108})$$

$$\Delta \dot{I}_{3q} = \frac{1}{\tau} [-\Delta I_{3q} + \Delta I_{3qref}] \quad (\text{A.109})$$

A.2.8. LINEARIZAÇÃO DAS CORRENTES DE REFERÊNCIA DO GERADOR DISTRIBUÍDO

As equações que compõe o modelo do inversor fazendo a interface entre o sistema de geração distribuída e o sistema de potência pode-se destacar as equações da potência ativa (P_3) e potência reativa (Q_3) do gerador distribuído.

$$P_3 = V_{3d} I_{3d} + V_{3q} I_{3q} \quad (\text{A.110})$$

$$Q_3 = V_{3q} I_{3d} - V_{3d} I_{3q} \quad (\text{A.111})$$

Considerando que o gerador distribuído só forneça potência ativa então a potência reativa será considerada como zero. Desta forma, pode-se escrever as equações (A.110) e (A.111) na forma matricial como está descrito em (A.112).

$$\begin{bmatrix} I_{3dref} \\ I_{3qref} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{3d} & V_{3q} \\ V_{3q} & -V_{3d} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} P_{3ref} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.112})$$

Calculando a matriz inversa de (A.112), tem-se (A.113):

$$\begin{bmatrix} I_{3dref} \\ I_{3qref} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{V_{3d}}{V_3^2} & \frac{V_{3q}}{V_3^2} \\ \frac{V_{3q}}{V_3^2} & -\frac{V_{3d}}{V_3^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_{3ref} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.113})$$

Separando as equações da corrente do sistema em (A.113), tem-se as equações (A.114) e (A.115).

$$I_{3dref} = \frac{V_{3d}}{V_3^2} \cdot P_{3ref} \quad (\text{A.114})$$

$$I_{3qref} = \frac{V_{3q}}{V_3^2} \cdot P_{3ref} \quad (A.115)$$

Aplicando um pequeno desvio nas equações (A.114) e (A.115) tem-se as correspondentes equações linearizadas do sistema.

$$\Delta I_{3dref} = \left(\frac{\Delta V_{3d} \cdot V_3^{\circ 2} - V_{3d}^{\circ} \cdot \Delta V_3^2}{(V_3^{\circ 2})^2} \right) \cdot P_{3ref}^{\circ} + \left(\frac{V_{3d}}{V_3^2} \right)^{\circ} \Delta P_{3ref} \quad (A.116)$$

Escrevendo o desvio do módulo da tensão da barra do GD (ΔV_3^2) nas coordenadas dq , tem-se a equação (A.117).

$$\Delta I_{3dref} = P_{3ref}^{\circ} \cdot \left(\frac{V_3^{\circ 2} - 2 \cdot (V_{3d}^{\circ})^2}{(V_3^{\circ 2})^2} \right) \cdot \Delta V_{3d} - P_{3ref}^{\circ} \cdot \left(\frac{2 \cdot V_{3d}^{\circ} \cdot V_{3q}^{\circ}}{(V_3^{\circ 2})^2} \right) \cdot \Delta V_{3q} + \left(\frac{V_{3d}}{V_3^2} \right)^{\circ} \Delta P_{3ref} \quad (A.117)$$

A equação (A.117) pode ser escrita da forma com está representado na equação (A.118).

$$\Delta I_{3dref} = \omega_{11} \cdot \Delta V_{3d} - \omega_{12} \cdot \Delta V_{3q} + \omega_{13} \cdot \Delta P_{3ref} \quad (A.118)$$

sendo:

$$\omega_{11} = P_{3ref}^{\circ} \cdot \left(\frac{V_3^{\circ 2} - 2 \cdot (V_{3d}^{\circ})^2}{(V_3^{\circ 2})^2} \right) \quad (A.119)$$

$$\omega_{12} = P_{3ref}^{\circ} \cdot \left(\frac{2 \cdot V_{3d}^{\circ} \cdot V_{3q}^{\circ}}{(V_3^{\circ 2})^2} \right) \quad (A.120)$$

$$\omega_{13} = \left(\frac{V_{3d}}{V_3^2} \right)^{\circ} \quad (A.121)$$

Aplicando a mesma metodologia realizada para o cálculo de ΔI_{3dref} , encontra-se a equação para o desvio da corrente ΔI_{3qref} .

