TATIANE CRISTINA DA COSTA FERNANDES

Aplicação de Técnicas de Estimação Modal para Análise da Estabilidade a Pequenas Perturbações de Sistemas de Distribuição com Geração Distribuída

> Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos, da Universidade de São Paulo, para obtenção do Título de Mestre em Ciências, Programa de Engenharia Elétrica.

> Área de Concentração: Sistemas Elétricos de Potência

Orientador: Prof. Dr. Rodrigo Andrade Ramos.

São Carlos

2012

Trata-se da versão corrigida da dissertação. A versão original se encontra disponível na EESC/USP que aloja o Programa de Pós-Graduação de Engenharia Elétrica

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

F363a	Fernandes, Tatiane Cristina da Costa. Aplicação de técnicas de estimação modal para análise da estabilidade a pequenas perturbações de sistemas de distribuição com geração distribuída. / Tatiane Cristina da Costa Fernandes ; orientador Rodrigo Andrade Ramos. São Carlos, 2012.
	Dissertação - Mestrado (Programa de Pós-Graduação em Ciências em Engenharia Elétrica e Área de Concentração em Sistemas Elétricos de Potência) Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2012.
	 1. Estabilidade a pequenas perturbações. 2. Sistemas de distribuição de energia. 3. Sistemas desbalanceados. 4. Geração distribuída. 5. Técnicas de estimação modal. 6. Prony. 7. ESPRIT. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidata: Engenheira TATIANE CRISTINA DA COSTA FERNANDES

Título da dissertação: "Aplicação de técnicas de estimação modal para análise da estabilidade a pequenas perturbações de sistemas de distribuição com geração distribuída".

Data da defesa: 27/02/2012

Comissão Julgadora:

Resultado:

APROVADA

Prof. Dr. Rodrigo Andrade Ramos (Orientador) (Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Dr. **Nelson Martins** (Centro de Pesquisas de Energia Elétrica/CEPEL)

Prof. Associado Walmir de Freitas Filho (Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

APROVADA

APROVADA

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica: Prof. Titular **Denis Vinicius Coury**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação: Prof. Associado **Paulo Cesar Lima Segantine**

Sumário

R	esum	10		ix
A	bstra	nct		xi
\mathbf{L}^{i}	ista d	le Figu	Iras	xiii
\mathbf{L}^{i}	ista d	le Tab	elas	xv
\mathbf{L}^{i}	ista d	le Sím	bolos	xix
1	Intr	roduçã	0	1
	1.1	Objet	ivos Específicos	. 10
	1.2	Estrut	cura do texto	. 10
	1.3	Public	cações	. 11
2	Mo	delo T	rifásico do Sistema Elétrico de Potência	13
	2.1	Introd	lução	. 13
	2.2	Opera	ção dos Geradores Síncronos em Sistemas Trifásicos	. 14
		2.2.1	Operação dos Geradores Síncronos em Sistemas Trifásicos Balance- ados	. 15
		2.2.2	Operação dos Geradores Síncronos em Sistemas Trifásicos Desbalanceados	. 17
	2.3	Model	agem dos Componentes do Sistema Elétrico de Potência	. 20
		2.3.1	Considerações Iniciais	. 20
		2.3.2	Modelagem da Linha de Distribuição	. 22
		2.3.3	Modelagem da Carga	. 23
		2.3.4	Equações dos geradores síncronos	. 23
	2.4	Equaç	ões do Sistema de Controle	. 29

		2.4.1	Modelo da Turbina e do Regulador de Velocidade	30
		2.4.2	Regulador Automático de Tensão	32
		2.4.3	Power System Stabilizer	34
		2.4.4	Controlador de Fator de Potência	35
	2.5	Consid	lerações Finais	36
3	Téc	nicas l	ineares para o estudo a estabilidade a pequenas perturbações	37
	3.1	Linear	ização do Sistema Não Linear	39
	3.2	Respo	sta no Tempo do Sistema Linearizado: Autovalores e Autovetores	42
	3.3	Fatore	s de Participação	45
	3.4	Procee de Tée	limento para o Projeto de Controladores de Amortecimento através enicas Clássicas	47
		3.4.1	Etapas para o Desenvolvimento do Controlador PSS nessa Pesquisa	52
	3.5	Aplica	ação das Ferramentas apresentadas ao Sistema Estudado	53
		-		
4	Téc	nicas o	le Estimação Modal	55
	4.1	Técnie	cas de Estimação Modal	57
		4.1.1	Ringdown Analysis	58
		4.1.2	Mode-Meter Blocks	59
	4.2	Métod	lo de Prony	60
		4.2.1	Formulação do método de Prony	62
		4.2.2	Extensões e Melhorias do método de Prony	67
	4.3	Métod	lo ESPRIT	68
		4.3.1	Formulação do método ESPRIT	69
	4.4	Comp	aração das ferramentas de estimação no trabalho proposto	71
5	Res	ultado	s	77
	5.1	Cenár	io do Estudo	78
	5.2	Critér	io Adotado	79
	5.3	Anális	e de um Caso Passo-a-Passo	81
		5.3.1	Aquisição de Dados	82
		5.3.2	Pré-Processamento do Sinal	82
		5.3.3	Aplicação das Técnicas de Estimação Modal	85
	5.4	Result	ados no Sistema Balanceado	89

		5.4.1	Comparação entre os resultados obtidos entre as técnicas de es- timação modal e o <i>software</i> PacDyn	89
	5.5	Result	ados em Sistemas Desbalanceados	94
		5.5.1	Resultados sobre o Sistema de Teste 1 Desbalanceado 	94
		5.5.2	Resultados sobre o Sistema de Teste 2 Desbalanceado 	99
	5.6	Result	ados em um Sistema Desbalanceado com PSS	103
Co	onclu	são		109
Re	eferê	ncias I	Bibliográficas	113
A	Dad	los dos	s Sistemas-Teste	123
	A.1	Sistem	ha de teste $1 \ldots \ldots$	126
	A.2	Sistem	na de teste 2	127

Dedicatória

Dedico aos meus pais,

Luiz Carlos e Angela,

e as minhas irmãs Sabrina e Ana Luiza,

por todo amor e carinho

Agradeço primeiramente à Deus por ter me iluminado e me dado força durante todo o meu caminho;

Agradeço aos meus pais pelo amor incondicional, pelo apoio, pelas palavras de sabedoria, ficando difícil escrever em poucas linhas toda a minha gratidão e o meu amor por eles;

As minhas irmãs Sabrina e Ana Luiza que mesmo distantes sempre torcem por mim, das quais sinto muitas saudades;

Ao meu orientador Prof Rodrigo Ramos por tem contribuído tanto para o meu crescimento profissional quanto pessoal, pela confiança depositada em mim, pelo incentivo e pela oportunidade me dada.

À toda minha família por apoiarem nas minhas escolhas e torcerem para o meu sucesso sempre, em especial a minha tia Ligia e ao meu tio Herminio;

Ao meu namorado Samuel, pela paciência, pelo incentivo, pelas palavras de carinho e por estar sempre ao meu lado tanto nos momentos de alegria quanto nos momentos difíceis e pelo seu amor, sendo de grande importância para finalizar mais essa etapa da minha vida;

Aos meus amigos e amigas que torcem por mim, as amizades feitas em São Carlos que tornaram os meus dias melhores, em especial a Camila Fantin e Thaís Kempner, que vou levar sempre comigo, tanto os momentos de alegria quanto de sufoco. A todos os meus colegas do laboratório os quais tenho muito agradecer pela amizade compartilhada e pelos bons momentos.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pelo incentivo Financeiro.

Resumo

FERNANDES, T. C. C.(2012). Aplicação de técnicas de estimação modal para análise da estabilidade a pequenas perturbações de sistemas de distribuição com geração distribuída. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2012.

Ao longo das últimas décadas, o advento de geradores síncronos distribuídos têm modificado significativamente a operação dinâmica de sistemas de distribuição. Características dinâmicas que antes eram típicas de sistemas de transmissão estão agora também presentes em sistemas de distribuição. Problemas relacionados a oscilações eletromecânica mal amortecidas, um dos focos de análise do estudo da estabilidade a pequenas perturbações, podem agora afetar também os sistemas de distribuição devido à inserção de geradores síncronos. Ferramentas usualmente utilizadas em sistemas de transmissão para a análise de tais oscilações não são completamente adequadas para analisar os fenômenos que ocorrem nos sistemas de distribuição com geração distribuída, devido a características peculiares desses sistemas, tais como o desequilíbrio de suas fases. Assim, essa pesquisa propõe um procedimento alternativo para analisar a estabilidade a pequenas perturbações de sistemas de distribuição, através da aplicação de técnicas de estimação modal. Abordamse duas técnicas de estimação modal: os métodos de Prony e o ESPRIT. O primeiro método consiste em uma ferramenta já consagrada para a identificação de oscilações eletromecânicas de baixa frequência. Enquanto o segundo é uma técnica usualmente aplicada em análise de transitórios com desempenho satisfatório no contexto de qualidade de energia. Simulações não lineares são realizadas no software ATP, inicialmente sobre um sistema trifásico equilibrado e tais técnicas são aplicadas e comparadas, tornando possível a validação cruzada de ambos os métodos na identificação do modo eletromecânico do sistema. Na sequência, simulações são realizadas em um um sistema trifásico desequilibrado, permitindo avaliar o efeito do desbalanço da carga sobre as oscilações eletromecânicas, sendo essa uma das maiores contribuições desse trabalho. A principal conclusão adquirida é o fato de que um *Power System Stabilizer* (PSS) pode ser usado para mitigar os impactos prejudiciais das oscilações eletromecânicas em um gerador síncrono distribuído, sendo que esse PSS pode ser projetado a partir de técnicas típicas, assumindo um funcionamento equilibrado desse gerador, e ainda assim ter um desempenho satisfatório para os casos desequilibrados estudados.

Palavras-chave: Estabilidade a pequenas pertubações, sistemas de distribuição de energia, sistemas desbalanceados, geração distribuída, técnicas de estimação modal, Prony, ESPRIT.

X_____

Abstract

FERNANDES, T. C. C. Application of Modal Estimation Techniques for Small-Signal Stability Assessment in Distribution System with Distributed Generation. Dissertation (M. S. Degree) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2012.

Over the last few decades, the advent of distributed synchronous generators has significantly modified the operation and dynamics of distribution systems. Dynamic behaviors that were typical of transmission systems are now also present in distribution systems. Problems related to poorly damped electromechanical oscillations, the focus of small-signal stability studies, can now also affect the distribution systems due to the insertion of synchronous generators. Tools usually employed in large systems for the analysis of these oscillations are not completely appropriate to analyze this phenomena in distribution systems with distributed generation, due to particular characteristics of these systems, such as load imbalance. Therefore, this research proposes an alternative procedure to analyze the small-signal stability of distribution systems, through the application of modal estimation techniques. Two modal estimation techniques are used: the Prony and ESPRIT methods. The former consists of a well-established tool for identifying low-frequency oscillations and the latter was chosen due to its satisfactory performance in works related to power quality, where it is applied in transient analysis. Initially, both modal estimation techniques are applied to the results of nonlinear simulations performed in the Alternative Transients Program for balanced three-phase systems. The modes identified by both techniques exhibit a close match, which provides a cross validation between these techniques. In the sequence, simulations are performed in three-phase unbalanced systems, allowing an evaluation of the effect of load imbalance on the electromechanical oscillations (which is another major contribution of this work). Furthermore, it is concluded from the obtained results that a Power System Stabilizer, designed under the assumption of a balanced operation of the distribution system, can be effectively used to mitigate the detrimental effects of the poorly damped oscillations even when the system operates under unbalanced load conditions.

Keywords: Small-signal stability, distribution systems, unbalanced load, electromechanical oscillations, modal estimation techniques, Prony, ESPRIT.

Lista de Figuras

1.1	Classificação da estabilidade em Sistemas Elétricos de Potência	5
2.1	Ilustração do corte de uma máquina síncrona de dois pólos (extraída em	
	(SALIM, 2011)	15
2.2	Relação no domínio do tempo entre a velocidade angular do rotor com o	
	aumento do nível de desequilíbrio do sistema	18
2.3	Plano de fase da variação da velocidade angular em relação a variação do	
	ângulo do gerador síncrono em regime permanente (parametrizado com	
	relação ao tempo	19
2.4	Linha trifásica genérica	22
2.5	Modelo IEEE TGOV1	30
2.6	Modelo Regulador de Velocidade para o sistema de teste 2 $\ \ldots \ \ldots \ \ldots$	31
2.7	Diagrama de blocos do regulador de tensão IEEE ST2A	33
2.8	Diagrama de blocos do regulador de tensão simplificado	33
2.9	Diagrama de blocos do controlador PSS	35
2.10	Diagrama de blocos do controlador de fator de potência	35
3.1	Diagrama de blocos do modelo máquina contra barramento infinito in-	
	cluindo AVR e PSS (DEMELLO; CONCORDIA, 1969)	49
3.2	Diagrama de blocos de um sistema em malha fechada sendo realimentado	
	por um ganho K	50

3.3	Diagrama representativo da fase ϕ_{ij} a ser compensada pelo PSS $\ . \ . \ .$	51
4.1	Sinal de velocidade angular do rotor antes e após a filtragem	72
4.2	Fluxograma para aplicação dos métodos de estimação modal $\ .\ .\ .\ .$	75
5.1	Diagrama unifilar do sistema completo sobre estudo	78
5.2	Diagrama unifilar do sistema equivalente	78
5.3	Velocidade angular do rotor após falta trifásica com fator de desequilíbrio $l = 50 \% \ldots $	83
5.4	Janela ampliada da figura 5.3 para o intervalo de 13 a 14 segundos	83
5.5	Janela ampliada da figura 5.3 para o intervalo de 27 a 28 segundos	84
5.6	Sinal de velocidade angular do rotor antes e após a filtragem	84
5.7	Comparação entre o sinal reconstituído pelo método Prony e o sinal original após o pré-processamento.	86
5.8	Comparação entre o sinal reconstituído pelo método ESPRIT e o sinal original após o pré-processamento.	87
5.9	Comparação entre o sinal referente ao modo $p_{5,6}$ estimado pelo método de Prony e o sinal original após o pré-processamento $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	88
5.10	Comparação entre o sinal referente ao modo eletromecânico identificado pela técnica ESPRIT e o sinal original da velocidade adquirido pelo ATP	
	após o pré-processamento.	93
5.11	Sinal de velocidade do sistema teste 1 com a presença de um modo eletro- mecânico instável	106
5.12	Sinal de velocidade do sistema teste 1 após a inserção do PSS no mesmo	106

Lista de Tabelas

5.1	Composição modal do sinal identificado pelo método ESPRIT	86
5.2	Composição modal do sinal identificado pelo método Prony	86
5.3	Composição modal do sinal identificado pelo método ESPRIT a partir do sinal original reamostrado	89
5.4	Composição modal do sinal identificado pelo método Prony a partir do sinal original reamostrado	89
5.5	Comparação entre os resultados obtidos entre o <i>software</i> PacDyn e via Prony e ESPRIT quando aplicados sobre os dados adquiridos através de simulações no ATP	91
5.6	Comparação entre os resultados obtidos entre o <i>software</i> PacDyn e via Prony e ESPRIT quando aplicados sobre os dados adquiridos através de simulações no ANATEM	92
5.7	Comparação entre os resultados obtidos entre o software PacDyn e via Prony e ESPRIT quando aplicados sobre adquiridos sobre simulações no ATP para sistema-teste 2	93
5.8	Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase AB sobre o amortecimento do sistema 1	95
5.9	Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase BC sobre o amortecimento do sistema 1	96

5.10	Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase CA sobre o amortecimento do sistema 1	. 96
5.11	Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase AB da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 1	. 97
5.12	Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase \mathbf{BC} da barra infinita sobre o amortecimento do sistema $1 \dots \dots$. 98
5.13	Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase CA da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 1	. 98
5.14	Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase AB sobre o amortecimento do sistema 2	. 100
5.15	Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase BC sobre o amortecimento do sistema 2	. 100
5.16	Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase CA sobre o amortecimento do sistema 2	. 100
5.17	Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase AB da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 2	. 101
5.18	Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase \mathbf{BC} da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 2	. 102
5.19	Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase CA da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 2	. 102
5.20	Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase AB sobre o amortecimento do sistema 1 com PSS	. 104
5.21	Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase BC sobre o amortecimento do sistema 1 com PSS	. 104
5.22	Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase CA sobre o amortecimento do sistema 1 com PSS	. 105
5.23	Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase AB sobre o amortecimento do sistema 1 com PSS para o teste 2	. 107

A.1	Sistema Completo -	- Dados das Linhas .	 •••	•••	• •	 •	•	•	• •	•	•	•	•	125
A.2	Sistema Completo -	- Dados das Cargas	 				•	•		•				125

xviii

Lista de Símbolos

$V_{a,b,c}$	módulo das tensões de fase $a, b, e c$
$Z_{aa,bb,cc}$	impedância própria das fase $a, b, e c$
$Z_{ab,bc,ac}$	impedância mútua entre as fases $a, b, e c$
$E'_{d,q}$	tensão equivalente transitória de eixo direto e de quadratura
$E'_{f,d}$	tensão de campo equivalente
$I_{d,q}$	corrente de eixo direto e de quadratura
δ	ângulo do rotor do gerador
ω	velocidade angular do rotor do gerador
ω_s	velocidade síncrona
P_{mec}	potência mecânica
Η	constante de inércia do gerador
$x_{d,q}$	reatância de eixo direto e de quadratura
$x_{d,q}^{'}$	reatância transitória de eixo direto e de quadratura
$x_{d,q}^{''}$	reatância subtransitória de eixo direto e de quadratura
x_0	reatância de sequência zero
r_a	resistência de armadura
$T'_{do,qo}$	constante de tempo transitória de circuito aberto de eixo direto e de qua-
	dratura
$T_{do,qo}^{\prime\prime}$	constante de tempo subtransitória de circuito aberto de eixo direto e de
	quadratura
L_{jj}	corresponde a indutância própria dos enrolamentos da máquina
L_{jk}	para $j \neq k, L_{jk}$ corresponde a indutância mútua dos enrolamentos da
	máquina

Capítulo 1

Introdução

A geração de energia elétrica próxima ao consumidor chegou a ser a regra na primeira metade do século XX, quando a energia industrial era praticamente toda gerada localmente sem conexão com outras redes. Usinas isoladas forneciam energia elétrica a áreas geograficamente limitadas, grandes consumidores de energia elétrica, tais como indústrias, produziam sua própria eletricidade (ILIC; GALIANA; FINK, 1998), de modo que nesse período, os sistemas de energia operavam de forma ilhada. Entretanto no final da década de 1920 esse cenário foi sendo modificado. Iniciou-se o processo de conexão dessas redes isoladas resultando em sistemas interligados de grande e médio porte, os quais estão presentes até os dias de hoje. Nesse época, teve-se, então, a origem da operação centralizada dos sistemas elétricos de potência (SEP)(BORBELY; KREIDER, 2001).