$$\Delta I_{3qref} = P_{3ref}^{\circ} \cdot \left(\frac{-2 \cdot V_{3d}^{\circ} \cdot V_{3q}^{\circ}}{(V_3^{\circ 2})^2} \right) \cdot \Delta V_{3d} + P_{3ref}^{\circ} \cdot \left(\frac{V_3^{\circ 2} - 2 \cdot V_{3q}^{\circ 2}}{(V_3^{\circ 2})^2} \right) \cdot \Delta V_{3q} + \left(\frac{V_{3q}}{V_3^2} \right)^{\circ} \Delta P_{3ref} \quad (A.122)$$

A equação (A.122) pode também ser escrita da forma com descrita na equação (A.123).

$$\Delta I_{3qref} = \omega_{21} \cdot \Delta V_{3d} + \omega_{22} \cdot \Delta V_{3q} + \omega_{23} \cdot \Delta P_{3ref} \quad (A.123)$$

sendo:

$$\omega_{21} = P_{3ref}^{\circ} \cdot \left(\frac{-2 \cdot V_{3d}^{\circ} \cdot V_{3q}^{\circ}}{(V_3^{\circ 2})^2} \right) \quad (A.124)$$

$$\omega_{22} = P_{3ref}^{\circ} \cdot \left(\frac{V_3^{\circ 2} - 2V_{3q}^{\circ 2}}{(V_3^{\circ 2})^2} \right) \quad (A.125)$$

$$\omega_{23} = \left(\frac{V_{3q}}{V_3^2} \right)^{\circ} \quad (A.126)$$

Substituindo as equações das componentes da tensão linearizada do gerador distribuído, ΔV_{3d} e ΔV_{3q} , nas componentes da corrente linearizada dq ΔI_{3dref} e ΔI_{3qref} , respectivamente, tem-se as equações das componentes de referência da corrente do gerador distribuído em função das constantes que são dependentes da condição de operação do sistema.

$$\begin{aligned} \Delta I_{3dref} = & (\omega_{11} \cdot p_{11} + \omega_{12} \cdot p_{21}) \Delta \delta + (\omega_{11} \cdot p_{12} + \omega_{12} \cdot p_{22}) \Delta E'_q + \\ & + (\omega_{11} \cdot p_{13} + \omega_{12} \cdot p_{23}) \Delta I_{3d} + (\omega_{11} \cdot p_{14} + \omega_{12} \cdot p_{24}) \Delta I_{3q} + \\ & + \omega_{13} \cdot \Delta P_{3ref} \end{aligned} \quad (A.127)$$

$$\begin{aligned} \Delta I_{3qref} = & (\omega_{21} \cdot p_{11} + \omega_{22} \cdot p_{21}) \Delta \delta + (\omega_{21} \cdot p_{12} + \omega_{22} \cdot p_{22}) \Delta E'_q + \\ & + (\omega_{21} \cdot p_{13} + \omega_{22} \cdot p_{23}) \Delta I_{3d} + (\omega_{21} \cdot p_{14} + \omega_{22} \cdot p_{24}) \Delta I_{3q} + \\ & + \omega_{23} \cdot \Delta P_{3ref} \end{aligned} \quad (A.128)$$

As equações linearizadas das componentes da corrente do gerador distribuído também podem ser escritas como em (A.129) e (A.130), respectivamente:

$$\Delta I_{3dref} = v_{11} \cdot \Delta \delta + v_{12} \cdot \Delta E'_q + v_{13} \cdot \Delta I_{3d} + v_{14} \cdot \Delta I_{3q} + \omega_{13} \cdot \Delta P_{3ref} \quad (A.129)$$

$$\Delta I_{3qref} = v_{21} \cdot \Delta \delta + v_{22} \cdot \Delta E'_q + v_{23} \cdot \Delta I_{3d} + v_{24} \cdot \Delta I_{3q} + \omega_{23} \cdot \Delta P_{3ref} \quad (A.130)$$

sendo:

$$v_{11} = \omega_{11} \cdot p_{11} + \omega_{12} \cdot p_{21} \quad (A.131)$$

$$v_{12} = \omega_{11} \cdot p_{12} + \omega_{12} \cdot p_{22} \quad (A.132)$$

$$v_{13} = \omega_{11} \cdot p_{13} + \omega_{12} \cdot p_{23} \quad (A.133)$$

$$v_{14} = \omega_{11} \cdot p_{14} + \omega_{12} \cdot p_{24} \quad (A.134)$$

$$v_{21} = \omega_{21} \cdot p_{11} + \omega_{22} \cdot p_{21} \quad (A.135)$$

$$v_{22} = \omega_{21} \cdot p_{12} + \omega_{22} \cdot p_{22} \quad (A.136)$$

$$v_{23} = \omega_{21} \cdot p_{13} + \omega_{22} \cdot p_{23} \quad (A.137)$$

$$v_{24} = \omega_{21} \cdot p_{14} + \omega_{22} \cdot p_{24} \quad (A.138)$$

Substituindo a equação linearizada das componentes da corrente de referência ΔI_{3dref} nas equações de estado linearizada da corrente do gerador distribuído $\Delta \dot{I}_{3d}$ e $\Delta \dot{I}_{3q}$, têm-se as equações (A.139) e (A.140), respectivamente.

$$\Delta \dot{I}_{3d} = \frac{v_{11}}{\tau} \Delta \delta + \frac{v_{12}}{\tau} \Delta E'_q + \left(\frac{v_{13} - 1}{\tau} \right) \Delta I_{3d} + \frac{v_{14}}{\tau} \Delta I_{3q} + \frac{\omega_{13}}{\tau} \Delta P_{3ref} \quad (\text{A.139})$$

$$\Delta \dot{I}_{3q} = \frac{v_{21}}{\tau} \Delta \delta + \frac{v_{22}}{\tau} \Delta E'_q + \frac{v_{23}}{\tau} \Delta I_{3d} + \left(\frac{v_{24} - 1}{\tau} \right) \Delta I_{3q} + \frac{\omega_{23}}{\tau} \Delta P_{3ref} \quad (\text{A.140})$$

A.2.9. REPRESENTAÇÃO EM ESPAÇO DE ESTADO DO SISTEMA LINEARIZADO

A representação do sistema completo em espaço de estado inclui: a representação do modelo dinâmico do gerador síncrono com regulador automático de tensão e sistema de excitação, juntamente com a realimentação da tensão da barra do gerador distribuído com controle modo corrente do inversor operando com fator de potência unitário e a equações da rede.

Esse tipo de representação é particularmente útil na análise e no projeto de sistemas de controle. Sendo que, esta representação pode ser escrita da forma:

$$\Delta \dot{X} = A \cdot \Delta X + B \cdot \Delta U \quad (\text{A.141})$$

$$\Delta Y = C \cdot \Delta X + D \cdot \Delta U \quad (\text{A.142})$$

As matrizes A , B , C , D , X , Y e U estão representadas nas equações (A.143), (A.144), (A.145), (A.146), (A.147), (A.148) e (A.149), respectivamente.

$$A = \begin{bmatrix} 0 & \omega_0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{K_1}{2H} & -\frac{D_0}{2H} & -\frac{K_2}{2H} & 0 & -\frac{K_{I3d}}{2H} & -\frac{K_{I3q}}{2H} \\ \frac{K_4}{T'_{d0}} & 0 & \frac{1}{T'_{d0} \cdot K_3} & \frac{1}{T'_{d0}} & \frac{K_{Qd}}{T'_{d0}} & \frac{K_{Qq}}{T'_{d0}} \\ -\frac{K_a \cdot K_5}{T_a} & 0 & -\frac{K_a \cdot K_6}{T_a} & -\frac{1}{T_a} & -\frac{K_a \cdot K_{v1}}{T_a} & -\frac{K_a \cdot K_{v2}}{T_a} \\ \frac{v_{11}}{\tau} & 0 & \frac{v_{12}}{\tau} & 0 & \frac{(v_{13} - 1)}{\tau} & \frac{v_{14}}{\tau} \\ \frac{v_{21}}{\tau} & 0 & \frac{v_{22}}{\tau} & 0 & \frac{v_{23}}{\tau} & \frac{(v_{24} - 1)}{\tau} \end{bmatrix} \quad (\text{A.143})$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{2H} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_a}{T_a} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\omega_{13}}{\tau} \\ 0 & 0 & \frac{\omega_{23}}{\tau} \end{bmatrix} \quad (\text{A.144})$$

$$C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ K_1 & 0 & K_2 & 0 & K_{I3d} & K_{I3q} \\ K_5 & 0 & K_6 & 0 & K_{v1} & K_{v2} \\ p_{11} & 0 & p_{12} & 0 & p_{13} & p_{14} \\ p_{21} & 0 & p_{22} & 0 & p_{23} & p_{24} \\ K_{p31} & 0 & K_{p32} & 0 & K_{p33} & K_{p34} \end{bmatrix} \quad (\text{A.145})$$