O processo de interligação, em conjunto com avanços tecnológicos, possibilitou que os geradores com maior capacidade de produção de energia fossem desenvolvidos permitindo a instalação desses em regiões mais viáveis tanto economicamente quanto para a própria geração de potência elétrica. Com isso, a geração não era mais necessariamente próxima da carga, uma vez que apesar de distante geograficamente, a energia produzida agora já em larga escala poderia ser transmitida aos consumidores por meio do sistema interligado.

Assim a interligação dos SEPs resultou em diversas vantagens econômicas e operacionais (as quais estão presentes até os dias de hoje). Entre esses benefícios, tem-se a cooperação mútua entre os sistemas para o suprimento de energia elétrica, bem como o aumento da reserva elétrica energética do sistema como um todo após a interligação (KUNDUR, 1994).

Grande parte das características atuais da operação dos SEP é decorrente do desenvolvimento desse processo. Dentre tais características, vale destacar a classificação dos SEP em três grandes blocos com funções bem definidas: a **geração**, responsável por converter a fonte primária em energia elétrica; o sistema de **transmissão**, responsável pelo transporte de energia elétrica aos principais centros de carga, e por último; o sistema de **distribuição**, que distribui a energia elétrica aos consumidores.

Entretanto a partir da década de 90, essa visão clássica dos SEP começou a ser alterada. Com o aumento da eficiência e competitividade dos pequenos geradores em relação as máquinas de grande porte, associado à busca por um processo de geração de energia através de fontes alternativas, fez com que sistemas interligados evoluíssem de forma a incluir geradores de pequeno porte em regiões próximas às cargas, iniciando o que vem a ser chamado de geração distribuída.

Como este é um processo ainda em andamento, a própria definição de geração distribuída (GD) ainda não é um consenso (JENKINS et al., 2000). Na literatura um grande número de termos e definições são usados com relação a geração distribuída, os quais divergem em diversos pontos (ACKERMANN; ANDERSSON; SöDER, 2001). Entre tais pontos pode ser citadas diferenças com relação à capacidade instalada, quanto ao tipo de produção de energia e seus níveis de impacto ambiental, quanto ao fato dessas serem centralmente despachadas ou não, entre outras restrições. Com intuito de ilustrar a magnitude de tal discrepância em alguns pontos como exemplo, pode-se observar as variações quanto a restrição da capacidade máxima de produção de uma unidade geradora classificada como geração distribuída. Para determinados autores como CARDELL; TA-BORS (1998) a capacidade de produção da geração distribuída está entre 50 kW a 1MW, enquanto que para o estudo em (CIGRE, 1998) a capacidade máxima de uma unidade considerada como geração distribuída está entre 50 a 100 MW.

Contudo para muitos autores, basicamente, a geração distribuída está associada a qualquer tipo de produção de energia de pequeno porte que forneça energia próximo ao consumidor, sendo que esse gerador pode estar conectado tanto em sistemas de distribuição quanto de subtransmissão (ACKERMANN; ANDERSSON; SöDER, 2001; JEN- KINS et al., 2000; EL-KHATTAM; SALAMA, 2004). Assim, essa será a abordagem adotada no decorrer deste trabalho como definição de geração distribuída, sendo que é possível observar que essa definição é independente do tipo de tecnologia adotada, a qual pode utilizar recursos renováveis ou não.

Atualmente a maior parte da produção de energia de forma distribuída em termos de características elétricas é realizada principalmente através de máquinas de corrente alternada, as quais podem ser assíncronas (como os geradores eólicos e motores de combustão interna a diesel) ou síncronas (como os turbogerados movidos por turbinas térmicas e a gás) e também por meio de inversores (o qual incluiu por exemplo os painéis fotovoltaicos). Nesse trabalho o foco é com relação a produção de energia de forma distribuída através dos geradores síncronos, os quais podem ser conectados diretamente nos sistemas de distribuição e subtransmissão sem a necessidade de conversores para realizar essa interface. Trata-se de uma geração de energia com baixo custo efetivo, sendo observada em diversos países como Japão, China, Dinamarca e no Brasil, onde esquemas de co-geração de energia a partir do bagaço da cana-de-açúcar são bastante comuns (SHINJI; YOKOYAMA; HAYASHI, 2009; GRANVILLE et al., 2009)

No Brasil, a co-geração a partir da biomassa da cana-de-açúcar é um dos maiores empreendimentos de geração distribuída no país, uma vez que o mesmo é o maior produtor mundial de cana-de-açúcar (XAVIER, 2007). Para se ter uma idéia, a capacidade instalada no Brasil da co-geração a partir do bagaço da cana de açúcar chega a 7,267 GW, correspondendo à 7,17 % do total da matriz energética do país (ANEEL, 2012). Nesse contexto, o estado de São Paulo se destaca pelo grande desenvolvimento nesse setor. Nele estão localizadas 60% das plantações de cana-de-açúcar do país, sendo responsável por 62% da produção de etanol no Brasil (GOLDEMBERG; COELHO; GUARDABASSI, 2008). A produção de energia através da co-geração do bagaço da cana-de-açúcar ocorre, em arranjos mais simples, por meio de geradores síncronos acoplados a turbinas a vapor e caldeiras convencionais, sendo que tais geradores são conectados diretamente à rede de subtransmissão ou distribuição.

Assim, com o advento da geração distribuída, a visão clássica dos SEPs tem se alterado. Os sistemas de distribuição que ao longo da história eram circuitos essencialmente passivos, responsáveis por apenas transmitir energia até os consumidores, agora também apresentam elementos ativos conectados, gerando energia.

A presença de geradores de pequeno porte em sistemas de distribuição, cada vez mais significativa, tem provocado manifestações de impactos operacionais que antes eram característicos apenas de sistemas de grande porte, os quais agora também estão presentes em sistemas de distribuição. Nesse contexto, esse trabalho enfoca os fenômenos relacionados à estabilidade a pequenas pertubações que possam estar presentes no sistema de distribuição à medida que são inseridos gerados síncronos nesse sistema.

Segundo KUNDUR et al. (2004), a estabilidade de um sistema pode ser definida como a capacidade de um SEP, para uma condição de operação inicial, em recuperar um estado de operação em equilíbrio após ter sido submetido a uma perturbação, com a maioria das variáveis do sistema limitadas de modo que, do ponto de vista prático, o sistema como um todo permaneça intacto.

Se o SEP é submetido a um distúrbio, tanto a condição inicial de operação do sistema quanto a natureza do distúrbio irão determinar se o mesmo é capaz de retornar a um ponto de equilíbrio após a remoção da perturbação, ou seja, se o sistema é estável. A estabilidade de um sistema pode ser avaliada através do comportamento desse após aplicação de um distúrbio transitório no mesmo.

Sabe-se que SEPs estão sujeitos a uma ampla gama de distúrbios podendo os mesmos serem classificados como pequenas ou grandes perturbações. Pequenas perturbações são aquelas que ocorrem frequentemente no sistema por meio de pequenas variações nas cargas e na geração assim como quando ocorrem faltas temporárias no sistema de curta duração. Já as grandes pertubações são os distúrbios de natureza grave, que afastam significativamente o ponto de operação do sistema do seu respectivo equilíbrio (KUNDUR et al., 2004).

Analisando agora a classificação da estabilidade de um SEP, tem-se que a mesma pode ser dividida em três categorias distintas de acordo com as seguintes características (KUNDUR et al., 2004):

- A natureza física do mecanismo que resulta em instabilidade;
- O tamanho da perturbação considerada, o que influencia o método de cálculo e previsão de estabilidade.
- Os dispositivos, os processos envolvidos e o intervalo de tempo que devem ser tomados em consideração para avaliar a estabilidade.

A figura 1.1 fornece uma ilustração geral do problema da estabilidade de SEP, mostrando suas categorias e subcategorias. Esse trabalho aborda apenas uma de suas subcategorias, realizando o estudo da estabilidade do ângulo do rotor a pequenas pertubações.



Figura 1.1: Classificação da estabilidade em Sistemas Elétricos de Potência

A estabilidade do ângulo do rotor se refere à capacidade que cada máquina síncrona conectada no sistema tem de permanecer em sincronismo após o sistema ter sido submetido a um distúrbio. Isso irá depender da capacidade do sistema em se manter/restaurar o equilíbrio entre o torque eletromagnético e o torque mecânico de cada máquina síncrona conectada no sistema. A instabilidade pode ocorrer mesmo diante de uma pequena perturbação que resulte em aceleração e/ou desaceleração crescente dos rotores das máquinas, levando as mesmas à perda do sincronismo com outros geradores (KUNDUR et al., 2004).

Assim, um dos problemas fundamentais do estudo da estabilidade do ângulo do rotor consiste em avaliar se, após a aplicação de um distúrbio, a resultante dessa interação entre o torque mecânico e o torque elétrico irá provocar uma aceleração e/ou desaceleração dos rotores das máquinas fazendo com que as mesmas oscilem com amplitude crescente ao longo do tempo, caracterizando a instabilidade do sistema. Segundo ANDERSON; FOUAD (1993) se as oscilações decorrentes da pequena perturbação aplicada são amortecidas, de modo que depois de um intervalo de tempo suficiente o desvio ou mudança de estado provocado pelo distúrbio é pequeno, ou seja, de modo que o sistema seja capaz de retornar a um ponto de equilíbrio, o sistema é estável. Caso contrário, se as oscilações crescem em magnitude ou são sustentadas indefinidamente, o sistema é instável.

A estabilidade angular do rotor pode ser classificada em duas subcategorias de acordo com a natureza do distúrbio, como mostrado na figura 1.1. Nesse trabalho, conforme já comentado, o estudo da estabilidade é realizado para situações em que são aplicadas pequenas perturbações no sistema.

A instabilidade resultante de pequenas perturbações pode ocorrer de duas formas: aumento crescente ao longo do tempo do ângulo do rotor ou por meio de oscilações com amplitude também crescentes ao longo do tempo (KUNDUR, 1994). Sabe-se que, atualmente, esta última forma é a mais presente nos SEP, a qual está relacionada à incapacidade do sistema em amortecer satisfatoriamente essas oscilações. Tais oscilações podem causar desgastes nas máquinas do sistema, restrições na capacidade de transferência de potência do sistema de transmissão e, em caso extremos, podem provocar a perda de sincronismo dos geradores e a consequente interrupção no suprimento de energia elétrica.

Essas oscilações eletromecânicas, que antes eram inerentes aos sistemas de transmissão, agora são observadas também nos sistemas de distribuição, de acordo com o grau de inserção de elementos ativos na rede. Tais oscilações eletromecânicas, quando mal amortecidas, podem além de prejudicar a operação e o desempenho dos geradores, afetar a qualidade de tensão elétrica entregue aos consumidores. No contexto da qualidade de energia fornecida aos consumidores, os autores em KUIAVA et al. (2008); SALIM; OLES-KOVICZ; RAMOS (2010); SALIM et al. (2010) identificam problemas principalmente relacionados aos índices de flutuação de tensão. No entanto, esse não é o foco de estudo deste trabalho, o qual será definido em sequência.

As ferramentas utilizadas em sistemas de grande porte para análise da estabilidade a pequenas pertubações adotam uma abordagem linearizada do sistema. Uma vez que são considerados como pequenas perturbações, os distúrbios são tidos como suficientemente pequenos de forma a não afastar significativamente o sistema do seu ponto de equilíbrio.

Com isso, apesar do SEP ser altamente não linear, a estabilidade local de um ponto de equilíbrio pode ser analisada a partir de uma abordagem linearizada. Tal suposição possibilita que procedimentos de análise mais simples sejam utilizados para avaliar qualitativamente a estabilidade do sistema em torno de um ponto de equilíbrio. Vale ressaltar aqui a necessidade de existência de um ponto de equilíbrio do modelo do sistema para que as técnicas de linearização possam ser aplicadas.

Em sistemas de transmissão, é usualmente válido assumir que os mesmos operam inicialmente em regime permanente senoidal, com amplitudes e fases constantes para as grandezas dos modelos fasoriais de primeiro harmônico dos mesmos, a exceção das velocidades angulares dos rotores, as quais, nestes sistemas, apresentam valores constantes ao longo do tempo. Tais sistemas são caracterizados por apresentarem fases balanceadas de forma que, em regime permanente, a velocidade dos geradores inseridos no sistema não varia significativamente em relação ao valor do ponto de equilíbrio. Assim considera-se como ponto de equilíbrio do sistema transmissão a condição de operação inicial dada pelo fluxo de carga.

Os sistemas de distribuição, diferentemente dos sistemas de transmissão, apresentam como característica intrínseca o desequilíbrio de carga nas suas fases. Quando conectados em sistemas trifásicos desbalanceados, os geradores síncronos, não atingem uma velocidade aproximadamente constante mesmo em condições de regime permanente. Quando um gerador síncrono opera de forma desequilibrada, o torque resultante sobre a máquina apresenta uma variação senoidal com frequência duas vezes maior que a frequência fundamental, devido ao aparecimento de um campo girante oriundo das correntes de sequência negativa, campo este que gira em sentido oposto ao campo girante de sequência positiva da máquina (SALIM, 2011). Isso se reflete diretamente na velocidade angular do gerador, a qual mesmo em regime permanente não apresenta um valor constante, apresentando também uma variação senoidal com frequência duas vezes maior que a fundamental (BOLDEA, 2006). Com relação à amplitude dessa oscilação, verifica-se que ela será maior quanto maior for o nível de desequilíbrio. A velocidade angular, portanto, possui uma oscilação sustentada em regime permanente, e torna-se uma variável de estado dinâmica com regime permanente senoidal. Com base nessa argumentação, não é possível mais considerar que o sistema em regime permanente opere em um ponto de equilíbrio. O uso das técnicas de linearização para o estudo da estabilidade passa, então, a ser questionado, restando dúvidas sobre até que nível de desequilíbrio elas são válidas o suficiente de forma a possibilitar resultados satisfatórios na análise da estabilidade de um sistema desequilibrado.

Usando o modelo fasorial trifásico desenvolvido por SALIM (2011), o qual considera o desequilíbrio das cargas, é possível utilizar as técnicas de linearização tradicionais e obter resultados válidos quando o sistema estudado apresenta um baixo fator de desequilíbrio. Isso se torna possível pela substituição da variação senoidal do torque (com frequência igual ao dobro da fundamental), mencionada anteriormente, por um torque médio quadrático calculado sobre esta variação, o qual é constante. Entretanto, para situações em o sistema apresenta uma maior desbalanço de carga, os resultados já podem se distanciar dos valores encontrados na prática. Assim, mesmo as técnicas de linearização sobre o modelo apresentado em SALIM (2011) não podem ser aplicadas formalmente, a não ser para situações em que o desequilíbrio é pequeno, o que em certos casos não é uma suposição válida para os sistemas de distribuição.

Com base no que foi exposto, verifica-se a necessidade da busca de um novo método para o estudo da estabilidade a pequenas perturbações em sistemas desbalanceados. Nesse contexto pode-se destacar o trabalho de (SALIM; RAMOS, 2011) em que é apresentada uma estrutura para o estudo da estabilidade a pequenas perturbações em sistemas de distribuição, sendo que a característica de desequilíbrio de carga é considerada. Nessa estrutura, a identificação dos modos eletromecânicos é realizada utilizando uma técnica particular de estimação modal: o ESPRIT (*Estimation of Signal Parameters via Rotational Invariant Technique*). Usualmente essa técnica é adotada em trabalhos relacionados a qualidade de energia, sendo que normalmente os fenômenos sobre estudo são os de natureza transitória (BOLLEN; STYVAKTAKIS; GU, 2005; TJADER et al., 2008). O sucesso do uso desta técnica nesse contexto motivou os autores em (SALIM; RAMOS, 2011) a utilizar essa técnica para estimar os parâmetros da oscilação eletromecânica. Também podem ser observados na literatura alguns trabalhos em que se utiliza a técnica ESPRIT para identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência. Contudo, esta aplicação ainda não foi suficientemente relatada, o que levanta questionamentos quanto à adequação para essa análise. A escolha usual neste contexto é o já consagrado método de Prony (TRUDNOWSKI; PIERRE, 2009; SANCHEZ-GASCA; CHOW, 1999), o qual teve a sua eficiência estabelecida ao longo dos anos para identificação de modos eletromecânicas mal amortecidos. Tal fato indica que a forma mais natural de avaliar a eficácia do método ESPRIT é comparando os seus resultados com os obtidos via metódo de Prony. Dessa forma, um dos objetivos desse trabalho é realizar essa comparação entre os dois métodos, destacando suas eventuais discrepâncias. Caso as mesmas sejam insignificantes, o trabalho pode estabelecer uma validação cruzada entre essas duas abordagens, de forma que ambas possam ser usadas no estudo da estabilidade a pequenas perturbações de sistemas desequilibrados fornecendo resultados satisfatórios.

Entretanto nessa parte do texto é importante ressaltar que essa comparação é realizada sob condições desequilibradas de operação do sistema, o que permite, avaliar os efeitos do aumento do nível de desequilíbrio do sistema nos parâmetros das oscilações eletromecânicas, sendo essa também umas das contribuições desse trabalho.

Ainda nesse trabalho, busca-se dar continuidade ao estudo da estabilidade a pequenas perturbações verificando o comportamento do sistema com desequilíbrio quando um controlador *Power System Stabilizer* (PSS) projetado com base em técnicas lineares é inserido no mesmo. Para situações em que isso for possível, observa-se a eficiência do uso desse controlador para mitigar os impactos negativos da oscilação mesmo quando o gerador opera sob condições altamente desequilibradas.

Assim, de acordo com toda a argumentação apresentada, esse trabalho pretende, em linhas gerais, aplicar um procedimento para estudar a estabilidade a pequenas pertubações em sistemas com desequilíbrio de carga de forma a possibilitar a avaliação da influência do aumento do desequilíbrio do sistema no amortecimento de modos eletromecânicos. E de acordo com os resultados, possibilitar a continuidade do estudo de estabilidade a pequenas perturbações em sistemas de distribuição, com o projeto de controladores de amortecimento caso haja necessidade de melhorar o amortecimento do sistema em estudo. Na seção abaixo são apresentados de forma mais específica os objetivos desse trabalho.

1.1 Objetivos Específicos

Com base no que foi exposto anteriormente, lista-se abaixo os objetivos específicos dessa dissertação:

- Comparar o desempenho de duas técnicas de estimação modal (Prony e ESPRIT) para identificação dos modos eletromecânicos de um sistema;
- Aplicar técnicas de estimação modal para identificar o modo eletromecânico de um sistema desequilibrado, avaliando o amortecimento do mesmo;
- Dar continuidade ao estudo da estabilidade a pequenas perturbações com o projeto de controladores de amortecimento de forma a melhorar o amortecimento de sistemas de distribuição incorporando geração distribuída.