$$D = 0_{11 \times 3} \quad (\text{A.146})$$

$$X = \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta \omega \\ \Delta E'_{q} \\ \Delta E_{fd} \\ \Delta I_{3d} \\ \Delta I_{3q} \end{bmatrix} \quad (\text{A.147})$$

$$Y = \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta \omega \\ \Delta E'_{q} \\ \Delta E_{fd} \\ \Delta I_{3d} \\ \Delta I_{3q} \\ \Delta P_e \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_{3d} \\ \Delta V_{3q} \\ \Delta P_3 \\ \Delta I_{3q} \end{bmatrix} \quad (\text{A.148})$$

$$U = \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta V_{2ref} \\ \Delta P_{3ref} \end{bmatrix} \quad (\text{A.149})$$

APÊNDICE B - DETALHAMENTO DAS FÓRMULAS DE CONTRIBUIÇÃO DOS TORQUES SINCRONIZANTE E DE AMORTECIMENTO PARA O SISTEMA COM GERADOR DISTRIBUIDO

B.1. INTRODUÇÃO

Da mesma forma que foi descrito na introdução do Apêndice A, ao descrever o detalhamento da dedução das fórmulas da contribuição dos torques sincronizante e de amortecimento, várias equações foram repetidas aqui da mesma forma que já foram descritas no texto principal da tese (Capítulo 5). O objetivando da repetição é facilitar a leitura e a reprodução das deduções das fórmulas.

B.2. DEDUÇÃO DAS FORMULAS DO TORQUE ELÉTRICO DO GERADOR SÍNCRONO CONSIDERANDO A INFLUÊNCIA DO GERADOR DISTRIBUIDO DE GRANDE PORTE

A variação do torque elétrico (ΔT_e) das máquinas síncronas de um sistema de potência é dividida em duas componentes, que são: torque de sincronismo $T_{\text{sin } c} \Delta \delta$ (em fase com o ângulo) e torque de amortecimento $T_{\text{damp}} \Delta \omega$ (em fase com a velocidade angular). Sendo, o torque total do sistema representa a somatória do torque sincronizante ($T_{\text{sin } c} \Delta \delta$) e torque de amortecimento ($T_{\text{damp}} \Delta \omega$), como descrito na equação (B.1).

$$\Delta T_e = T_{\text{sin } c} \Delta \delta + T_{\text{damp}} \Delta \omega \quad (\text{B.1})$$

onde:

$T_{\text{sin } c} \Delta \delta$ é a componente de torque de sincronização, a qual representa a componente da variação do torque em fase com a variação do ângulo do rotor; $T_{\text{sin } c}$ é o coeficiente de torque sincronizante.

$T_{\text{damp}} \Delta \omega$ é a componente de torque de amortecimento, a qual representa a componente da variação do torque em fase com a variação de velocidade do rotor; T_{damp} é o coeficiente de torque de amortecimento.

Na Figura 4.1 observa-se que K_I contribui apenas para o torque de sincronismo e D_0 contribui apenas para o torque de amortecimento. Entretanto, as variáveis $\Delta E'_q$, ΔI_{3d} e ΔI_{3q} contribuem tanto para o torque de sincronismo como para o torque de amortecimento.

Neste tópicos foi descrito, através de equações, a contribuição de cada variável. Sendo que, para esta análise, o sistema elétrico foi considerado em regime permanente, por esta razão, as variáveis de entrada (ΔP_m , ΔV_{2ref} e ΔP_{3ref}) não influenciarão nas equações, portanto serão consideradas nulas (zero).

B.2.1. CÁLCULO DA EQUAÇÃO DA VARIAÇÃO DA CORRENTE DO GD ΔI_{3d} E

$$\Delta I_{3q}$$

Da Figura B.1 tem-se que as funções de transferência descrita nas equações (B.2) e (B.3).

$$G_d(s) = \frac{1/(1-v_{13})}{1+s\tau/(1-v_{13})} \quad (B.2)$$

$$G_q(s) = \frac{1/(1-v_{14})}{1+s\tau/(1-v_{14})} \quad (B.3)$$

Desta forma tem-se as equações que representam as componentes do desvio da corrente ΔI_{3d} e ΔI_{3q} , respectivamente, em (B.4) e (B.5).