1.2 Estrutura do texto

O texto está organizado de forma que os elementos necessários para compreensão e aplicação da estrutura adotada para análise a pequenas perturbações em sistemas de distribuição por meio de técnicas de extração modal sejam facilmente compreendidos. Na sequência são apresentados os capítulos que compõem o texto:

- Capítulo 2: Nesse capítulo é apresentado um modelo trifásico que representa a operação do sistema de distribuição com geração distribuída considerando o desequilíbrio de carga;
- Capítulo 3: As técnicas de linearização usualmente empregadas na análise da estabilidade a pequenas perturbações em sistema de transmissão são apresentadas nesse capítulo;
- Capítulo 4: As técnicas de estimação modal adotadas nesse trabalho são apresentadas, sendo descritas as etapas para sua implementação e aplicação das mesmas.

- Capítulo 5: Os resultados obtidos com a aplicação das técnicas de estimação modal para a avaliação da taxa de amortecimento de um sistema operando em condições de desequilíbrio são apresentados.
- Capítulo 6: As conclusões obtidas com essa dissertação são discutidas nesse capítulo, e também são definidas as perspectivas futuras para esse trabalho.

Para finalizar, ainda com relação a organização do texto, é válido ressaltar que as referências bibliográficas estão distribuídas ao longos do capítulos, pois entende-se que esta forma de apresentação facilita a compreensão da citação para o leitor.

1.3 Publicações

Artigos relacionados a esse trabalho foram produzidos pela candidata, em parceria com grupo de pesquisa coordenado pelo orientador.

Os artigos já publicados ou aceitos para a publicação são apresentados abaixo:

- FERNANDES, T. C. C.; SALIM, R. R.; RAMOS, R. A. A Study on voltage fluctuations induced by electromechanical oscillations in distributed generation systems with power factor control. *IEEE PES Trondheim PowerTech*, 2011, 19-23 junho.
- FERNANDES, T. C. C.; SALIM, R. R.; RAMOS, R. A. Um estudo sobre as flutuações de tensão induzidas por oscilações eletromecânicas em sistemas de geração distribuída com controle de fator de potência. XIV ERIAC - Encontro Ibero-Americano do CIGRÉ, 2011, 29-02 junho.
- FERNANDES, T. C. C.; SALIM, R. R.; RAMOS, R. A. Estudo da Estabilidade sob Pequenas Perturbações em Sistemas de Distribuição com Geração Síncrona Distribuída através da Aplicação de Técnicas de Estimação Modal. XII SEPOPE-Symposium of Specialists in Electrical Operation and Expansion Planning, 2012, 20-23 maio (resumo aprovado).

Além dessas publicações, durante o período de mestrado também foram aceitos artigos no tópico de fatores de participação estendidos em congressos internacionais, os quais foram resultados da co-orientação informal de iniciação científica realizada pela autora do trabalho sob a supervisão do orientador.

- RAMOS, R. A., MORACO, A.G.M., FERNANDES, T.C.C. Application of Participation Factors to Detect and Evaluate Voltage Fluctuations in Distributed Generation Systems. *IEEE Power & Energy Society General Meeting Detroit*, 2011, 24-28 julho.
- RAMOS, R. A., MORACO, A.G.M., FERNANDES, T.C.C. Utilização de fatores de participação na detecção de flutuações de tensão em sistemas com geração síncrona distribuída. XIV ERIAC - ENCONTRO IBERO-AMERICANO DO CIGRÉ, 2011, 29-02 junho.
- MORACO, A.G.M., FERNANDES, T.C.C., GARCIA, G.S., RAMOS, R. A. Análise Estatística para Detecção de Flutuações de Tensão em Sistemas. In: XIX CLATEE-Congress Latin American on Electricity Generation and Transmission, Mar del Plata, 2011.
- MORACO, A.G.M., FERNANDES, T.C.C., GARCIA, G.S., RAMOS, R. A. Statistical Analysis to the Detection of Voltage Fluctuation in Distributed Synchronous Generation Using Extended Participations Factors. In: *IEEE International Conference on Industrial Technology*, Athens, 2012, 19-21 março (Artigo Aprovado).

Capítulo 2

Modelo Trifásico do Sistema Elétrico de Potência

2.1 Introdução

A obtenção de um modelo matemático que represente de forma adequada os elementos do sistema e a sua dinâmica é um dos primeiros passos no estudo da estabilidade a pequenas perturbações. Através do modelo adotado, toda análise da estabilidade a pequenas perturbações pode ser feita. Usualmente para o desenvolvimento do estudo, esse modelo dinâmico do sistema é linearizado em torno de um ponto de equilíbrio, possibilitando que técnicas lineares sejam aplicadas (tais técnicas serão apresentadas no capítulo 3).

Entretanto, conforme apresentado na introdução, o sistema de distribuição opera em condições de desequilíbrio de carga, de forma que mesmo em regime permanente a velocidade angular do gerador não apresenta um valor aproximadamente constante. Nessa situação a velocidade apresenta uma variação senoidal com frequência duas vezes maior que a fundamental, sendo que amplitude dessa oscilação está diretamente ligada ao nível de desequilíbrio do sistema (quanto maior o desequilíbrio, maior a amplitude dessa oscilação). Dessa forma, não se sabe até qual nível de desequilíbrio as técnicas de linearização podem ser aplicadas para o estudo da estabilidade a pequenas perturbações, e ainda assim apresentar resultados válidos. De acordo com essa argumentação, esse trabalho adota o uso de técnicas de estimação modal como forma de identificação dos modos eletromecânicos para assim realizar o estudo da estabilidade do sistema sob pequenas perturbações.

A primeira etapa para aplicação dessa técnica consiste em realizar simulações não lineares no sistema em estudo como forma de adquirir dados que contenham comportamento dinâmico do sistema. Esses dados são obtidos a partir de simulações no tempo de modelos matemáticos, os quais devem considerar as características intrínsecas dos sistema de distribuição, tais como o desbalanço da carga. A escolha de um modelo que represente adequadamente o comportamento do sistema, de forma que se possa observar a operação dos geradores síncronos em sistemas desequilibrados, é de grande importância para um primeiro passo correto na análise da estabilidade a pequenas perturbações.

Portanto, nesse trabalho, com o intuito de obter os dados do comportamento dinâmico do gerador em um sistema trifásico desbalanceado, simulações são feitas através do *software Alternative Transients Program* (ATP) (ATP/EMTP, 2002). Tal *software* permite realizar simulações não lineares em um modelo trifásico desbalanceado, possibilitando obter de forma adequada o comportamento do sistema.

Assim, nesse capítulo, inicialmente é discutida a operação dos geradores síncronos em sistemas desequilibrados, a fim de facilitar a compreensão e de evidenciar a necessidade da representação do desequilíbrio de carga no estudo da estabilidade a pequenas perturbações. Em seguida, uma breve descrição é feita sobre o modelo matemático adotado nas simulações não lineares através do *software* ATP.

2.2 Operação dos Geradores Síncronos em Sistemas Trifásicos

Com intuito de facilitar a compreensão do comportamento dinâmico dos geradores síncronos em sistemas desequilibrados, fez-se nessa seção uma breve revisão sobre a operação dos geradores síncronos tanto em sistemas trifásicos equilibrados quanto desequilibrados.
2.2.1 Operação dos Geradores Síncronos em Sistemas Trifásicos Balanceados

Uma máquina síncrona é composta essencialmente por dois elementos: o rotor e o estator. Usualmente, o rotor consiste no elemento girante enquanto o estator é o elemento fixo da máquina, que envolve o rotor. Na figura 2.1 apresenta-se o corte de uma máquina síncrona trifásica de pólos salientes composta por dois pólos, em que é possível observar a bobina no rotor, definida como enrolamento de campo, e as bobinas no estator, as quais compõe o circuito de armadura e estão defasadas por 120° elétricos.



Figura 2.1: Ilustração do corte de uma máquina síncrona de dois pólos (extraída em (SALIM, 2011)

Além do enrolamento de campo e dos e os enrolamentos da armadura, a máquina síncrona também é composta por enrolamentos amortecedores, os quais estão normalmente localizados no rotor e são curto-circuitados. Sua principal função consiste em amortecer as oscilações resultantes de perturbações nas condições de operação normal da máquina (RAMOS; COSTA ALBERTO; BRETAS, 2000),(FITZGERALD; KINGSLEY; UMANS, 1992). O efeito de tais enrolamentos na máquina é modelado através de dois enrolamentos equivalentes, denominados $D \in Q$. Com relação ao primeiro enrolamento, D, esse tem o seu eixo magnético em paralelo ao enrolamento de campo. Já o segundo enrolamento, Q, tem seu eixo magnético adiantado em 90° do eixo direto da máquina. Os mesmos também podem ser visualizados na figura¹ 2.1.

Com relação à operação da máquina, observa-se que o enrolamento de campo e o circuito de armadura são os responsáveis pela geração dos dois campos magnéticos presentes na máquina síncrona em condições normais de operação, sendo que a tendência natural de alinhamento desse dois campos magnéticos é que irá produzir o torque resultante no eixo da máquina síncrona.

O circuito do rotor é excitado por uma corrente contínua, sendo girado a uma velocidade constante a partir de uma fonte de potência mecânica conectado ao seu eixo, de forma que o campo magnético girante do rotor é produzido. Esse campo magnético girante induz uma tensão alternada nos enrolamentos trifásicos da armadura do estator (KUNDUR, 1994), sendo que a frequência dessa tensão é determinada pela velocidade angular da máquina. Quanto à intensidade desse campo verifica-se que essa pode ser considerada constante já que assume-se que a velocidade da máquina primária também é constante em condições de regime permanente

Com relação ao campo magnético proveniente do circuito de armadura, tem-se que esse é resultante da reação de armadura. Quando os terminais do enrolamento do estator não estão ligados a nenhuma carga observa-se que o fluxo resultante na máquina é devido apenas ao fluxo no enrolamento de campo, nessa situação a máquina opera em vazio e portanto não há campo magnético girante gerado no circuito de armadura. Entretanto, quando uma carga trifásica equilibrada é conectada nos terminais da máquina, três correntes circulam nos enrolamentos da armadura (fases $a, b \in c$), as quais possuem a mesma magnitude e estão defasadas de 120°, criando um campo magnético girante. No caso de cargas equilibradas, há apenas corrente de sequência positiva no circuito de armadura de forma que em regime permanente observa-se que a intensidade do campo magnético do circuito de armadura tem módulo constante. Assim o fluxo magnético gerado pelo circuito de armadura reage ao fluxo magnético gerado pelo circuito do rotor, resultando em um conjugado eletromecânico a partir da tendência desses dois campos magnéticos a se alinharem entre si. Como o módulo tanto do campo magnético proveniente do circuito

¹Vale destacar que toda a explanação aqui realizada é feita com base em uma máquina trifásica de dois pólos salientes, e que isso não acarreta perda de generalidade já que as mesmas conclusões podem ser obtidas para uma máquina com maior número de pólos.

do rotor quanto do circuito de armadura são constantes, o torque resultante também terá uma amplitude constante para situações em que a carga equilibrada é conectada nos terminais da máquina (CHAPMAN, 2005), (FITZGERALD; KINGSLEY; UMANS, 1992).

2.2.2 Operação dos Geradores Síncronos em Sistemas Trifásicos Desbalanceados

Quando o gerador síncrono opera em um sistema trifásico desbalanceado observa-se que a principal diferença com relação a operação do gerador em um sistema trifásico balanceado consiste no campo magnético produzido pelo circuito de armadura. Diferente do caso balanceado, quando uma carga desbalanceada é conectada na rede, as correntes que circulam no circuito de armadura passam a ter componentes de sequência positiva, negativa e zero. Agora o campo magnético girante resultante na armadura é decorrente das três correntes de sequência que circulam nos enrolamentos do circuito de armadura. A contribuição da corrente de sequência zero para o campo magnético da máquina é nula (BOLDEA, 2006), sendo assim, o campo magnético do estator é, então, resultante da interação entre as componentes de sequência positiva e negativa e negativa da corrente.

Quanto à contribuição das correntes de sequência positiva e negativa, essas são parecidas: ambas geram um campo magnético de intensidade constante (diferentes de uma da outra) e giram na mesma velocidade, conforme a análise para o caso equilibrado. Contudo a componente de sequência negativa da corrente produz um campo magnético com sentido contrário ao de rotação do campo magnético produzido pela componente da corrente de sequência positiva. A interação desses dois campos magnéticos produz o campo magnético total relativo ao circuito de armadura, o qual claramente não será constante. Devido a característica de oposição desses dois campos magnéticos, o torque resultante não será mais constante e sim possuirá uma variação com frequência duas vezes maior que a fundamental do sistema ao qual o gerador está conectado (BOLDEA, 2006; SALIM, 2011).

De acordo com o que foi exposto, nota-se, que para situações em que o sistema opera em

desequilíbrio de carga a velocidade não atinge um valor constante em regime permanente. Pelo contrário, a velocidade oscila com frequência duas vezes maior que a frequência fundamental. Portanto, dentro desse contexto, pode-se afirmar que o regime permanente não está mais associado a um valor constante de velocidade ou do ângulo do rotor, de forma que também não está mais associado ao um ponto de equilíbrio no espaço de estado. Nessa situação observa-se que a solução de equilíbrio do sistema passa a ser uma órbita periódica (SASTRY, 1999).

Com intuito de ilustrar como o aumento do desbalanço de carga pode influenciar no comportamento da velocidade do gerador síncrono e consequentemente na solução de equilíbrio do sistema as figuras 2.2 e 2.3 são apresentadas, lembrando que as mesmas foram geradas sob condição de operação em regime permanente. Ainda vale ressaltar que o critério para aplicar o desequilíbrio no sistema é baseado num fator de desequilíbrio l, o qual é aplicado sobre a potência da carga e será explicado com mais detalhes na seção 5.2 do capítulo 5).



Figura 2.2: Relação no domínio do tempo entre a velocidade angular do rotor com o aumento do nível de desequilíbrio do sistema

Através da figura 2.2 é possível notar que para qualquer nível de desequilíbrio de carga no sistema está presente na resposta da velocidade uma oscilação com frequência duas vezes maior que a frequência fundamental. Além disso, verifica-se que amplitude dessa oscilação sustentada aumenta a medida que o nível de desequilíbrio de carga do sistema é



Figura 2.3: Plano de fase da variação da velocidade angular em relação a variação do ângulo do gerador síncrono em regime permanente (parametrizado com relação ao tempo

incrementado. Nesse ponto, é importante enfatizar que esse fenômeno não é resultante do comportamento transitório da máquina quando submetido a uma pequena perturbação, ou seja, esta é uma característica decorrente da operação dos geradores síncronos em sistemas desequilibrados, presente na resposta da velocidade mesmo no regime permanente da máquina.

Já a figura 2.3 exibe o plano de fase da variação da velocidade angular com a variação do ângulo do gerador síncrono em regime permanente. Nesse plano de fase, verifica-se a transformação do ponto de equilíbrio do sistema em uma órbita periódica quando o desequilíbrio de fase que o sistema está submetido torna-se aparente. Embora variável no tempo, a órbita periódica é de fato uma solução de equilíbrio para o conjunto de equações diferenciais que modelam o gerador. Assim como previsto pela figura 2.2, o diâmetro dessa órbita periódica aumenta a medida que o nível de desequilíbrio do sistema é incrementado.

Com base no que foi exposto, verifica-se que a linearização do modelo em torno de um ponto de equilíbrio para estudo da estabilidade a pequenas perturbações em sistemas desequilibrados requer algumas aproximações. Por exemplo, se o nível de desequilíbrio é pequeno o suficiente, pode-se supor que a órbita periódica pode ser aproximada pelo ponto de equilíbrio correspondente ao caso equilibrado e prosseguir com a avaliação a partir das técnicas de linearização. Neste caso, a questão permanece sobre até qual pequeno nível de desequilíbrio tal suposição é válida. Nesse contexto, o fato de não haver precisamente um ponto de equilíbrio em sistemas desequilibrados, no qual o sistema possa ser linearizado em torno serve como motivação para aplicação das técnicas de estimação modal no estudo da estabilidade a pequena perturbação.

Conforme brevemente discutido no início do capítulo, o primeiro passo para aplicação das técnicas de estimação modal consiste em adquirir os dados no domínio do tempo do comportamento do sistema. Tais dados podem ser obtidos através de medições em sistemas reais, como em diversos trabalhos como (PRIOSTE; SILVA; DECKER, 2011) em que o estudo do comportamento dinâmico do sistema é feito a partir de os dados obtidos em tempo real através da Medição Fasorial Sincronizada (MFS), assim como através de um modelo matemático que descreva o comportamento do SEP.

Quando se usam dados reais para identificação dos modos eletromecânicos, esses podem conter sinais ruidosos devido ao próprio processo de medição do sinal de interesse. Com isso é necessário um maior cuidado no processamento do sinal e um aperfeiçoamento das técnicas para que as mesmas sejam aplicadas. Já quando se trabalha com dados adquiridos através de simulações no SEP, os sinais não contém ruído significativo. Entretanto, para que os resultados obtidos sejam confiáveis o modelo deve representar com fidelidade o comportamento do SEP que se deseja observar.

Nesse trabalho o estudo da estabilidade é realizada através do *software* ATP, ou seja, é feita com base na modelagem do sistema. Assim na sequência desse capítulo é apresentada uma descrição do modelo dos elementos SEP utilizados nesse sistema.

2.3 Modelagem dos Componentes do Sistema Elétrico de Potência

2.3.1 Considerações Iniciais

Existe na literatura um grande número de publicações sobre modelagem do SEP, sendo que os detalhes da representação normalmente dependem do problema que está

sendo analisado. Normalmente nos estudos a estabilidade a pequenas perturbações, os modelos tradicionalmente adotados assumem que os sistemas operam com fases equilibradas e em regime permanente senoidal. Além disso, consideram que a velocidade dos geradores inseridos no sistema não varia significativamente em relação ao valor do ponto de equilíbrio, ou seja, a frequência de operação do sistema é considerada aproximadamente constante. Tais simplificações possibilitam que o sistema trifásico seja representado por modelos unifilares proporcionando representações mais simples do sistema e facilitando os cálculos (MONTICELLI; GARCIA, 2003).

Essa representação é satisfatória e possibilita resultados com precisão aceitável em estudos sobre a dinâmica de sistemas de transmissão, em que pode se considerar que o sistema opera com fases equilibradas, ou para qualquer sistema em que tal suposição é válida. Entretanto essas simplificações já não são mais pertinentes quando se pretende estudar o comportamento de sistemas de distribuição com a inserção de geradores síncronos, os quais apresentam características peculiares por estarem próximos das cargas. Para esse sistema, as fases não podem ser consideradas equilibradas, e portanto o desequilíbrio pode ser relevante.

Assim, com o intuito de representar o sistema de distribuição de forma adequada e com um maior grau de detalhamento, o modelo trifásico é considerado. O modelo trifásico permite representar os desbalanços na carga e o desequilíbrio na rede característicos do sistema de distribuição. Conforme já mencionado, os desbalanços de carga são bastante comuns em sistemas de distribuição devido à dificuldade de se distribuir uniformemente as cargas entre as fases até a subestação, além da presença das cargas monofásicas e bifásicas conectadas em tais sistemas (MAKRAM et al., 1989).