$$\Delta I_{3d} = G_d(s).v_{11}.\Delta\delta + G_d(s).v_{12}.\Delta E'_q + G_d(s).v_{14}.\Delta I_{3q} \quad (B.4)$$

$$\Delta I_{3q} = G_q(s).v_{21}.\Delta\delta + G_q(s).v_{22}.\Delta E'_q + G_q(s).v_{23}.\Delta I_{3d} \quad (B.5)$$

Agrupando os termos das correntes e escrevendo em forma matricial tem-se a equação (B.6).

$$\begin{bmatrix} \Delta I_{3d} \\ \Delta I_{3q} \end{bmatrix} = \frac{1}{1-v_{14}v_{23}G_d(s)G_q(s)} \begin{bmatrix} 1 & v_{24}.G_d(s) \\ v_{23}.G_q(s) & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{11}.G_d(s) & v_{12}.G_d(s) \\ v_{21}.G_q(s) & v_{22}.G_q(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta \\ \Delta E'_q \end{bmatrix} \quad (B.6)$$

Separando as componentes na referência dq da corrente ΔI_{3d} e ΔI_{3q} de (B.6) tem-se as equações das componentes da corrente separadamente em (B.7) e (B.8), respectivamente.

$$\Delta I_{3d} = \left(\frac{v_{11}G_d(s) + v_{14}v_{21}G_d(s)G_q(s)}{1 - v_{14}v_{23}G_d(s)G_q(s)} \right) \Delta\delta + \left(\frac{v_{12}G_d(s) + v_{14}v_{22}G_d(s)G_q(s)}{1 - v_{14}v_{23}G_d(s)G_q(s)} \right) \Delta E'_q \quad (B.7)$$

$$\Delta I_{3q} = \left(\frac{v_{21}G_q(s) + v_{11}v_{23}G_d(s)G_q(s)}{1 - v_{14}v_{23}G_d(s)G_q(s)} \right) \Delta \delta + \left(\frac{v_{22}G_q(s) + v_{12}v_{23}G_d(s)G_q(s)}{1 - v_{14}v_{23}G_d(s)G_q(s)} \right) \Delta E'_q \quad (\text{B.8})$$

As equações (B.7) e (B.8) também podem ser escritas da forma como está representado em (B.9) e (B.10).

$$\Delta I_{3d} = G_{11}(s) \cdot \Delta \delta + G_{12}(s) \cdot \Delta E'_q \quad (\text{B.9})$$

$$\Delta I_{3q} = G_{21}(s) \cdot \Delta \delta + G_{22}(s) \cdot \Delta E'_q \quad (\text{B.10})$$

onde:

$$G_{11}(s) = \frac{v_{11}G_d(s) + v_{14}v_{21}G_d(s)G_q(s)}{1 - v_{14}v_{23}G_d(s)G_q(s)} \quad (\text{B.11})$$

$$G_{12}(s) = \frac{v_{12}G_d(s) + v_{14}v_{22}G_d(s)G_q(s)}{1 - v_{14}v_{23}G_d(s)G_q(s)} \quad (\text{B.12})$$

$$G_{21}(s) = \frac{v_{21}G_q(s) + v_{11}v_{23}G_d(s)G_q(s)}{1 - v_{14}v_{23}G_d(s)G_q(s)} \quad (\text{B.13})$$

$$G_{22}(s) = \frac{v_{22}G_q(s) + v_{12}v_{23}G_d(s)G_q(s)}{1 - v_{14}v_{23}G_d(s)G_q(s)} \quad (\text{B.14})$$

B.2.2. CÁLCULO DA EQUAÇÃO DA VARIAÇÃO DA COMPONENTE EM QUADRATURA DA TENSÃO INTERNA GS $\Delta E'_q$

A partir da Figura B.1 tem-se que $\Delta E'_q$ é da forma como está representado em (B.15).

$$\Delta E'_q = \left(\frac{K_3}{1 + sK_3T'_{d0}} \right) \left[- \left(\frac{K_A}{1 + sT_A} \right) \left(K_5 \Delta \delta + K_6 \Delta E'_q + K_{v1} \Delta I_{3d} + K_{v2} \Delta I_{3q} \right) + \left(K_4 \Delta \delta + K_{Qd} \Delta I_{3d} + K_{Qq} \Delta I_{3q} \right) \right] \quad (\text{B.15})$$