Por outro lado, a utilização de um modelo trifásico implica também no aumento do número de variáveis do problema com relação a modelagem monofásica, mas com ele são alcançados aumentos significativos na precisão e confiabilidade dos estudos realizados (ALMEIDA, 2007).

Com base nessa argumentação um modelo trifásico é adotado nas simulações através do software ATP para obtenção dos dados do sistema. Em tal modelagem foram consideradas 3 fontes de desequilíbrio:

- Desequilíbrio das cargas;
- Assimetria das linhas;
- Operação desequilibrada dos geradores síncronos.

Na sequência tem-se a descrição da modelagem de cada componente do SEP utilizado no sistema, sendo evidenciando em cada descrição como o desequilíbrio pode ser modelado.

2.3.2 Modelagem da Linha de Distribuição

Normalmente, o sistema de distribuição é composto por linhas curtas, as quais podem ser modeladas considerando apenas os efeitos eletromagnéticos. Assim a linha é representada apenas pelos elementos em série, formados por uma resistência e uma indutância, além das impedâncias mútuas como mostrado na figura 2.4.



Figura 2.4: Linha trifásica genérica

A partir da figura verifica-se, portanto, que a assimetria das linhas (uma das fontes de desequilíbrio adotada no modelo) pode ser representada através das componentes de fase da rede uma vez que o modelo utilizado considera diferentes valores de resistência e indutância para cada fase, ou seja $Z_{aa} \neq Z_{bb} \neq Z_{cc}, Z_{ab} \neq Z_{bc} \neq Z_{ac}$. Entretanto, o mesmo despreza os valores das capacitâncias das linhas. Tal representação, mostrada na figura 2.4, é usualmente utilizada na análise estática para modelar sistemas que consideram o desequilíbrio podendo ser tanto de transmissão quanto de distribuição (KERSTING, 2002; ARRILLAGA; ARNOLD; HARKER, 1983).

2.3.3 Modelagem da Carga

O modelo de carga adotado é o da impedância constante, o qual é determinado usando a potência complexa da carga e das tensões de fase. O desbalanço das cargas pode ser representado por fase, bastando apenas especificar o valor da carga correspondente em cada fase.

2.3.4 Equações dos geradores síncronos

Primeiramente são apresentadas as equações elétricas do gerador síncrono adotadas pelo *software* ATP. Na sequência o equacionamento mecânico também é explicitado.

E importante observar que não é intenção dessa seção fazer um tratamento exaustivo sobre o equacionamento das máquinas síncronas, uma vez que tal equacionamento já foi mostrado em diversos trabalhos presentes na literatura para a representação da máquina síncrona e o *software* ATP não se difere deles. Tal detalhamento pode ser visto no *theory book* do ATP (DOMMEL, 1992) assim com em (ANDERSON; FOUAD, 1993).

Equações básicas da parte elétrica da máquina

Assume-se que a máquina síncrona sobre estudo é composta por 7 enrolamentos magneticamente acoplados, sendo que esse acoplamento magnético dos enrolamentos é em função da posição do rotor. Os 7 enrolamentos são descritos abaixo 2 :

- São adotados 3 enrolamentos de armadura: 1, 2 e 3;
- Um enrolamento de campo, f, o qual produz fluxo no eixo direto;
- Um enrolamento hipotético no eixo em quadratura, g, que representa os efeitos produzidos pelas correntes de *Foucault*;
- Um enrolamento hipotético no eixo direto, *D*, o qual representa os efeitos dos amortecedores;

 $^{^2 \}rm Novamente observa-se que a descrição da máquina síncrona é feita com base em uma máquina com dois pólos$

• Um enrolamento hipotético no eixo em quadratura, Q, o qual representa os efeitos dos amortecedores;

O comportamento dos 7 enrolamentos é descrito por 2 sistemas de equações, equação da tensão instantânea terminal e pela equação de enlace de fluxo. A equação de tensão é dada por (DOMMEL, 1992),

$$[v] = -[R][i] - \frac{d[\lambda]}{dt}$$

$$(2.1)$$

em que λ é fluxo concatenado, R é a resistência do enrolamento e i é a corrente, as quais referidas para cada enrolamento são:

- $i = [i_1, i_2, i_3, i_f, i_g, i_D, i_Q];$
- $\lambda = [\lambda_1, \, \lambda_2, \, \lambda_3, \, \lambda_f, \, \lambda_g, \, \lambda_D, \, \lambda_Q];$
- $v = [v_1, v_2, v_3, v_f, 0, 0, 0]$ (o valor zero nos últimos 3 componentes é devido aos enrolamentos g, D e Q que são curto-circuitados);
- R = matriz diagonal formada pelas resistências dos enrolamentos: R_a , R_a , R_a , R_f , R_g , R_D , R_Q (o subescrito a é referente ao cirtuito de armadura).

Já a equação de enlace de fluxo é descrita por:

$$[\lambda] = [L][i] \quad \text{com} \quad [L] = \begin{bmatrix} L_{11} & L_{12} & \dots & L_{1Q} \\ L_{21} & L_{22} & \dots & L_{2Q} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ L_{Q1} & L_{Q2} & \dots & L_{QQ} \end{bmatrix}$$
(2.2)

Assumindo que se trata de uma máquina com características ideais, as indutâncias apresentadas em 2.2, podem ser descritas pelas seguintes funções $((DOMMEL, 1992))^3$:

a) Indutância própria do estator

$$L_{11} = L_s + L_m \cos(2\beta)$$
 similar para $L_{22} = L_{33}$ (2.3)

³A nomeclatura adotada para a descrição das indutâncias estão explicitadas na Lista de Símbolos

b) Indutância mútua do estator

$$L_{21} = M_s + L_m \cos(2\beta - 120^\circ)$$
 similar para $L_{13} = L_{23}$ (2.4)

c) Indutância mútua entre o estator e o rotor

$$L_{1f} = L_{f1} = M_{af} \cos(\beta) \quad \text{similar para} \quad L_{2f} = L_{3f} \tag{2.5}$$

$$L_{1D} = L_{D1} = M_{aD}\cos(\beta) \quad \text{similar para} \quad L_{2D} = L_{3D} \tag{2.6}$$

$$L_{1Q} = L_{Q1} = M_{aQ} \cos(\beta) \quad \text{similar para} \quad L_{2Q} = L_{3Q} \tag{2.7}$$

$$L_{1g} = L_{g1} = M_{ag} \cos(\beta) \quad \text{similar para} \quad L_{2g} = L_{3g} \tag{2.8}$$

c) Indutância mútua e própria do rotor

$$L_{ff}, \quad L_{gg}, \quad L_{DD}, \quad L_{QQ}, \quad L_{fD}, M_{gQ}$$
 são parâmetros constantes (2.9)

Analisando os valores de indutância apresentados acima observa-se que as indutâncias própria e mútua relacionadas à estrutura do rotor são constantes. Com relação ao circuito de armadura verifica-se que as suas indutâncias próprias e mútuas são descritas pela soma de uma constante mais uma componente senoidal de segunda harmônica sendo que a amplitude dessa componente senoidal é a mesma para todos os casos.

Observando ainda as equações, verifica-se que β corresponde à posição angular do rotor com relação a uma referência fixa no estator, a qual não é constante, estando relacionada com a velocidade angular através da seguinte equação:

$$\omega = \frac{d[\beta]}{dt} \tag{2.10}$$

A solução dos dois sistemas de equação (2.1), (2.2) é, portanto, complicada devido as indutâncias apresentadas em (2.2) serem variantes no tempo, ou seja em função de β (DOMMEL, 1992). Uma grande simplificação para a solução de tais equações pode ser obtida se for adotada uma referência girante que acompanhe o movimento do rotor, criando para o estator novas variáveis que são independentes do tempo. Isso pode ser feito através da transformação de Park (RAMOS; COSTA ALBERTO; BRETAS, 2000).

Com a transformação de Park três novas variáveis são obtidas com a projeção das variáveis do estator da máquina ao longo de três eixos: o primeiro denominado eixo direto sobre o enrolamento de campo do rotor, o segundo está defasado em 90° com relação ao eixo direto sendo chamado de eixo em quadratura e o terceiro trata-se de um eixo fixo correspondente à sequência zero da máquina (ANDERSON; FOUAD, 1993).

A aplicação da transformação de Park consiste em:

$$[\lambda_{dq0}] = [P]^{-1}[\lambda_{123}] \quad \text{de forma semelhante para [v], [i]}$$
(2.11)

com

$$[P]^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}}\cos\beta & \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}}\cos(\beta - 120^{\circ}) & \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}}\cos(\beta + 120^{\circ}) \\ \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}}\sin\beta & \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}}\sin(\beta - 120^{\circ}) & \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}}\sin(\beta + 120^{\circ}) \\ \frac{1}{\sqrt{3}} & \frac{1}{\sqrt{3}} & \frac{1}{\sqrt{3}} \end{bmatrix}$$
(2.12)

em que $[P]^{-1} = P^T$, o que indica que P é uma matriz ortogonal. Por a matriz P ser ortogonal, essa apresenta como vantagem o fato de que a potência trifásica calculada antes e após a transformação seja a mesma, o que significa que essa transformação é de potência invariante.

Aplicando a transformação de Park na equação (2.1) e transformando para variáveis $d, q \in o$ obtém-se:

$$[v_{dq0}] = -[R][i_{dq0}] - \frac{d}{dt}[\lambda_{dq0}] + \begin{bmatrix} -\omega\lambda_q \\ +\omega\lambda_d \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$
(2.13)

a qual é semelhante a (2.1) exceto pela presença de termos de tensão rotativa $-\omega\lambda_q$ e $-\omega\lambda_d$. Tais termos rotativos podem ser compreendidos com detalhes em (ANDERSON, 1995; DOMMEL, 1992).

Com relação a equação (2.2) após a aplicação da transformação de Park, esta pode ser descrita através de um sistema de equações para o eixo direto, um sistema de equações para o eixo em quadratura e por fim uma equação para sequência zero (DOMMEL, 1992):

$$\begin{bmatrix} \lambda_d \\ \lambda_f \\ \lambda_D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & M_{df} & M_{aD} \\ M_{df} & L_{ff} & M_{fD} \\ M_{dD} & M_{fD} & L_{DD} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_f \\ i_D \end{bmatrix}$$
(2.14)

$$\begin{bmatrix} \lambda_q \\ \lambda_g \\ \lambda_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_q & M_{qg} & M_{qQ} \\ M_{qg} & L_{gg} & M_{gQ} \\ M_{qQ} & M_{gQ} & L_{QQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_f \\ i_D \end{bmatrix}$$
(2.15)

$$\lambda_0 = L_0 i_0 \tag{2.16}$$

Nos quais $M_{df} = \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2}} M_{af}$ $M_{dD} = \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2}} M_{aD}$, $M_{qg} = \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2}} M_{ag}$ e $M_{qQ} = \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2}} M_{aQ}$

Mais detalhes para a obtenção dos valores de indutância e para a determinação dos parâmetros elétricos pelo *software* ATP podem ser vistos em (DOMMEL, 1992).

Equações básicas da parte mecânica da máquina

A parte mecânica da máquina representada no *software* ATP é semelhante à adotada nos estudos de estabilidade, sendo portanto modelada pela equação,

$$J\frac{d^2\beta}{dt} + D\frac{d\beta}{dt} = T_{turbina} - T_{gerador}$$
(2.17)

$$\frac{d\beta}{dt} = \omega \tag{2.18}$$

com

- J =momento de inércia $(Kgm^2);$
- $\beta =$ ângulo mecânico do rotor com relação ao eixo de referência fixa (*rad*);
- ω = velocidade angular (*rad/s*);
- $D = \text{constante de amortecimento } (\frac{Nm}{rad/s});$
- $T_{turbina}$ = torque mecânico produzido pela máquina primária (Nm);
- $T_{gerador} =$ torque eletromagnético do gerador (Nm).

A equação (2.17) é comumente referenciada na literatura como equação *swing* por descrever as oscilações no ângulo do rotor após a aplicação de um distúrbio no sistema. Tais oscilações são decorrentes de um desbalanço entre o torque mecânico e eletromagnético da máquina após o sistema sofrer uma perturbação (KUNDUR, 1994). Vale, novamente, enfatizar que são os parâmetros dessa oscilação o foco do estudo desse trabalho.

O torque eletromagnético da máquina, é descrito pela seguinte equação 4 (DOMMEL, 1992):

$$T_{mech-ger} = \frac{p}{2} (\lambda_d i_q - \lambda_q i_d)$$
(2.19)

 $^{^{4}}$ O subscrito mech é usado para o lado mecânico da máquina e $e\ell$ para o lado elétrico da máquina

em que p corresponde ao número de pólos do rotor. Observa-se através dessa equação, que o torque eletromagnético é o responsável por fazer a conexão entre as equações da parte elétrica e da parte mecânica. Também é importante ressaltar que além do torque eletromagnético, a posição do rotor da máquina também auxilia nessa conexão:

$$\theta_{mech-ger}\frac{p}{2} = \beta_{e\ell} \tag{2.20}$$

Como consideração final quanto à representação da parte mecânica da máquina no *software* ATP, vale ainda ressaltar que, na modelagem aqui apresentada, a máquina é representada por apenas uma massa no eixo do rotor. Entretanto o *software* permite que a máquina seja modelada por qualquer número de massas agrupadas no sistema eixo-rotor como pode ser visto em detalhes no *theory book* (DOMMEL, 1992).

2.4 Equações do Sistema de Controle

As seções seguintes apresentam o equacionamento do sistema de controle utilizados nesse trabalho. Com intuito de permitir uma melhor compreensão dos modelos de controlador adotados, antes de iniciar uma discussão sobre tais malhas, são mostradas algumas características do sistemas em estudo.

Nesse trabalho foram utilizados dois sistemas para a obtenção de resultados. O primeiro é relativo à forma de produção de energia através da co-geração do bagaço da cana-de-açúcar, o qual é representado basicamente por uma máquina síncrona acoplada a turbina a vapor contra o barramento infinito. Já o segundo sistema tem como componente principal um gerador síncrono acoplado a uma turbina hidráulica, consistindo num sistema que se refere a uma pequena central hidrelétrica conectada ao sistema de distribuição.

Quanto à presença das malhas de controle, verifica-se que o primeiro sistema teste é equipado com um regulador de velocidade, um regulador automático de tensão (AVR) e *Power System Stabilizer* (PSS). Já o segundo sistema teste, além do regulador de velocidade e do AVR, também é equipado com um controlador de fator de potência.

As características e o modelo de cada controlador adotado nos sistemas em estudo são apresentados na sequência.

2.4.1 Modelo da Turbina e do Regulador de Velocidade

Para o primeiro sistema teste, no qual é utilizado uma turbina a vapor, é adotado o modelo IEEE TGOV1, apresentado na figura 2.5. Tal modelo representa o efeito do regulador de velocidade e a dinâmica da turbina a vapor com reaquecimento através de uma função de transferência simplificada.



Figura 2.5: Modelo IEEE TGOV1

Analisando o diagrama de blocos do modelo verifica-se que a malha do regulador de velocidade é composta pelo droop R_v , que representa o estatismo da máquina, pela constante de tempo do regulador, T_{v1} , e também pelo modelo da turbina, em que T_{t2} é a constante de tempo de reaquecimento da mesma. Além disso, o modelo possui o fator de amortecimento da turbina, D_{TURB} .

As equações diferenciais e algébricas que descrevem o modelo da turbina e do regulador de velocidade são apresentadas abaixo:

Equações diferenciais

$$\dot{x}_{v1} = \frac{1}{T_{v1}} \left[\frac{1}{R_v} \left(\operatorname{Ref} - \frac{\omega_i}{\omega_s} + 1 \right) D_{TURB} - x_{v1} \right]$$
(2.21)

$$\dot{x}_{v2} = \frac{1}{T_{t2}} \left[x_{v1} + T_{t1} \dot{x}_{v1} - x_{v2} \right]$$
(2.22)

Equações algébricas

$$0 = P_{mec} - x_{v2} + \left[\left(\frac{\omega_i}{\omega_s} - 1 \right) D_{TURBO} \right]$$
(2.23)

O segundo sistema em estudo adota um outro modelo de regulador de velocidade mostrado na figura 2.6, e que é mais completo do que o adotado no primeiro sistema uma vez que contém em seu modelo o estatismo transitório. Dessa forma, para desvios rápidos de frequência (ou de velocidade), o regulador tem uma alta regulação, enquanto que para variações mais lentas e no estado de equilíbrio, o regulador tem uma baixa regulação (Vieira Filho, 1984). Tal modelo representa bem o regulador de velocidade para turbinas hidráulicas.



Figura 2.6: Modelo Regulador de Velocidade para o sistema de teste 2

Já a segunda parte do modelo é composta pelas funções transferências que representam a dinâmica da turbina hidráulica, em que pode-se destacar a constante de tempo T_W , a qual refere-se a inércia da água nos condutos forçados (Vieira Filho, 1984).

As equações do regulador de velocidade utilizada no segundo sistema teste são apresentadas abaixo:

Equações diferenciais

$$\dot{x}_1 = \frac{1}{T_{rv1}} \left[K\Delta\omega - x_1 \right] \tag{2.24}$$

$$\dot{x}_2 = \frac{1}{T_{rv3}} \left[x_1 + T_{rv2} \dot{x}_1 - x_2 \right]$$
(2.25)

$$\dot{x}_4 = \frac{1}{T_W} \left[2T_W \dot{x}_2 - x_4 \right] \tag{2.26}$$

$$\dot{x}_5 = \frac{1}{T_W} \left[G \left(L_{ref} - x_2 \right) - x_5 \right]$$
(2.27)

Equações algébricas

$$x_3 = L_{ref} - x_2 \tag{2.28}$$

2.4.2 Regulador Automático de Tensão

O modelo de AVR adotado para os dois sistemas em estudo consiste num modelo simplificado do IEEE ST2A (IEEE Std 421.5, 2006), sendo que este último pode ser visto na figura 2.7.

Através da análise do o diagrama de blocos do modelo completo IEEE ST2A pode-se verificar o funcionamento desse dispositivo. Primeiramente observa-se que a tensão terminal da máquina é filtrada por um bloco de primeira ordem com constante de tempo T_D , sendo que essa é normalmente muito pequena. O regulador de tensão em si é representado por um amplificador com ganho K_A e uma constante de tempo T_A . Já o laço de realimentação tem como finalidade melhorar a estabilidade da resposta do sistema de excitação. Por fim, a dinâmica da excitatriz é modelada partir do bloco de primeira ordem, com um ganho K_E e uma constante de tempo T_E (ANDERSON, 1995).

Já o modelo simplificado usualmente denominado como AVR de excitatriz rápida corresponde apenas ao bloco que possui um amplificador com ganho K_A e uma constante de tempo T_A do modelo completo. Tal modelo simplificado (adotado no sistema em



Figura 2.7: Diagrama de blocos do regulador de tensão IEEE ST2A

estudo) pode ser visto na figura 2.8.



Figura 2.8: Diagrama de blocos do regulador de tensão simplificado

A equação diferencial do modelo simplificado do AVR pode ser obtida facilmente, sendo dada por:

$$\dot{E}_{fd} = \frac{1}{T_A} (K_A (V_{ref} - V_t) - E_{fd})$$
(2.29)

em que V_t é o módulo da tensão utilizada no laço de realimentação (computada através da média da tensão nas três fases, por exemplo (SALIM, 2011)). Observa-se também a presença da variável V_{PSS} , que representa uma tensão estabilizante. Tal sinal de tensão é proveniente de um controlador do tipo *Power System Stabilizer* (PSS), o qual é usualmente utilizado em SEPs com a função de melhorar o amortecimento das oscilações eletromecânicas.

Inicialmente, testes serão realizados nos sistemas sem a presença do controlador PSS. A partir dos resultados adquiridos no decorrer do trabalho o controlador PSS é projetado e inserido em um dos sistemas.

2.4.3 Power System Stabilizer

Como já foi mencionado no parágrafo anterior, em um dos sistemas em estudo será inserido o controlador PSS. Após ser observado o comportamento do sistema a medida em que o desbalanço na carga é incrementado, com a avaliação da taxa de amortecimento do sistema é que o controlador é inserido. Trata-se, portanto, de uma segunda etapa. É importante ressaltar já nesse ponto do texto que o PSS para o sistema em estudo é projetado a partir dos dados da condição de equilíbrio do sistema.

Pode-se afirmar que a função básica do PSS é melhorar o amortecimento das oscilações eletromecânicas através da inserção de um sinal estabilizante na malha do regulador de tensão dos geradores. De forma que esse controlador deve ser capaz de possibilitar que a componente do torque elétrico esteja em fase com os desvios de velocidade do rotor. Assim esse dispositivo deve compensar os atrasos de fase introduzidos pelo gerador, sistema de excitação e transmissão nos caminhos de formação de torque elétrico (KUNDUR, 1994).

O PSS é constituído basicamente por 3 blocos: bloco de ganho puro Kpss, bloco washout e blocos de avanço-atraso de fase, os quais são definidos na sequência (e podem ser vistos na figura 2.9) (KUNDUR, 1994; SAUER; PAI, 1998):

- Kpss: corresponde ao ganho puro inserido pelo controlador no sistema.
- Bloco washout: o bloco washout é um filtro passa-altas, com a constante de tempo T_{ω} alta o suficiente para que somente os sinais associados as oscilações de velocidade passem sem nenhuma alteração. Normalmente a constante de tempo T_{ω} assume valores entre 1 a 20s (KUNDUR, 1994).
- Bloco de avanço e atraso: a função desse bloco consiste em compensar o atraso de fase do sistema de forma a produzir um torque elétrico em fase com os desvios de velocidade do sistema. Para isso os valores de T_{pss1}, T_{pss2}, T_{pss3} e T_{pss4} são ajustados de forma que o dispositivo proporcione a compensação de fase necessária para o amortecimento das oscilações eletromecânicas do sistema, sendo que o número de blocos de avanço-atraso é determinado de acordo com o ângulo a ser compensado.

As equações diferenciais que descrevem o comportamento do PSS são apresentadas

$$\overset{\Delta \omega}{\longrightarrow} \overset{K_{\text{pss}}}{\longrightarrow} \overset{K_{\text{pss}}}{1 + sT_{\omega}} \overset{K_{\text{pss}1}}{\longrightarrow} \overset{K_{\text{pss}1}}{1 + sT_{\text{pss}2}} \overset{K_{\text{pss}3}}{\longrightarrow} \overset{V_{\text{pss}3}}{\xrightarrow{1 + sT_{\text{pss}4}}} \overset{V_{\text{pss}3}}{\longrightarrow} \overset{V_{\text{pss}3}}{\xrightarrow{1 + sT_{\text{pss}4}}} \overset{V_{\text{pss}3}}{\longrightarrow} \overset{V_{\text{pss}3}}{\xrightarrow{1 + sT_{\text{pss}4}}} \overset{V_{\text{pss}4}}{\xrightarrow{1 + sT_{\text{ps}4}}} \overset{V_{\text{ps}4}}{\xrightarrow{1 + sT_{ps}4}} \overset{V_{\text{ps}4}}{\xrightarrow{1 + sT_{ps}4}} \overset{V_{\text{ps}4}}{\xrightarrow{1 + sT_{ps}4}} \overset{V_{\text{ps}4}}{\xrightarrow{1 + sT_{ps}4}}} \overset{V_{\text{ps}4}}{\xrightarrow{1 + sT_{ps}4}} \overset{V_{\text{ps}4}}{\xrightarrow{1$$

Figura 2.9: Diagrama de blocos do controlador PSS

abaixo:

$$\dot{x}_{pss1} = \frac{1}{T_{\omega}} (K_{pss} \Delta \omega + T_{\omega} \Delta \dot{\omega})$$
(2.30)

$$\dot{x}_{pss2} = \frac{1}{T_{pss2}} (x_{pss1} + T_{pss1} \dot{x}_1 - x_{pss2})$$
(2.31)

$$\dot{V}_{pss} = \frac{1}{T_{pss4}} (x_{pss2} + T_{pss3} \dot{x}_{pss2} - V_{(pss)})$$
(2.32)

O procedimento de projeto do controlador PSS será descrito em detalhes no capítulo 3, juntamente com a descrição das técnicas lineares.

2.4.4 Controlador de Fator de Potência

O controle de fator de potência é bastante utilizado em sistemas de geração distribuída, porque visam a maximização da potência ativa injetada na rede. Basicamente o controlador consiste em uma malha de controle externa sobreposta ao de controle de tensão (realizado pelo AVR) como pode ser visto na figura 2.10 (IEEE Std 421.5, 2006).



Figura 2.10: Diagrama de blocos do controlador de fator de potência

Este controlador PI Tal modelo apresentado é o utilizado no segundo sistema em estudo.

Na modelagem desse controlador com intuito de que se possa distinguir o ponto de operação na qual a máquina está consumindo potência reativa daquele no qual a máquina esteja injetando reativo (já que ambos apresentam um mesmo fator de potência de referência) é feita uma modificação nas variáveis $cos\phi e cos\phi_{ref}$. Tal modificação consiste na seguinte alteração: quando a máquina está consumindo reativo, ou seja, Q < 0, a entrada do controlador passa de $cos\phi$ para $2 - cos\phi$. De forma similar, quando pretende-se que a máquina esteja num ponto de operação absorvendo reativo é modificado o *set point* do controlador alterando $cos\phi_{ref}$ para $2 - cos\phi_{ref}$.

Com relação aos parâmetros deste controlador, $K_p \in K_i$, esses são normalmente projetados para que a atuação do controlador de fator de potência (basicamente um controlador proporcional-integral, ou seja, PI) seja lenta o suficiente de forma a não afetar o laço de controle da tensão dado pelo AVR.

2.5 Considerações Finais

Nesse capítulo foi apresentado o modelo trifásico para a análise do desempenho dinâmico de sistemas elétricos de potência em condições de desequilíbrio da carga. O mesmo é modelado considerando características de desequilíbrio inerentes do sistemas de distribuição, para que assim forneça resultados condizentes com que ocorre na prática.

A partir do modelo trifásico simulações no domínio do tempo são efetuadas possibilitando adquirir informações sobre o comportamento do sistema. De posse desses dados, aplica-se as técnicas de estimação modal visando a extração dos modos eletromecânicos do sistema. Com isso, um estudo sobre a estabilidade do sistema a pequenas perturbações nesses sistemas desequilibrados pode ser realizado.

Capítulo 3

Técnicas lineares para o estudo a estabilidade a pequenas perturbações

Conforme mostrado no capítulo 2, o SEP pode ser representado por um conjunto de equações diferenciais não lineares. Em situações em que o sistema está sujeito a pequenas perturbações as quais provocam pequenos desvios em torno do estado inicial operativo do sistema, tais equações podem ser linearizadas em torno de um ponto de equilíbrio, possibilitando que técnicas de análise linear sejam empregadas.

Em um ponto de equilíbrio, todas as variáveis de estado do sistema assumem valores constantes, que não variam com o tempo (KUNDUR, 1994). Apesar dos SEP estarem continuamente experimentando flutuações de magnitude pequena, para avaliar a estabilidade do sistema quando sujeito a um distúrbio, é válido supor que o sistema está inicialmente operando sobre um ponto de equilíbrio (KUNDUR et al., 2004).

No estudo de estabilidade a pequenas perturbações, considera-se que as perturbações ocorridas não afastam significativamente o sistema de seu ponto de operação original, ou seja, do ponto equilíbrio em que se encontra originalmente o sistema. Assim se o sistema operar em torno de um ponto de equilíbrio e se os distúrbios envolvidos forem pequenos, então é possível aproximar a dinâmica do modelo não linear pela dinâmica resultante de um modelo linearizado. Tal modelo linearizado pode ser considerado uma boa aproximação do modelo não linear quando a análise é feita dentro de um conjunto limitado de pontos de operação numa vizinhança arbitrária do ponto de equilíbrio no qual foi obtida a modelagem linearizada (OGATA, 2003).

A partir das equações matriciais resultantes (típicas do modelo linearizado), pode-se obter informações qualitativas a respeito da estabilidade do sistema não-linear na vizinhança do ponto de operação no qual o sistema foi linearizado. Tal abordagem linearizada, geralmente, leva a procedimentos de análise e projeto mais simples que aqueles baseados em técnicas não-lineares.

A maioria dos estudos relacionados a estabilidade a pequenas perturbações são realizados nos sistemas de transmissão, os quais incluem algumas simplificações como a operação balanceada dos SEP. Para esses sistemas, é usualmente válido linearizar o sistema em torno do ponto de equilíbrio e realizar a análise da estabilidade do sistema através da análise dos autovalores e autovetores. Entretanto, nesse trabalho, o foco está na operação desequilibrada dos sistemas, os quais, mesmo em regime permanente, possuem uma resposta não estacionária da velocidade angular dos geradores síncronos.

Assim, nesse trabalho as técnicas lineares são adotadas como referência na identificação dos modos eletromecânicos quando o sistema opera em condições de equilíbrio. Essas permitem avaliar se os resultados obtidos através das técnicas de estimação modal apresentam resultados satisfatórios. Além disso, o controlador PSS também será projetado de acordo com as técnicas lineares no domínio da frequência, sendo o procedimento de projeto apresentado no final desse capítulo.

Nesse capítulo são apresentadas inicialmente as técnicas usualmente empregadas para analisar a estabilidade a pequenas perturbações do sistema através do seu modelo linearizado, começando com o procedimento de linearização do sistema e, então, seguindo com as análises que podem ser feitas a partir desse modelo linearizado em torno de um ponto de equilíbrio. Por fim é mostrado o projeto de controladores de amortecimento a partir de técnicas clássicas.

3.1 Linearização do Sistema Não Linear

O procedimento de linearização apresentado nessa seção adota como técnica o desenvolvimento de uma função não linear em uma série de Taylor em torno de um ponto de equilíbrio. Nesse processo apenas o termo linear da expansão em série de Taylor é utilizado, sendo desprezados os termos de ordem maior ou superior a 2. Assim, para que aproximação seja válida, as variáveis não devem se desviar significativamente das condições de operação.

Considere o seguinte sistema não linear:

$$\dot{x}(t) = f(x(t), u(t), t)$$

$$x(t_o) = x_o$$
(3.1)

sendo que x(t) é um vetor de estados e u(t) é o vetor das entradas do sistema. Se tal sistema é autônomo, ou seja, as derivadas dos estados não são funções explícitas do tempo, a equação (3.1) pode ser simplificada para (KUNDUR, 1994),

$$\dot{x} = f(x, u) \tag{3.2}$$

sendo que,

Quanto a saída do sistema, essa pode ser expressa em função das variáveis de estado e da entrada do sistema, através da seguinte equação:

$$y = g(x, u) \tag{3.3}$$

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

em que y representa o vetor de saídas e g corresponde ao vetor de funções não lineares, o

qual relaciona as variáveis de entrada e estados com as saídas do sistema.

Com o intuito de linearizar a equação (3.2), suponha que u_e seja o vetor de entrada e x_e o estado de equilíbrio do sistema, de forma que a estabilidade do sistema mediante a uma pequena perturbação seja analisada em torno desse ponto de equilíbrio. Assim, considere que uma pequena perturbação seja inserida no sistema,

$$x = x_e + \Delta x$$
 , $u = u_e + \Delta u$

em que Δ representa o pequeno desvio sofrido pela variável.

Assim, o novo estado deve satisfazer a equação (3.2), de maneira que:

$$\dot{x} = \dot{x}_e + \Delta \dot{x} = f\left[\left(x_e + \Delta x\right), \left(u_e + \Delta u\right)\right] \tag{3.4}$$

Assumindo que este desvio é pequeno, de modo que o sistema não se afaste significativamente do ponto de equilíbrio especificado, a função não linear (3.2) pode ser expressa em termos da expansão em série de Taylor. Nessa representação os termos Δx e Δu elevado a potências superiores a 1^{*a*} ordem são desprezados já que o desvio considerado é pequeno, portanto trata-se de uma aproximação.

Assim a função (3.2) pode ser aproximada pela série de Taylor da seguinte forma (KUNDUR, 1994),

$$\dot{x}_{i} = \dot{x}_{i_{e}} + \Delta \dot{x}_{i} = f_{i} \left[\left(x_{e} + \Delta x \right), \left(u_{e} + \Delta u \right) \right]$$
$$\approx f_{i}(x_{e}, u_{e}) + \frac{\partial f_{i}}{\partial x_{1}} \Delta x_{1} + \dots + \frac{\partial f_{i}}{\partial x_{n}} \Delta x_{n} + \frac{\partial f_{i}}{\partial u_{1}} \Delta u_{1} + \dots + \frac{\partial f_{i}}{\partial u_{r}} \Delta u_{r} \qquad (3.5)$$

sendo i = 1, 2, ..., n.

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

$$\Delta \dot{x}_i \approx \frac{\partial f_i}{\partial x_1} \Delta x_1 + \ldots + \frac{\partial f_i}{\partial x_n} \Delta x_n + \frac{\partial f_i}{\partial u_1} \Delta u_1 + \ldots + \frac{\partial f_i}{\partial u_r} \Delta u_r$$

sendo i = 1, 2, ..., n.

Do mesmo modo, a equação (3.3) que descreve a saída do sistema pode ser reescrita

por aproximação em série de Taylor:

$$\Delta y_i \approx \frac{\partial g_j}{\partial x_1} \Delta x_1 + \ldots + \frac{\partial g_j}{\partial x_n} \Delta x_n + \frac{\partial g_j}{\partial u_1} \Delta u_1 + \ldots + \frac{\partial g_j}{\partial u_r} \Delta u_r,$$

sendo j = 1, 2, ...m.

Desta forma, as equações linearizadas resultantes das equações (3.2) e (3.3) podem ser escritas como,

$$\Delta \dot{x} \approx A \Delta x + B \Delta u$$

$$\Delta y \approx C \Delta x + D \Delta u \qquad (3.6)$$

sendo:

$$A = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \cdots & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \vdots & \dots & \vdots \\ \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \cdots & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{bmatrix} , \qquad B = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial u_1} & \cdots & \frac{\partial f_1}{\partial u_r} \\ \vdots & \dots & \vdots \\ \frac{\partial f_1}{\partial u_1} & \cdots & \frac{\partial f_n}{\partial u_n} \end{bmatrix}$$
(3.7)

$$C = \begin{bmatrix} \vdots & \dots & \vdots \\ \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{bmatrix} , \qquad D = \begin{bmatrix} \vdots & \dots & \vdots \\ \frac{\partial f_1}{\partial u_1} & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial u_n} \end{bmatrix}$$

- A matriz de estados com dimensão nxn;
- \circ *B* matriz de controle ou de entrada com dimensão nxr;
- $\circ \quad C$ matriz de saída com dimensão $m \mathbf{x} n;$
- $\circ~~D$ matriz de transmissão direta com dimensão $m{\bf x}r$

Assim para pequenos desvios em relação ao ponto de equilíbrio do sistema, pode-se de dizer que o modelo:

$$\Delta \dot{x} = A \Delta x + B \Delta u \tag{3.8}$$

$$\Delta y = C\Delta x + D\Delta u \tag{3.9}$$

representa de forma aproximada a dinâmica do sistema (3.2) e (3.3).

As suposições (3.8) e (3.9) são válidas considerando o comportamento dinâmico do sistema próximo ao ponto de equilíbrio no qual o sistema foi linearizado, já que para variações pequenas de x(t), os termos de 2° ordem ou superiores da série de Taylor são muito menores em relação aos outros termos da série, podendo ser desprezados. Assim o modelo é válido apenas quando as trajetórias do sistema não-linear não se afastam significativamente do ponto de equilíbrio. Esta é uma limitação significativa da teoria linearização por expansão em série, já que a vizinhança local no qual a análise é válida depende da precisão requerida pelo estudo pretendido e pode ser muito pequena caso se requeira alta precisão (LEITH; LEITHEAD, 2000).

3.2 Resposta no Tempo do Sistema Linearizado: Autovalores e Autovetores

A matriz de estados A apresentada em (3.7) governa a parcela da resposta do sistema que é excitada pelas condições iniciais. Assim, ela define completamente a transição dos estados do instante inicial t = 0 a qualquer instante t quando as entradas são nulas (KUO, 1995). A partir do cálculo dos autovalores e autovetores a matriz A, a resposta do sistema nessas condições pode ser caracterizada. Além disso, a estabilidade de um determinado ponto de equilíbrio ou ponto de operação pode ser estudada a partir do cálculo desses autovetores e autovalores associados à matriz A.

Suponha uma matriz de estados $A \in \mathbb{R}^{nxn}$, que esteja representando um sistema físico como, por exemplo, o próprio SEP. Os autovalores dessa matriz podem ser definidos como os parâmetros escalares λ que solucionam a equação abaixo:

$$A\Phi = \lambda\Phi \tag{3.10}$$

sendo que Φ é um vetor com dimensão nx1.

Assim, para encontrar uma solução não trivial da equação (3.10), é necessário que

$$\det(A - \lambda I) = 0 \tag{3.11}$$

O desenvolvimento da equação (3.11) fornece uma equação polinomial de grau n na variável λ , chamada de equação característica de A. As raízes desse polinômio característico são os autovalores associados à matriz A.

Quanto ao cálculo dos autovetores, tem-se que os autovetores à direita associados à matriz A correspondem aos vetores coluna que satisfazem a equação apresentada anteriormente em (3.10). Já os autovetores à esquerda são os vetores linha Ψ que solucionam a equação:

$$\Psi A = \lambda \Psi \tag{3.12}$$

sendo que Ψ em (3.12) é um vetor com dimensão $1 \times n$.