Substituindo as componentes da corrente ΔI_{3d} e ΔI_{3q} , agrupando os termos semelhantes e colocando em evidência as componentes que influenciam diretamente no torque $\Delta E'_q$ e $\Delta \delta$, tem-se (B.16).

$$\begin{aligned} & \left[1 + \left(\frac{K_3}{1 + sK_3T'_{d0}} \right) \left(\left(\frac{K_A}{1 + sT_A} \right) \left(K_6 + K_{v1}G_{12}(s) + K_{v2}G_{22}(s) \right) + \left(K_{Qd}G_{12}(s) + K_{Qq}G_{22}(s) \right) \right) \right] \Delta E'_q = \\ & = \left[\left(\frac{-K_3}{1 + sK_3T'_{d0}} \right) \left(\left(\frac{K_A}{1 + sT_A} \right) \left(K_5 + K_{v1}G_{11}(s) + K_{v2}G_{21}(s) \right) + \left(K_4 + K_{Qd}G_{11}(s) + K_{Qq}G_{21}(s) \right) \right) \right] \Delta \delta \end{aligned} \quad (\text{B.16})$$

A equação (B.16) pode ser escrita da forma como em (B.17).

$$\Delta E'_q = \frac{N(s)}{D(s)} \cdot \Delta \delta \quad (\text{B.17})$$

onde:

$$N(s) = \left[\left(\frac{-K_3}{1 + sK_3T'_{d0}} \right) \cdot \left(\left(\frac{K_A}{1 + sT_A} \right) \cdot (K_5 + K_{v1}G_{11}(s) + K_{v2}G_{21}(s)) + \right) \right. \\ \left. + (K_4 + K_{Qd}G_{11}(s) + K_{Qq}G_{21}(s)) \right] \quad (\text{B.18})$$

$$D(s) = \left[1 + \left(\frac{K_3}{1 + sK_3T'_{d0}} \right) \cdot \left(\left(\frac{K_A}{1 + sT_A} \right) \cdot (K_6 + K_{v1}G_{12}(s) + K_{v2}G_{22}(s)) + \right) \right. \\ \left. + (K_{Qd}G_{12}(s) + K_{Qq}G_{22}(s)) \right] \quad (\text{B.19})$$

A equação (B.17) também pode ser escrita como em (B.20).

$$\Delta E'_q = M(s) \cdot \Delta \delta \quad (\text{B.20})$$

onde:

$$M(s) = \frac{N(s)}{D(s)} \quad (\text{B.21})$$

B.2.3. CÁLCULO DA CONTRIBUIÇÃO DO TORQUE DE SINCRONISMO E DO TORQUE DE AMORTECIMENTO DE $\Delta E'_q$

As análises da contribuição de torque sincronizante e torque de amortecimento são expressas em termos de uma determinada frequência de oscilação desejada, que é a frequência do modo eletromecânico dominante de oscilação do sistema. Essa frequência pode ser estimada como (B.22).

$$\omega_{osc} = \sqrt{\frac{K_1 \omega_0}{2H}} \quad (\text{B.22})$$

A contribuição do torque de uma determinada variável, no sistema completo, terá uma componente real e outra componente imaginária, sendo que a parte real é a contribuição do torque de sincronismo e a parte imaginária é a contribuição do torque de amortecimento.

Onde a contribuição dos torques de sincronismo e de amortecimento da variável $\Delta E'_q$ será expressa como na equação (B.23).

$$\Delta T_e |_{\Delta E'_q} = K_{E'_q} \cdot \Delta E'_q \quad (\text{B.23})$$

Substituindo $\Delta E'_q$ da equação (B.20) em (B.23), tem-se a equação que calcula a contribuição do torque devido influência da componente em quadratura da tensão interna do GS.

$$\Delta T_e |_{\Delta E'_q} = K_{E'_q} \cdot M(s) \cdot \Delta \delta \quad (\text{B.24})$$

Considerando a frequência de oscilação desejada na equação (B.24), esta passa a ter uma componente real e outra imaginária, como (B.25).

$$\Delta T_e |_{\Delta E'_q} = K_{E'_q} \cdot (M_{real}(\omega_{osc}) + j \cdot M_{imag}(\omega_{osc})) \Delta \delta \quad (\text{B.25})$$

Multiplicando $\Delta \delta$ em cada termo da equação (B.25), tem-se a contribuição para o torque de sincronismo de $\Delta E'_q$ e a contribuição para o torque de amortecimento de $\Delta E'_q$, como descrito na equação (B.26).