A partir dos autovetores, tem-se que a resposta no tempo de um sistema linear (como descrito em (3.8)), para uma condição inicial Δx_0 , sendo u = 0 e supondo n autovalores distintos é dada por (KUNDUR, 1994)

$$\Delta x(t) = \sum_{i=1}^{n} \phi_i c_i e^{\lambda_i t}$$
(3.13)

sendo que:

- c_i corresponde ao produto escalar $c_i = \psi_i \Delta x(0);$
- ψ_i são os autovetores à esquerda associados à matriz A;
- $\Delta x(0)$ condição inicial do sistema;
- ϕ_i são os autovetores à direita associados à matriz A;
- λ_i são os autovalores associados à matriz A;

A equação apresentada em (3.13) fornece a expressão para a resposta no tempo do

movimento livre de um sistema dinâmico em função dos autovalores e dos autovetores à direita e à esquerda da matriz de estado A. Observa-se, então, que a resposta do sistema é obtida através de uma combinação linear dos n autovetores distintos associados à matriz de estado A, também chamados de modos de resposta (KUNDUR, 1994).

Em relação ao autovalor λ_i , verifica-se que o mesmo é responsável por caracterizar a resposta do sistema sendo por isso chamado de "modo de resposta". Através dos modos é possível realizar o estudo sobre a estabilidade desse sistema e do seu comportamento no tempo. A partir da equação (3.13) nota-se que o modo λ_i caracteriza a resposta do sistema no tempo através da função exponencial, $e^{\lambda_i t}$.

Assim, a estabilidade do sistema pode ser determinada pela natureza dos autovalores da seguinte forma (KUNDUR, 1994):

Autovalores Reais - correspondem aos modos não oscilatórios. Quando o autovalor é real negativo, o mesmo caracteriza uma exponencial decrescente, sendo a resposta do sistema atenuada pelos termos $e^{\lambda_i t}$, indicando um sistema estável. Quanto maior é magnitude do autovalor, mais rápido é esse decaimento. Já quando o autovalor é real positivo, o mesmo corresponde a uma exponencial crescente, caracterizando um sistema instável.

Autovalores Complexos - ocorrem em pares conjugados e cada par corresponde a um modo oscilatório. A parte real corresponde ao decaimento do sistema enquanto a parte imaginária fornece a frequência de oscilação. Supondo o autovalor,

$$\lambda = \sigma \pm j\omega \tag{3.14}$$

tem-se que para os autovalores em que σ é positivo a resposta do sistema apresenta uma amplitude crescente, configurando um modo instável. Já para os autovalores em que σ possui valores negativos observa-se como resposta do sistema uma oscilação amortecida, caracterizando um modo estável. A frequência da oscilação é dada por,

$$f = \frac{\omega}{2\pi} \tag{3.15}$$

e a taxa de amortecimento, que determina a taxa de decaimento da amplitude da oscilação,

é obtida através de:

$$\xi = \frac{-\sigma}{\sqrt{\sigma^2 + \omega^2}} \tag{3.16}$$

Verificando agora a influência dos autovetores na resposta do sistema, pode-se notar que no produto escalar $c_i = \psi_i \Delta x(0)$, o autovetor à esquerda determina a contribuição da condição inicial para a trajetória do sistema, permitindo identificar a intensidade dessa condição inicial na resposta do mesmo. Portanto, a constante c_i fornece a magnitude da excitação inicial de cada modo.

Já os autovetores à direita são responsáveis por determinar a intensidade com a qual cada modo está presente em cada variável de estado do sistema. A partir deles é possível definir a distribuição dos modos pelas variáveis de estado. Em tal análise, a magnitude do k-ésimo elemento do autovetor ψ_i fornece o grau de atividade da k-ésima variável de estado em relação ao modo λ_i enquanto a fase do autovetor ψ_i fornece as defasagens de cada variável de estado em relação ao modo λ_i . Os gráficos com diagramas de amplitude e fase dos autovetores à direita relacionados a um modo λ_i são conhecidos como mode shapes. Através dessa representação, é possível verificar, por exemplo, por meio dos autovetores à direita associados à velocidade das máquinas conectadas em um determinado barramento, se as mesmas oscilam de forma coerente em relação a um determinado modo.

Entretanto, sistemas com representação em espaço de estados podem envolver variáveis com unidades de medida diferentes, como é o caso do sistema estudado nesse projeto. Nesse caso para comparar o grau de atividade de variáveis de estado de natureza diferente em um determinado modo, deve-se utilizar preferencialmente medidas adimensionais, como é o caso dos fatores de participação.

3.3 Fatores de Participação

Conforme discutido na seção anterior, o uso dos autovetores à esquerda e à direita para medir a intensidade da relação das variáveis de estado e autovalores traz como inconveniente o fato dos elementos dos autovetores serem dependentes das unidades e das escalas associadas às variáveis de estado do problema. Uma alternativa para solucionar esse problema é o uso dos fatores de participação. Os fatores de participação são escalares que possibilitam medir a contribuição relativa dos modos do sistema nas variáveis de estado do mesmo e, além disso, a contribuição relativa das variáveis de estados na resposta dos modos (PEREZ-ARRIAGA; VERGHESE; SCHWEPPE, 1982). Desde a sua introdução, os mesmos têm sido amplamente empregados em sistemas elétricos de potência e em outras aplicações.

O cálculo dos fatores de participação é feito a partir dos autovetores à direita e a esquerda associados à matriz de estados A. Os elementos destes autovetores são combinados para formar uma matriz conhecida como matriz de fatores de participação P. A equação que define a matriz de fatores de participação é dada por (PEREZ-ARRIAGA; VERGHESE; SCHWEPPE, 1982):

$$P \stackrel{\Delta}{=} \{p_{ki}\} = \{u_{ki}y_{ki}\} \tag{3.17}$$

sendo que p_{ki} é chamado de fator de participação do modo *i* na variável de estado *k* e vice-versa. Tal fator permite mensurar a participação de um determinado modo *i* em uma determinada variável de estado *k* assim como a participação de uma determinada variável de estado *k* em um determinado modo *i*. Os autovetores são normalizados de forma a possibilitar uma análise percentual da seguinte maneira:

$$u_i^T y_j = 1 \qquad \text{se} \qquad i = j$$

$$u_i^T y_j = 0 \qquad \text{se} \qquad i \neq j$$
(3.18)

Quando (3.18) é satisfeita, a soma dos valores de todas as entradas de uma única linha ou coluna de P é sempre igual a 1, ou seja, o somatório dos fatores de participação das variáveis de estado em um modo, ou de um modo nas variáveis de estado é igual a unidade, permitindo realizar uma análise percentual. Isso facilita a identificação de qual a intensidade de contribuição de um modo em uma variável de estado e vice-versa.

Os fatores de participação também são capazes de medir a sensibilidade de um autovalor com relação a um elemento da diagonal da matriz A. Tal relação é dada pela seguinte equação (SAUER; PAI, 1998).

$$p_{ki} = \frac{\delta \lambda_i}{\delta a_{kk}} \tag{3.19}$$

sendo que λ_i é o *i*-ésimo autovalor do sistema e a_{kk} é o elemento da diagonal da matriz A.

No estudo da estabilidade a pequenas perturbações, os fatores de participação são uma ferramenta de grande importância que permitem identificar a natureza dos modos do sistema, como por exemplo os modos eletromecânicos que são o foco desse trabalho. Além disso, permitem determinar quais as variáveis de estado estão influenciando o comportamento de um determinado modo do sistema, como por exemplo, quais geradores síncronos estão influenciando no comportamento de cada modo. Vale ressaltar que esta ferramenta é válida considerando o sistema linearizado em torno de um ponto de equilíbrio, e que as perturbações aplicadas ao sistema não o afastam significativamente desse ponto.

3.4 Procedimento para o Projeto de Controladores de Amortecimento através de Técnicas Clássicas

O procedimento aqui apresentado para o projeto do controlador de amortecimento é baseado em técnicas clássicas de controle (compensação de fase), as quais, ainda hoje, são muito utilizadas nas unidades geradoras em operação.

Tal metodologia foi inicialmente proposta em (DEMELLO; CONCORDIA, 1969), onde os autores descrevem que a variação no torque elétrico da máquina síncrona (presente na equação swing) após uma perturbação no sistema pode ser decomposta em duas componentes:

$$\Delta T_e = \Delta T_S + \Delta T_D = T_S \Delta \delta + T_D \Delta \omega \tag{3.20}$$

- ΔT_S corresponde à componente de torque de sincronização, a qual está em fase com o desvio angular do rotor $\Delta \delta$, sendo que T_S é o coeficiente do torque sincronizante.
- ΔT_D corresponde à componente de torque de amortecimento, o qual está em fase com o desvio da velocidade angular $\Delta \omega$, sendo que T_D é coeficiente do torque de

amortecimento.

Conforme descrito em (KUNDUR, 1994) a estabilidade do sistema irá depender da existência dessas duas componentes de torque em cada máquina, sendo que a falta de torque sincronizante provoca uma instabilidade monotônica, enquanto a não existência de torque de amortecimento resulta em uma instabilidade crescente oscilatória.

Nos dias atuais, os problemas de instabilidade estão relacionadas principalmente a falta de torque de amortecimento no sistema. Os AVR's que estão presentes em todo o sistema fornecem torque de sincronização as máquinas mas por outro lado podem reduzir de forma drástica o amortecimento natural das mesmas, o qual já é originalmente pequeno. Assim, na década de 60, quando foram inseridos os AVR's de rápida atuação e alto ganho, buscou-se outros meios para fornecimento de amortecimento para o sistema.

A solução encontrada por DEMELLO; CONCORDIA (1969) foi a introdução de um sinal estabilizante à referência do AVR, o qual deveria ser capaz de compensar os atrasos de fase decorrentes da malha de controle de tensão do gerador para que assim o torque elétrico estivesse em fase com os desvios de velocidade do rotor. Com a adição do sinal estabilizante na referência do AVR, esse modularia a tensão de referência do AVR de modo que resultasse em um aumento do amortecimento do torque elétrico, sem prejuízos com relação ao torque sincronizante.

A malha de controle de tensão pode ser vista em destaque na figura 3.1, a qual é denominada de GEP(s). Nesta figura, observa-se a presença de coeficientes K_1 a K_6 , os quais são resultantes do processo de linearização das equações algébrico-diferenciais que modelam o sistema máquina contra barramento infinito, sendo que as expressões para o cálculo dos mesmos podem ser vistas em (DEMELLO; CONCORDIA, 1969). Assim, a partir de algumas aproximações sobre o modelo, apresentado na figura 3.1, os autores em (DEMELLO; CONCORDIA, 1969) deduziram que fase a ser compensada para que o o torque elétrico esteja em fase com a velocidade é dada pela seguinte função:

$$GEP(s) \approx \frac{K_6}{K_2} \frac{1}{\left[1 + s\left(\frac{\tau'_{do}}{K_e K_6}\right)\right] (1 + sT_e)}$$
(3.21)



Figura 3.1: Diagrama de blocos do modelo máquina contra barramento infinito incluindo AVR e PSS (DEMELLO; CONCORDIA, 1969)

Assim, para que o sinal estabilizante fosse capaz de compensar essa fase relativa a malha de controle de tensão foi proposto por (DEMELLO; CONCORDIA, 1969) que esse sinal, antes de ser inserido na referência do AVR, passasse por um estabilizador com a seguinte estrutura: um ganho comumente chamado de K_{pss} , um filtro passa-alta, denominado bloco washout e, por fim, o um bloco de avanço de fase (tais blocos já foram descritos na seção 2.4.3 do capítulo 2, onde é possível visualizar essa estrutura por meio da figura 2.9). Tal estrutura é conhecida atualmente como Power System Stabilizer (PSS), ou em português como Estabilizador de Sistemas de Potência.

A forma de projeto do controlador tipo PSS pode apresentar algumas desvantagens, sendo que a principal delas está relacionada ao fato de que o PSS é projetado a partir de uma abordagem que envolve um modelo linear do SEP, de modo que, a necessidade de compensação de fase do sistema pode se alterar com a mudança do ponto de operação do mesmo. Além disso, por ter sido baseado num modelo contra barramento infinito, o projeto é realizado considerando apenas os modos locais de um sistema. Para que o PSS seja capaz de fornecer um amortecimento em uma maior faixa de frequências, de modo a englobar os modos inter-área (caso existerem no sistema em estudo), deve-se realizar um ajuste de parâmetros posteriormente, num processo conhecido como sintonia.

O procedimento de projeto adotado nesse trabalho para determinação dos parâmetros do controlador PSS é baseado na análise de resíduos. A informação fornecida pelos resíduos pode ser utilizada tanto no ajuste do PSS quanto na seleção dos geradores a serem equipados com o controlador.

Para explicar o procedimento de ajuste do PSS, a abordagem adotada em (PAGOLA; PEREZ-ARRIAGA; VERGHESE, 1989; ABOUL-ELA et al., 1996; OSTOJIC, 1991) é reportada aqui. Inicialmente, considere que a função transferência de malha aberta para um certo conjunto entrada-saída de um *j*-ésimo gerador do sistema é dada pela equação (3.22), a qual pode ser representada tanto em função dos pólos e zeros do sistema quanto em relação aos modos e resíduos do mesmo:

$$G_{j}(s) = \frac{\prod_{i=1}^{m} (s - z_{i})}{\prod_{i=1}^{n} (s - \lambda_{i})} = \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{R_{ij}}{s - \lambda_{i}}\right)$$
(3.22)

em que R_{ij} é o resíduo do sistema associado ao *i*-ésimo modo e a função transferência do *j*-ésimo gerador do sistema. O resíduo de um sistema pode ser expresso de acordo com a seguinte relação:

$$R_{ij} = C_j \Phi_i \Psi_i B_j \tag{3.23}$$

em que B_j e C_j são as matrizes entrada e saída do sistema no espaço de estado, e Φ_i e Ψ_i são, respectivamente, as matrizes de autovetores à direita e à esquerda associadas ao *i*-ésimo modo.



Figura 3.2: Diagrama de blocos de um sistema em malha fechada sendo realimentado por um ganho ${\cal K}$

Supondo agora, que essa mesma função transferência ${\cal G}_j$ seja realimentada por um
ganho K, conforme apresentado na figura 3.2, pode-se afirmar que a posição de um determinado pólo dessa função transferência irá variar, caso haja alteração do valor do ganho K, através da seguinte relação (PAGOLA; PEREZ-ARRIAGA; VERGHESE, 1989):

$$\frac{\partial \lambda_i}{\partial K_j} = R_{ij} \frac{\partial f_j(s, K_j)}{\partial K_j} \tag{3.24}$$

em que $f_j(s, K_j)$ corresponde à função transferência de malha fechada do sistema.

Através da equação (3.24), observa-se que a variação de um determinado polo com relação a uma modificação incremental do ganho de realimentação está diretamente relacionada ao resíduo da função transferência G(s) relativo a este polo.

Assim considerando um sistema de malha fechada, o qual é realimentado pela função transferência de um controlador PSS, e ainda assumindo que são pequenos desvios de ganho, a seguinte relação pode ser encontrada (ABOUL-ELA et al., 1996):

$$\Delta \lambda_i = R_{ij} K_{PSSj} H_j(\lambda_i) \tag{3.25}$$

Portanto através dessa relação, nota-se que o PSS deverá estar localizado no gerador que apresente o maior resíduo, já que para um mesmo valor do ganho, quanto maior for o resíduo R_i maior será o deslocamento do modo λ_i no sentido de melhora do amortecimento desse modo.

Quanto ao ângulo a ser compensado pelo PSS, esse é obtido a partir da fase do resíduo (ABOUL-ELA et al., 1996; OSTOJIC, 1991). Na figura 3.3 esse procedimento é ilustrado, sendo possível observar na mesma o deslocamento necessário que deve ser inserido pelo controlador na frequência do modo de interesse (no caso do PSS, o modo eletromecânico).



Figura 3.3: Diagrama representativo da fase ϕ_{ij} a ser compensada pelo PSS

De posse do valor do ângulo a ser compensado o ajuste dos outros parâmetros que compõem o PSS pode ser efetuado. Dando seguimento ao projeto, o valor das constantes de tempo do bloco de avanço-atraso para fornecer a adequada compensação de fase é dado pelas seguintes equações (ABOUL-ELA et al., 1996):

$$\varphi_{ij} = 180^{\circ} - \arg(R_{ij}) \tag{3.26}$$

$$\alpha = \frac{1 - sen\left(\frac{\varphi_{ij}}{n}\right)}{1 + sen\left(\frac{\varphi_{ij}}{n}\right)} \tag{3.27}$$

$$T_1 = \frac{1}{\omega_i \sqrt{\alpha}} \tag{3.28}$$

$$T_2 = \alpha T_1 \tag{3.29}$$

em que n corresponde ao número de blocos a serem utilizados para compensar toda a fase necessária, já que cada bloco é capaz de compensar, no máximo, aproximadamente 65° (OGATA, 2003)

Já quanto ao bloco de *washout*, o valor de T_{ω} está normalmente entre os valores de 1 a 20 segundos (KUNDUR, 1994). Ainda quanto ao projeto, vale ressaltar que nesse trabalho a análise do resíduo é adotada para obter o ângulo de fase a ser compensado, já que por ser usado um sistema máquina contra barramento infinito nessa dissertação, não há necessidade da busca da melhor localização do PSS uma vez que ele estará sobre o gerador em análise.

3.4.1 Etapas para o Desenvolvimento do Controlador PSS nessa Pesquisa

Nesta seção, as etapas para o projeto do controlador PSS nesse trabalho são listadas com o intuito de que o processo seja relatado de forma mais sistemática:

- Calcular os autovalores e autovetores do sistema linearizado, com a identificação do modo eletromecânico através dos fatores de participação
- 2. Calcular o resíduo relacionado a malha aberta do sistema, utilizando como entrada a V_{ref} do AVR e como saída a $\Delta \omega$.

- De posse do valor do resíduo, identificar a fase a ser compensada com o ajuste dos parâmetros do controlador PSS de acordo com as equações ((3.26) à (3.29));
- 4. Inserir o PSS no sistema e ajustar o ganho do mesmo, K_{pss} , para obter a taxa de amortecimento desejada para o sistema.

As etapas apresentadas são todas realizadas nesse trabalho com o auxílio do *software* PacDyn, sendo que só após terminada essas etapas o PSS projetado é inserido nas simulações no *software* ATP para obtenção de resultados.

Na sequência desse capítulo encontram-se algumas considerações finais sobre a aplicação das técnicas lineares sobre o sistema em estudo.

3.5 Aplicação das Ferramentas apresentadas ao Sistema Estudado

As técnicas apresentadas nesse capítulo possibilitam que a dinâmica do sistema seja estudada a partir da análise dos autovalores e autovetores do sistema. Através dessas técnicas é feita uma caracterização do comportamento do sistema após uma pequena perturbação, considerando o modelo linearizado de tal sistema em torno de um de seus pontos de equilíbrio.

Além disso, verificou-se também que, caso o sistema apresente uma resposta dinâmica instável ou pouco amortecida, é possível inserir um controlador do tipo PSS para melhorar o amortecimento no sistema e, como observado na seção acima, o projeto do controlador PSS pela metodologia clássica está atrelado às técnicas lineares.

Entretanto, os sistemas de distribuição, que são foco de estudo desse trabalho, operam com as cargas desequilibradas mesmo em condições de regime permanente de operação. Conforme descrito na seção 2.2, sob condições trifásicas desequilibradas, a velocidade angular do rotor apresenta uma variação senoidal com frequência duas vezes maior que a frequência fundamental. Assim observa-se que, em tais situações, a velocidade não permanece com valor constante mesmo em condições de regime permanente e, consequentemente, não opera sobre um ponto de equilíbrio, mas sim sobre uma órbita periódica. Diante disso, tem-se que a técnica de linearização apresentada não pode ser aplicada formalmente nesse sistema a menos que o desequilíbrio seja muito pequeno, o que muitas vezes não pode ser admitido em sistemas de distribuição.

Com base nesta argumentação, este trabalho utiliza técnicas de estimação modal para identificação dos modos eletromecânicos de forma a possibilitar a realização do estudo da estabilidade do sistema sob pequenas perturbações. Tais técnicas e sua forma de aplicação são abordadas no próximo capítulo.

Capítulo 4

Técnicas de Estimação Modal

O estudo da estabilidade de SEP tem sido reconhecido como crucial para garantir a segurança da operação do sistema desde 1920. A ocorrência de grandes *blackouts* ao longo da história causados por problemas de instabilidade do SEP ilustram a importância do estudo desse fenômeno (KUNDUR et al., 2004). Ao longo dos anos diversas melhorias e avanços foram realizados com intuito de esclarecer o comportamento dinâmico de um sistema, tanto frente a pequenas perturbações quanto a grandes perturbações, sendo isso possível devido a aperfeiçoamentos nos métodos de cálculo, assim como no desenvolvimento computacional. Quanto a tais melhorias, no que diz respeito ao estudo de sistema de excitação, do AVR e a inclusão posterior do PSS com respeito ao amortecimento do sistema (DEMELLO; CONCORDIA, 1969; KUNDUR, 1994).

Com relação à estabilidade a pequenas perturbações a maioria dos estudos são realizadas em sistemas de transmissão, os quais adotam algumas simplificações, como a operação balanceada do SEP sobre análise. Assim, considerando pequenos desvios em relação ao ponto de operação do sistema, a análise da estabilidade do sistema é feita a partir da linearização das equações diferenciais do SEP através do primeiro termo da expansão da série de Taylor. Ao longo desses anos, na maioria dos casos, a análise realizada sobre o modelo linear fornece resultados que estão de acordo com o observado na prática (ROGERS, 1996).

Entretanto, nos dias de hoje, está cada vez mais presente a geração distribuída, com a

conexão de geradores diretamente no sistemas de distribuição, os quais apresentam como característica peculiar o desbalanço da carga. Em virtude desse desbalanço, o torque resultante sobre os geradores síncronos conectados no sistema de distribuição apresentam uma variação senoidal em regime permanente, cuja amplitude depende do nível do desequilíbrio do sistema, refletindo-se diretamente na velocidade da máquina. Diante disso, as técnicas de linearização usualmente empregadas (apresentadas no capítulo 3) podem não ser completamente adequadas para o estudo da estabilidade do sistema a pequenas perturbações, de acordo com o nível de desequilíbrio do sistema.

Existem alguns trabalhos presentes na literatura que analisam a estabilidade a pequenas perturbações de sistemas de distribuição. Entretanto, os mesmos não consideram o efeito do desbalanço de carga para a realização desse estudo. Como exemplos podem se citados o trabalho EDWARDS et al. (2000), o qual realiza um estudo tanto da estabilidade transitória quanto da estabilidade sob pequenas pertubações de um sistema de distribuição, assim como o trabalho de KUIAVA et al. (2008) que faz a análise da estabilidade sob pequenas perturbações de um sistema distribuição com geração distribuída, típica do Brasil, propondo o uso de controladores de amortecimento do tipo PSS, entre outros. Outro trabalho que pode ser destacado é o (AZMY; ERLICH, 2005), no qual é investigado como o aumento da geração distribuída pode influenciar na estabilidade do sistema, analisando tanto a estabilidade angular quanto a estabilidade de tensão e a de frequência.

Entretanto vale destacar alguns trabalhos presentes na literatura que consideram esse desequilíbrio, como o trabalho de HARLEY; MAKRAM; DURAN (1987), que investiga a estabilidadade a grandes perturbações de um gerador síncrono conectado a um barramento infinito. Também é importante citar o trabalho de MAKRAM et al. (1989) no qual é apresentado um modelo trifásico para o estudo da estabilidade em sistemas desbalanceados quando há conexão de geradores de indução. Por fim, pode-se destacar também o trabalho apresentado por SALIM (2011), o qual também considera o desequilíbrio de carga inerente ao sistema de distribuição durante suas simulações em um sistema com a conexão de geradores síncronos (foco de estudo dessa pesquisa). Esse trabalho consiste num estudo detalhado sobre o comportamento dinâmico de um modelo desequilibrado de SEP. Para a realização do mesmo, são efetuadas simulações não lineares no ATP em um sistema máquina contra barramento infinito, com a identificação dos modos eletromecânicos através do método de estimação modal ESPRIT (*Estimation of Signal Parameters via Rotational Invariance Techniques*).

Esse presente trabalho também considera o desequilíbrio de carga intrínseco aos sistemas de distribuição e, para isso o mesmo também adota técnicas de estimação modal como ferramenta para caracterizar os modos eletromecânicos do sistema. Entretanto serão utilizadas duas técnicas de estimação modal, o ESPRIT e o método de Prony. Ambas as técnicas buscam representar o sinal de interesse através de um modelo matemático composto por uma soma de senoides amortecidas, sendo que a principal diferença entre elas reside na forma de identificação desse modelo. Na literatura a técnica ESPRIT tem sido muito abordada em vários trabalhos no qual é feita uma análise dos transitórios do sistema, sendo que essa técnica também é encontrada em trabalhos de estimação de frequências inter-harmônicas de um sinal. Já o método de Prony é tradicionalmente adotado na análise e identificação de oscilações de baixa frequência, sendo considerado muitas vezes como referência. Diversos trabalhos presentes na literatura o adotam com intuito de realizar o estudo da estabilidade a pequenas perturbações (HAUER; DEMEURE; SCHARF, 1990; XIAO et al., 2004; ZHAO et al., 2009), entretanto tal técnica ainda pode ser aplicada na identificação de modelos, além de ser adotada em outras àreas como por, por exemplo, na biomedicina (BANI-HASAN et al., 2009).

As duas técnicas utilizadas nesse trabalho, o ESPRIT e Método de Prony, são apresentadas nesse capítulo, fazendo-se antes algumas considerações iniciais sobre técnicas de estimação modal é feita. No final do capítulo é mostrada a estrutura adotada para a utilização das técnicas.

4.1 Técnicas de Estimação Modal

Ao longo das últimas duas décadas, diversas técnicas de análise linear foram desenvolvidas e testadas com o intuito de realizar a identificação dos modos eletromecâncicos de um SEP através de sinais adquiridos por meio de unidades de medição fasorial sincronizada (MFS) (TRUDNOWSKI; PIERRE, 2009). Com aprimoramentos nessa tecnologia, as unidades de medição fasorial permitem que se tenha alta precisão e elevada taxa de amostragem nos dados medidos, sendo esta medição realizada de forma sincronizada via satélite (GPS), mesmo quando abrange uma grande área distante geograficamente, como é o que ocorre normalmente (PHADKE, 2002). Através desse sinais amostrados, importantes características do SEP podem ser extraídas, tais como frequência e o amortecimento dos modos eletromecânicos.

As técnicas de estimação modal podem ser classificadas em duas categorias principais: ringdown analysis e mode-meter algorithms, que encontram-se descritas nas seções abaixo.

4.1.1 Ringdown Analysis

As técnicas de estimação que se enquadram nessa categoria trabalham na porção "*ring-down*" da resposta do sistema. O termo *ringdown* corresponde à resposta transitória do sistema quando sujeito a variações que o afastam do seu ponto de equilíbrio, de forma que, após removida essa perturbação o sistema retorne a esse ponto de equilíbrio ou alcance um novo ponto de operação. Como exemplos de perturbação podem ser citados: aberturas de linha de transmissão, ocorrências de curto-circuitos, entre outros. Idealmente, tal termo é definido como resposta livre do sistema. Usualmente a porção do sinal referente à *ring-down* corresponde aos primeiros ciclos da oscilação (5 a 20 segundos) (TRUDNOWSKI; PIERRE, 2009).

Diversos estudos existem com relação a análise modal em SEP na categoria de *Ring-down Analysis*, sendo uma área já com certa maturidade na ciência. A técnica nessa categoria mais amplamente estudada corresponde ao método de Prony, sendo abordada a primeira vez em 1990 para esse estudo por (HAUER; DEMEURE; SCHARF, 1990). Mais tarde, melhorias foram desenvolvidas no método, de forma que o mesmo tornou-se mais preciso e também passou a ser aplicado em múltiplos sinais de saída (TRUDNOWSKI; JOHNSON; HAUER, 1999).Outros algoritmos devem ser destacados na categoria de *Ring-down Analysis*, como por exemplo o *Eigenvalue Realization Algorithm* (ERA)(SANCHEZ-GASCA; CHOW, 1997), assim como *Hankel Total Least Squares* e *Matrix Pencil*(LIU; QUINTERO; VENKATASUBRAMANIAN, 2007). Entre tais métodos citados é difícil apontar aquele que fornece resultados mais precisos para estimação do amortecimento do

modo eletromecânico, sendo que isso irá depender muito do caso que estiver sob análise e dos parâmetros escolhidos para estimação (TRUDNOWSKI; PIERRE, 2009).

4.1.2 Mode-Meter Blocks

Diferente da categoria de *ringdown*, os métodos baseados em dados ambientes são aplicados em qualquer porção do sinal, tanto em meio com variações ambiente, quanto na resposta transitória do sistema, ou ainda, até mesmo nas duas situações quando combinadas (TRUDNOWSKI; PIERRE, 2009). Tal abordagem se fundamenta no fato de que o sistema está sujeito a constantes mudanças aleatórias, de modo que, tais variações típicas podem estimular os modos eletromecânicos (PIERRE; TRUDNOWSKI; DONNELLY, 1997).

As técnicas de estimação em dados ambientes podem ser realizadas tanto no domínio do tempo quanto no domínio da frequência. No domínio do tempo, as técnicas são aplicadas diretamente nos dados amostrados enquanto no domínio da frequência é necessário, inicialmente, o cálculo da função de densidade espectral da potência do sinal (TRUD-NOWSKI; PIERRE, 2009). O primeiro método que se tem relato que usa dados ambientes foi apresentado por HAUER; CRESAP (1981), o qual é realizada no domínio da frequência. Nessa abordagem inicialmente estima-se a função de densidade espectral da potência através do método *Welch periodigram averaging*, o qual é um dos métodos mais utilizados para esse fim. Assim, através da função espectral, na análise no domínio da frequência, os modos dominantes podem ser vistos (usualmente) como picos na função espectral estimada (TRUDNOWSKI; PIERRE, 2009; MESSINA, 2009).

Ainda as técnicas de estimação modal em dados ambientes podem ser divididas nas que utilizam blocos de dados e nas recursivas:

a) Bloco de dados: Nos algoritmos dentro dessa categoria, os modos são estimados a partir de uma janela de dados, de modo que, para cada nova janela de dados uma nova estimação é realizada. Por exemplo, suponha que esteja sendo utilizada uma janela de dados de 5 minutos. Para cada conjunto de dados, um único conjunto de modos é calculado, de forma que todos os dados num conjunto são igualmente

ponderados. Assim a estimativa do novo conjunto de modos pode ser calculada quantas vezes for necessária. Entretanto, cada cálculo requer cinco minutos dos dados mais recentes (TRUDNOWSKI et al., 2008).

b) Algoritmos recursivos: Nos métodos recursivos, os modos estimados são atualizados a cada nova amostra considerada. Assim, uma nova estimativa é realizada a partir da combinação da nova amostra com aquelas obtidas na estimação anterior. Com intuito de atribuir pesos menores as amostras adquiridas anteriormente, um fator de esquecimento é adotado (TRUDNOWSKI et al., 2008).

Antes de prosseguir com o capítulo, é importante destacar que as técnicas de estimação modal adotadas nesse trabalho são classificadas como técnicas de *ringdown analysis*, uma vez que há necessidade de aplicar uma perturbação no sistema, de forma que essa provoque uma resposta transitória do mesmo, para que tais técnicas sejam aplicadas. Ainda, é possível observar que ambas utilizam blocos de dados para realizar a estimação, ou seja, trabalham sobre janelas. Outro ponto a se enfatizar consiste no fato de que nesse trabalho, diferente das pesquisas mencionadas nessa seção, as técnicas são aplicadas a dados adquiridos via simulações sobre um modelo e não medidas adquiridas de um sistema real. Trabalhar com medidas de sistemas reais é um dos passos futuros para continuação desse trabalho.

4.2 Método de Prony

O método de Prony é uma técnica que estima um modelo para os dados amostrados de um sinal, através de uma combinação linear de exponenciais complexas (MARPLE, 1987). A partir desse modelo, o método permite extrair informações valiosas sobre a composição modal do sinal, sendo que no caso desse trabalho, isso possibilita identificar de forma direta a frequência, o amortecimento, a fase e amplitude da oscilação associada ao modo eletromecânico.

O método de Prony é uma técnica antiga, tendo sido introduzida há mais de 200 anos atrás. Mais precisamente, foi desenvolvida originalmente em 1795 por Gaspard Riche, Barão de Prony, o qual apresentou em seu trabalho que as leis que governam a expansão de vários gases podem ser representadas por uma soma de senoides amortecidas (MARPLE, 1987). Em seu conceito original somente 2p amostras deveriam ser utilizadas para estimar o modelo de exponenciais amortecidas, considerando p como a ordem do modelo. Aprimoramentos foram realizados na técnica, de forma que a sua versão mais moderna faz uso do método de mínimos quadrados. Com isso, uma quantidade maior de amostras pode ser utilizada no ajuste do modelo (número de amostras > 2p).

Conforme já comentado na seção anterior, um dos primeiros relatos do uso dessa técnica para estimação dos modos eletromecânicos do SEP foi em (HAUER; DEMEURE; SCHARF, 1990). Ao longo desses anos, diferentes trabalhos foram desenvolvidos em torno desse método, os quais permitem realizar ajustes sobre o procedimento de aplicação dessa técnica com intuito de que a mesma forneça resultados mais precisos. Por exemplo, os trabalhos em (KUMARESAN; TUFTS; SCHARF, 1984; HAUER, 1991) fornecem informações sobre a ordem do modelo a ser adotado para realizar a análise de Prony, assim como o trabalho em (GRUND et al., 1993), que apesar de ter seu foco em uma comparação entre o método de Prony e a técnica de análise autovalores e autovetores, o mesmo também discute qual a porção do sinal sobre a qual a técnica de Prony deve ser aplicada. Além disso, aprimoramentos também foram realizados sobre a técnica, como em (TRUDNOWSKI; JOHNSON; HAUER, 1999), o qual permitiu que a mesma fosse aplicada a múltiplos sinais de saída.

Em diversos trabalhos presentes na literatura verifica-se uso da análise de Prony. Quanto aos trabalhos relacionados ao SEP, conforme já comentado, as principais pesquisas estão relacionados a identificação de modos eletromecânicos de baixa frequência (JOHN-SON; ZARAFONITIS; CALLIGARIS, 2000; HAUER, 1991; HAUER; DEMEURE; SCHARF, 1990; ZHAO et al., 2009), tornando-se o seu uso um paradigma na extração de modos eletromecânicos mal amortecidos para análise da estabilidade do sistema a pequenas perturbações. A técnica também é aplicada no ajuste de PSS, sendo inicialmente proposta para tal uso em (TRUDNOWSKI et al., 1991). Entre outras aplicações, o método também é adotado para identificação de funções transferências do sistema como em (OKAMOTO et al., 1996; SMITH et al., 1993).

Na subseção a seguir é apresentada a descrição matemática original do método de

Prony, e as etapas necessárias para sua implementação. Ajustes e melhorias que podem ser realizados sobre essa técnica são citadas em sequência.

4.2.1 Formulação do método de Prony

Conforme inicialmente introduzido, um dado sinal com período de amostragem T fixo pode ser representado por um modelo composto por uma soma de exponenciais ponderadas através do método de Prony. Tal modelo é formado por polos e resíduos que, conjuntamente, constituem a composição modal do sinal (HAUER; DEMEURE; SCHARF, 1990).

Considere um sistema linear invariante no tempo, como apresentado no capítulo 3 e suponha que esse sistema tenha sido levado a um estado inicial $\Delta x(t_0) = \Delta x_0$ no tempo t_0 , através da aplicação de uma determinada perturbação. Se a entrada é removida e não existem outras entradas ou perturbações subsequentes, o sistema irá responder de acordo com a seguinte equação diferencial:

$$\Delta \dot{x}(t) = A \Delta x(t) \tag{4.1}$$

Admita que $\lambda_i, \phi_i, \psi_i^T$ sejam respectivamente os autovalores, autovetores à direita e à esquerda associados à matriz A. A solução para equação (4.1) no tempo é dada por:

$$\Delta x(t) = \sum_{i=1}^{n} (\psi_i^T x_0) \varphi_i e^{\lambda_i t}$$
(4.2)

$$=\sum_{i=1}^{n} R_i \Delta x_0 e^{\lambda_i t} \tag{4.3}$$

em que R_i corresponde a matriz de resíduos do sistema. A parcela correspondente a $(\psi_i^T \Delta x_0)$ determina o estímulo associado ao modo λ_i . Já o autovetor à direita, φ_i , é que irá determinar a distribuição modal entre os componentes de x (HAUER; DEMEURE; SCHARF, 1990).

Supondo ainda que, por simplificação, o sistema seja composto por apenas um saída,

e lembrando que u(t) = 0, obtém-se a seguinte expressão para a saída do sistema:

$$\Delta y(t) = C \Delta x(t) \tag{4.4}$$

$$=C\sum_{i=1}^{n}R_{i}\Delta x_{0}e^{\lambda_{i}t}$$
(4.5)

Através da aplicação do método de Prony e suas extensões é possível estimar diretamente os parâmetros dos termos exponenciais da equação (4.5), através de um ajuste de curva ao sinal de saída monitorado $\Delta y(t)$.

Antes de dar sequência a formulação do método de Prony, vale ressaltar que a partir desse instante no texto, por questões de simplificação da escrita, a notação Δ será omitida.