$$\Delta T_e |_{\Delta E'_q} = K_{E'_q} M_{real}(\omega_{osc}) \Delta \delta + j \cdot K_{E'_q} M_{imag}(\omega_{osc}) \Delta \delta \quad (\text{B.26})$$

A equação de em espaço de estado do ângulo de carga $\Delta \delta$ disposta na frequência de oscilação desejada, pode ser escrita como em (B.27). Onde $\Delta \bar{\omega}$ está em por unidade com valor igual à unidade.

$$\Delta \delta = \frac{1}{j \omega_{osc}} \omega_0 \Delta \bar{\omega} \quad (\text{B.27})$$

Como o torque de sincronismo se realiza em função do ângulo de carga ($\Delta \delta$) e o torque de amortecimento em função da velocidade angular, será necessário transformar o ângulo de carga ($\Delta \delta$) da parte imaginária da equação (B.26) em função da velocidade angular ($\Delta \omega$), como descrito na equação (B.28). Da equação (B.27) tem-se o ângulo de carga em função da velocidade angular na frequência de oscilação de onde se deseja observar a contribuição do torque, como está escrito na equação (B.28).

$$\Delta T_e |_{\Delta E'_q} = K_{E'_q} M_{real}(\omega_{osc}) \Delta \delta + j \cdot K_{E'_q} M_{imag}(\omega_{osc}) \cdot \frac{1}{j \omega_{osc}} \omega_0 \Delta \bar{\omega} \quad (\text{B.28})$$

Logo, a contribuição do torque de sincronismo e do torque de amortecimento de $\Delta E'_q$ para o sistema completo está descrito como nas equações (B.29) e (B.30), respectivamente:

$$K_{sin c} |_{\Delta E'_q} = K_{E'_q} M_{real}(\omega_{osc}) \Delta \delta \quad (\text{B.29})$$

$$K_{damp} |_{\Delta E'_q} = K_{E'_q} \left(\frac{\omega_0}{\omega_{osc}} \right) M_{imag}(\omega_{osc}) \quad (\text{B.30})$$

B.2.4. CÁLCULO DA CONTRIBUIÇÃO DO TORQUE DE SINCRONISMO E DE AMORTECIMENTO DEVIDO A COMPONENTE DO EIXO DIRETO DA CORRENTE DO GD ΔI_{3d}

Substituindo $\Delta E'_q$ de (B.20) na equação linearizada da componente do eixo direto da corrente do GD ΔI_{3d} (B.9), tem-se (B.31).

$$\Delta I_{3d} = G_{11}(s).\Delta\delta + G_{12}(s).M(s).\Delta\delta \quad (\text{B.31})$$

Colocando em evidência a variação do ângulo de carga $\Delta\delta$ de (B.31) tem-se a equação (B.32).

$$\Delta I_{3d} = [G_{11}(s) + G_{12}(s).M(s)].\Delta\delta \quad (\text{B.32})$$

Colocando a variação da componente da corrente ΔI_{3d} de (B.32) na frequência de oscilação, tem-se (B.33).

$$\Delta I_{3d} = [G_{11}(j\omega_{osc}) + G_{12}(j\omega_{osc}).M(j\omega_{osc})].\Delta\delta \quad (\text{B.33})$$

Separando de (B.33) nas componentes real e imaginário, como em (B.34).

$$\Delta I_{3d} = \left[\begin{array}{l} + (G_{11real}(\omega_{osc}) + jG_{11imag}(\omega_{osc})) + \\ + (G_{12real}(\omega_{osc}) + jG_{12imag}(\omega_{osc}))(M_{real}(\omega_{osc}) + jM_{imag}(\omega_{osc})) \end{array} \right] \Delta\delta \quad (\text{B.34})$$

Sendo que a contribuição dos torques de sincronismo e de amortecimento da variável ΔI_{3d} será expressa como na equação (B.35).

$$\Delta T_e |_{\Delta I_{3d}} = K_{I_{3d}} . \Delta I_{3d} \quad (\text{B.35})$$

Substituindo a componente da corrente ΔI_{3d} (B.34) na equação da variação do torque (B.35), tem-se a equação (B.36).

$$\Delta T_e |_{\Delta I_{3d}} = K_{I_{3d}} \cdot \left[\begin{array}{l} (G_{11real}(\omega_{osc}) + G_{12real}(\omega_{osc})M_{real}(\omega_{osc}) - G_{12imag}(\omega_{osc})M_{imag}(\omega_{osc})) + \\ + j(G_{11imag}(\omega_{osc}) + G_{12real}(\omega_{osc})M_{imag}(\omega_{osc}) + G_{12imag}(\omega_{osc})M_{real}(\omega_{osc})) \end{array} \right] \Delta\delta \quad (\text{B.36})$$

Separando a equação (B.36) em parte real e parte imaginária e substituindo a variação do angulo de carga $\Delta\delta$, têm-se as contribuições do torque de sincronismo ($K_{\sin c} |_{\Delta I_{3d}}$) e de amortecimento ($K_{damp} |_{\Delta I_{3d}}$) devido a variação da componente do eixo direto da corrente ΔI_{3d} , representado nas equações (B.37) e (B.38), respectivamente.

$$K_{\sin c} |_{\Delta I_{3d}} = K_{I_{3d}} \left(\begin{array}{l} G_{11real}(\omega_{osc}) + G_{12real}(\omega_{osc})M_{real}(\omega_{osc}) + \\ - G_{12imag}(\omega_{osc})M_{imag}(\omega_{osc}) \end{array} \right) \quad (\text{B.37})$$

$$K_{damp} |_{\Delta I_{3d}} = K_{I_{3d}} \left(\frac{\omega_0}{\omega_{osc}} \right) \left(\begin{array}{l} G_{11imag}(\omega_{osc}) + G_{12real}(\omega_{osc})M_{imag}(\omega_{osc}) + \\ + G_{12imag}(\omega_{osc})M_{real}(\omega_{osc}) \end{array} \right) \quad (\text{B.38})$$

B.2.5. CÁLCULO DA CONTRIBUIÇÃO DO TORQUE DE SINCRONISMO E DE AMORTECIMENTO DEVIDO A COMPONENTE DO EIXO DIRETO DA CORRENTE DO GD ΔI_{3q}

A contribuição do torque de sincronismo e de torque de amortecimento através da componente da corrente em quadratura ΔI_{3q} pode ser deduzida de modo análogo ao cálculo para a componente da corrente do eixo direto ΔI_{3d} , resultando em (B.39).

$$\Delta T_e |_{\Delta I_{3q}} = K_{\sin c} |_{\Delta I_{3q}} \Delta \delta + K_{damp} |_{\Delta I_{3q}} \Delta \bar{\omega} \quad (\text{B.39})$$

Onde as contribuições do torque de sincronismo ($K_{\sin c} |_{\Delta I_{3q}}$) e de amortecimento ($K_{damp} |_{\Delta I_{3q}}$) devido ΔI_{3q} estão descrito em (B.40) e em (B.41), respectivamente.

$$K_{\sin c} |_{\Delta I_{3q}} = K_{I_{3q}} \begin{pmatrix} G_{21real}(\omega_{osc}) + G_{22real}(\omega_{osc})M_{real}(\omega_{osc}) + \\ -G_{22imag}(\omega_{osc})M_{imag}(\omega_{osc}) \end{pmatrix} \quad (\text{B.40})$$

$$K_{damp} |_{\Delta I_{3q}} = K_{I_{3q}} \left(\frac{\omega_0}{\omega_{osc}} \right) \begin{pmatrix} G_{21imag}(\omega_{osc}) + G_{22real}(\omega_{osc})M_{imag}(\omega_{osc}) + \\ +G_{22imag}(\omega_{osc})M_{real}(\omega_{osc}) \end{pmatrix} \quad (\text{B.41})$$

B.2.6. CÁLCULO DA CONTRIBUIÇÃO DO TORQUE DE SINCRONISMO E DE AMORTECIMENTO TOTAL

As contribuições totais do torque de sincronismo e do torque de amortecimento do sistema completo é igual a somatória das contribuições dos torques devido a K_1 , $\Delta E'_q$, ΔI_{3d} e de ΔI_{3q} , como estão descritas em (B.42) e em (B.43), respectivamente:

$$K_{\sin c_{total}} = K_1 + K_{\sin c} |_{\Delta E'_q} + K_{\sin c} |_{\Delta I_{3d}} + K_{\sin c} |_{\Delta I_{3q}} \quad (\text{B.42})$$

$$K_{damp_{total}} = D_0 + K_{damp} |_{\Delta E'_q} + K_{damp} |_{\Delta I_{3d}} + K_{damp} |_{\Delta I_{3q}} \quad (\text{B.43})$$