Considere um sinal x(n) representado por N amostras x(1), ..., x(N). O método de Prony irá estimar x(n) a partir de um modelo formado por uma soma de p exponenciais complexas (MARPLE, 1987) a partir da seguinte equação,

$$\hat{x}(n) = \sum_{k=1}^{p} A_k e^{[(\sigma_k + j2\pi f_k)(n-1)T + j\theta_k]}$$
(4.6)

para $1 \le n \le N$, sendo que:

- $\circ \ k$ refere-se a k-ésima exponencial complexa que compõe o modelo.
- $\circ \ p$ corresponde ao número total de exponenciais que compõe o modelo, ou seja, a ordem do modelo
- A_k corresponde a amplitude da exponencial complexa;
- f_k indica as frequências em Hz;
- σ_k indica a taxa de decaimento;
- ϕ_k corresponde as fases iniciais em rad;

lembrando que x(n) é o sinal de interesse discretizado e $\hat{x}(n)$ é o sinal estimado, que vai ser adquirido por meio do modelo.

Com o intuito de desenvolver o método de Prony, a equação (4.6) pode ser reescrita

da seguinte forma:

$$\hat{x}(n) = \sum_{k=1}^{p} h_k z_k^{n-1}$$
(4.7)

sendo que:

$$h_k = A_k e^{j\theta_k} \tag{4.8}$$

$$z_k = e^{\left[(\alpha_k + j2\pi f_k)T\right]} \tag{4.9}$$

Observando a equação (4.7) verifica-se que o principal objetivo do método consiste em encontrar os valores de h_k e z_k que permitam que $\hat{x}(n)$ seja igual a x(n) para todas as amostras que compõem o sinal de interesse. Para uma visão de como isso pode ser feito, a equação (4.7) é desenvolvida para cada amostra que compõe o sinal. Escrevendo (4.7) em formato matricial, obtém-se:

$$\begin{bmatrix} z_1^0 & z_2^0 & \dots & z_p^0 \\ z_1^1 & z_2^1 & \dots & z_p^1 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ z_1^{p-1} & z_2^{p-1} & \dots & z_p^{p-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \\ \vdots \\ h_p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x(0) \\ x(1) \\ \vdots \\ x(p) \end{bmatrix}$$
(4.10)

Analisando a equação (4.10), nota-se que a equação matricial possui apenas p linhas e 2p parâmetros a serem determinados. Assim apenas com a utilização da equação (4.10)não é possível estimar todos os parâmetros desejados.

A grande contribuição de Prony foi perceber que a chave para resolver essa questão é reconhecer que a equação (4.7) é a solução para uma equação a diferenças linear homogênea com coeficientes constantes. Para encontrar a forma dessa equação a diferenças, primeiramente é definido o polinômio $\phi(z)$, o qual possui como suas raízes as exponenciais z_k , definidas em (4.9). Tal polinômio é dado por (MARPLE, 1987):

$$\phi(z) = \prod_{k=1}^{p} (z - z_k) = \sum_{m=0}^{p} a(m) z^{p-m}$$
(4.11)

sendo que a(m) são coeficientes complexos e a(0)=1.

Deslocando os índices da equação (4.7), de n para n-m, e multiplicando os dois lados da equação por a(m), obtém-se:

$$a(m)x(n-m) = a(m)\sum_{k=1}^{p} h_k z_k^{n-m-1}$$
(4.12)

Desenvolvendo a equação (4.12) para cada valor de m, a(0)x(n), ..., a(m-1)x(n-m+1), e somando esses produtos tem-se:

$$\sum_{m=0}^{p} a(m)x(n-m) = \sum_{i=0}^{p} h_i \sum_{m=0}^{p} a(m)z_i^{n-m-1}$$
(4.13)

a qual é somente válida para $p+1 \le n \le 2p$. Fazendo a substituição $z_i^{n-m-1} = z_i^{n-p} z_i^{p-m-1}$ na equação (4.13), tem-se (MARPLE, 1987):

$$\sum_{m=0}^{p} a(m)x(n-m) = \sum_{i=0}^{p} h_i z_i^{n-p} \sum_{m=0}^{p} a(m)z_i^{p-m-1} = 0$$
(4.14)

Note que o lado direito de (4.14) é o polinômio definido por (4.11), avaliado para cada uma de suas raízes z_k , o que leva o somatório ter zero como resultado. Observe também que a função (4.14) é a equação linear homogênea a diferenças cuja solução é dada pela equação (4.11). Assim, o polinômio (4.11) é a equação característica associada à equação a diferenças linear homogênea (4.14)(MARPLE, 1987).

Lembrando que o somatório do lado direito da equação (4.14) resulta em 0, essa equação pode ser escrita matricialmente com dimensão pxp da seguinte forma:

$$\begin{pmatrix} x(p) & x(p-1) & \dots & x(1) \\ x(p+1) & x(p) & \dots & x(2) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ x(2p-1) & x(2p-2) & \dots & x(p) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a(1) \\ a(2) \\ \vdots \\ a(p) \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} x(p+1) \\ x(p+2) \\ \vdots \\ x(2p) \end{pmatrix}$$
(4.15)

Como as amostras do sinal são conhecidas, solucionando a equação (4.15) é possível obter os coeficientes a(m), para m = 1,...,p. Assim, de posse dos valores de a(m), a equação (4.11) é também resolvida fornecendo os valores das raízes $z_1, ..., z_p$ do polinômio característico.

Através, então, dessas raízes da equação característica a taxa de decaimento σ_k e a frequência f_k presentes na equação (4.6) podem ser calculados através das seguintes expressões (MARPLE, 1987):

$$\sigma_k = \frac{\ln|z_k|}{T} \tag{4.16}$$

$$f_k = \frac{1}{2\pi T} \operatorname{arctg} \left[\frac{\operatorname{Im}\{z_k\}}{\operatorname{Re}\{z_k\}} \right]$$
(4.17)

O processo continua com a substituição dos valores das raízes $z_1, ..., z_p$ na equação (4.10), de modo que, os valores dos coeficientes complexos h_k são obtidos. Por fim, através dos valores de h_k é possível adquirir as amplitudes A_k e as fases iniciais ϕ_k através das equações (MARPLE, 1987):

$$A_k = |h_k| \tag{4.18}$$

$$\theta_k = \operatorname{arctg}\left[\frac{\operatorname{Im}\{h_k\}}{\operatorname{Re}\{h_k\}}\right] \tag{4.19}$$

De acordo com o que foi exposto, observa-se que a aplicação do método de Prony pode ser resumida, de forma geral, em três passos (HAUER; DEMEURE; SCHARF, 1990):

- 1° Passo) Construir um Modelo de Predição Linear Discreta (MPLD) que se ajuste ao sinal;
- 2º Passo) Encontrar as raízes do polinômio característico associado ao MPLD desenvolvido no passo anterior;
- 3° **Passo**) Usando as raízes calculadas no **passo 2** e as frequências modais complexas para o sinal, determinar a amplitude e a fase inicial de cada modo.

4.2.2 Extensões e Melhorias do método de Prony

Conforme citado na introdução desse capítulo, ao longo dos anos o método de Prony veio passando por modificações e melhorias. De acordo com o que já foi comentado na seção 4.2, no trabalho de TRUDNOWSKI; JOHNSON; HAUER (1999), uma extensão para o método de Prony é apresentada. Em geral, o SEP apresenta uma dimensão n sendo composto por diversos geradores, de modo que o sistema apresente múltiplas saídas. Para o conceito original de Prony ser aplicado, cada sinal de saída deve ser analisado individualmente, ou seja, é necessário executar o algoritmo n vezes (dada a existência de n sinais a serem processados) para cada sinal de maneira independente. Assim, o trabalho apresentado em TRUDNOWSKI; JOHNSON; HAUER (1999), tornou possível encontrar a partir da análise de vários sinais apenas um conjunto modal, diferentemente do conceito original que analisa um sinal por vez. Essa extensão possibilitou uma significativa melhora na precisão da estimação dos modos e também simplificou os passos da abordagem básica.

Além disso, ao longos dos anos alguns ajustes foram estabelecidos sobre a técnica para que a mesma forneça resultados precisos em diferentes situações, como, por exemplo, com relação a ordem do modelo, em que observou-se que melhores resultados são obtidos quando se adota uma ordem superior àquela esperada para o sinal de interesse, entretanto, a mesma não deve ser superior ao limite N/2 (quando se considera um sinal composto por N amostras) (KUMARESAN; TUFTS; SCHARF, 1984). Outro ponto que merece destaque é com relação a porção do sinal na qual a técnica deve ser aplicada. O método de Prony pode fornecer resultados inadequados na estimação modal caso características de comportamento não linear do SEP estiverem presentes no sinal monitorado. Assim, os dados iniciais do sinal sob análise que correspondem ao período logo após a aplicação da perturbação no sistema devem ser descartados. Apenas a "cauda" do sinal (ou *tailend*, em inglês) deve ser considerado na janela de observação do sinal (TRUDNOWSKI; JOHNSON; HAUER, 1999).

A principal deficiência do método de Prony é a alta sensibilidade do mesmo ao ruído. Assim uma alta relação sinal-ruído permitem que resultados mais precisos sejam obtidos.

4.3 Método ESPRIT

O método ESPRIT é baseado na decomposição do sinal em análise em uma soma de senoides amortecidas, de modo semelhante ao método de Prony (BOLLEN; GU, 2006), juntamente com um ruído aditivo branco. Neste trabalho, a decomposição do sinal é feita no subespaço do do sinal efetivo, de forma que o subespaço do ruído não está presente, para assim realizar as estimações sem a influência deste. Para isso, o método ESPRIT utiliza a teoria da decomposição em subespaços, decompondo um dado sinal em dois subespaços de funções mutuamente ortogonais, um destes representando o ruído presente no sinal e o outro representando efetivamente o sinal, sendo que nesse subespaço do sinal efetivo é que se realiza a estimativa do modelo (BOLLEN; GU, 2006).

O método ESPRIT realiza essa decomposição do sinal em subespaços a partir dos autovetores da matriz de autocorrelação do sinal, a qual será mostrada mais adiante. Os autovetores dessa matriz são divididos de forma a representarem respectivamente autovalores de maior e menor módulo. Os autovalores de maior módulo possuem autovetores que definem o subespaço efetivo do sinal, enquanto os de menor módulo possuem autovetores que definem o subespaço de ruído (BOLLEN; GU, 2006).

Pode-se verificar que esse método, assim como na análise Prony, fundamenta-se na decomposição do sinal em uma soma de senóides amortecidas. A diferença entre os dois métodos consiste na forma de aproximação para obtenção do modelo. Diferente da técnica de Prony, no método ESPRIT a estimativa dos parâmetros do sinal é formulada como um problema de autovetores generalizados, aplicados a matrizes de autocorrelação e correlação cruzada dos dados do sinal (DAFIS; NWANKPA; PETROPULU, 2000).

Os primeiros relatos do uso da técnica ESPRIT são encontrados nos trabalhos de (ROY; KAILATH, 1989; PAULRAJ; ROY; KAILATH, 1985), onde a técnica veio como um aprimoramento da técnica já existente *Multiple Signal Classification* MUSIC. Na literatura verifica-se que o método ESPRIT tem sido amplamente aplicado para analisar fenômenos transitórios relacionados à qualidade de energia (BOLLEN; STYVAKTAKIS; GU, 2005; TJADER et al., 2008), assim como na identificação de harmônicos e interharmônicos de um SEP (GU; BOLLEN, 2008) e como em uma das etapas para determinação de índices de qualidade de energia de um SEP(ZOLFAGHARI et al., 2010).

Na sequência a formulação matemática do método ESPRIT, com as etapas necessárias para sua implementação são descritas.

4.3.1 Formulação do método ESPRIT

Para aplicação do método ESPRIT, suponha que um sinal amostrado possa ser representado pela equação:

$$z(t_k) = \sum_{i=1}^{p} A_i e^{\sigma_i t_k} \cos(2\pi f_i t_k + \phi_i t_k) + e(t_k)$$
(4.20)

sendo que:

- t_k corresponde ao instante de tempo associado ao passo k;
- A_i corresponde à amplitude da senoide complexa;
- f_i indica a frequência de cada senoide complexa;
- σ_i indica o fator de amortecimento de cada senoide complexa;
- $\circ ~~\phi_i$ corresponde à fase de cada senoi
de complexa;
- p corresponde ao número de senoides que foram utilizadas para o ajuste ao sinal;
- \circ e corresponde a algum tipo de erro que possa estar presente no sinal;

Assumindo que o número de senoides p é conhecido, a técnica ESPRIT pode ser aplicada ao sinal através das seguintes etapas (BOLLEN; STYVAKTAKIS; GU, 2005):

1° **Passo)** Para um sinal $y(t_k) = \begin{bmatrix} z(t_k) & \dots & z(t_{k+M-1}) \end{bmatrix}^T \operatorname{com} (M > p)$, a estimativa amostral correspondente a matriz de covariância R é calculada pela equação abaixo:

$$R = \frac{1}{M} \sum_{t_k=1}^{M} y(t_k) y^T(t_k)$$
(4.21)

- 2° **Passo**) Os autovalores λ_i e os correspondentes autovetores s_i da matriz R são calculados. Após calculados, os autovalores são organizados em ordem decrescente.
- 3° **Passo**) Considerando os primeiros p autovetores os quais estão associados p maiores

autovalores, a matriz S é formada por:

$$S = \left[\begin{array}{ccc} s_1 & \dots & s_p \end{array} \right] \tag{4.22}$$

sendo que a matriz $S_1, ..., S_p$ são parâmetros de um conjunto de funções que formam uma base para o subespaço efetivo do sinal (BOLLEN; GU, 2006). Através da mesma, as matrizes S_1 e S_2 são construídas:

$$S_1 = \begin{bmatrix} I_{M-1} & 0 \end{bmatrix} S \tag{4.23}$$

$$S_2 = \begin{bmatrix} 0 & I_{M-1} \end{bmatrix} S \tag{4.24}$$

sendo que I_{M-1} é a matriz identidade com dimensão(M-1)x(M-1).

4° **Passo)** Os autovalores da matriz $\psi = (S_1^T S_1)^{-1} S_1^T S_2$ são encontrados. A partir dos seus autovalores $(c_1, ..., c_p)$ as frequências f_i e os fatores de amortecimento de cada senoide são determinados por meio das equações abaixo (BOLLEN; GU, 2006):

$$f_i = \frac{angulo(c_i)}{2\pi\Delta t} \tag{4.25}$$

$$\sigma_i = -\frac{\ln(|c_i|)}{\Delta t} \tag{4.26}$$

sendo que Δt é o período de amostragem do sinal utilizado.

Para calcular os outros parâmetros da equação 4.20, o seguinte sistema é resolvido utilizando N amostras do sinal (N > M):

$$X = V \mathbf{H} \tag{4.27}$$

sendo,

$$V = \begin{pmatrix} 1 & 1 & \dots & 1 \\ c_1 & c_2 & \dots & c_p \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ c_1^{N-1} & c_2^{N-1} & \dots & c_p^{N-1} \end{pmatrix}$$

$$X = \begin{pmatrix} z(t_0) & z(t_1) & \dots & z(t_{N-1}) \end{pmatrix}^T$$
(4.29)

$$\mathbf{H} = \left(\begin{array}{ccc} h_1 & h_2 & \dots & h_p\end{array}\right)^T \tag{4.30}$$

e solucionando a equação (4.27) por mínimos quadrados:

$$H = (V^{H}V)^{-1}V^{H}X (4.31)$$

A partir, então, dos elementos de H, a amplitude de cada senoide A_i é calculada através da equação:

$$A_i = 2h_i \tag{4.32}$$

e a fase inicial, ϕ_i , da senoide é dada por:

$$\phi_i = angulo(h_i) \tag{4.33}$$

4.4 Comparação das ferramentas de estimação no trabalho proposto

Para que as técnicas de estimação apresentadas sejam aplicadas nesse trabalho é necessário que uma estrutura seja adotada para que as mesmas consigam identificar o modo eletromecânico e os resultados possam ser comparados. Assim, nessa seção todo o procedimento necessário, desde a aquisição do sinal até a extração do modo eletromecânico, é descrito na sequência.

1) Aquisição dos Dados

Nesta etapa o objetivo principal consiste em amostrar a resposta do sinal de interesse, no qual as oscilações eletromecânicas devem ser observadas, quando uma perturbação é aplicada no sistema. Neste trabalho, a variável escolhida para a amostragem é a velocidade do gerador síncrono distribuído. Com intuito de realizar essa amostragem, simulações não lineares são realizadas no *software* ATP sobre um sistema desequilibrado onde foi conectado um gerador síncrono distribuído. Neste estágio, cada ponto adquirido com a simulação não-linear é considerado como amostra do sinal.

2) Pré-processamento do Sinal

Após a aquisição dos dados é necessário realizar um tratamento dos mesmos para que as técnicas de estimação possam ser aplicadas. Inicialmente os dados devem ser filtrados, já que as oscilações eletromecânicas possuem baixas frequências (normalmente entre 0.5 e 10 Hz (KUNDUR, 1994)) enquanto que o sinal de velocidade apresenta além dos modos eletromecânicos componentes de frequências superiores (como, por exemplo, a oscilação com o dobro da fundamental do sistema na velocidade, em torno de 120 Hz). É necessário, então, remover tal oscilação, já que a mesma não é de interesse para o estudo em questão. Neste trabalho, um filtro *Butterworth* de 4^a ordem com frequência de corte de 40 Hz foi adotado para eliminar as componentes de alta frequência do sinal.

Com intuito de ilustrar essa etapa, a figura (4.1) mostra a variável amostrada (no caso a velocidade do gerador síncrono distribuído) antes e depois dos dados serem filtrados. Nota-se que a componente de 120 Hz decorrente do desbalanço é completamente removida do sinal de velocidade com aplicação do filtro *Butterworth*.



Figura 4.1: Sinal de velocidade angular do rotor antes e após a filtragem

Ainda com relação ao pré-processamento do sinal, observa-se que o sinal adquirido por meio das simulações contém um número excessivo de pontos para que as técnicas de estimação sejam aplicadas, já que todos os pontos adquiridos via simulação foram armazenados. Um número tão grande de pontos gera dificuldades numéricas para ser processado, de modo que a reamostragem do sinal se faz necessária. Dessa forma, nessa etapa da estrutura o sinal é subamostrado.

3) Aplicação das técnicas de estimação

Após a realização do pré-processamento, ainda é necessário determinar sobre qual janela do sinal as técnicas de estimação serão aplicadas para identificação do modo eletromecânico. Para que as técnicas forneçam resultados mais precisos, somente a porção do sinal correspondente ao comportamento predominantemente linear do sistema deve ser levada em consideração, de modo que o período imediatamente após a aplicação da falta (o qual é normalmente influenciado pelo comportamento não linear do sistema) é removido do sinal amostrado. Apenas a "cauda" do sinal deve ser usada no processo de estimação modal, garantindo que as amostras desse sinal tenham um comportamento essencialmente linear. Vale ressaltar que a escolha do instante adequado que caracterize esse cauda é um processo empírico, envolvendo o julgamento do engenheiro sobre qual porção é mais apropriada.

Após esse estágio, o sinal encontra-se adequado para aplicação da técnica de estimação modal. Conforme já comentado anteriormente, um número maior de modos são resultantes da aplicação da técnica, sendo, então, necessário identificar dentre tais modos qual corresponde à oscilação eletromecânica. Para isso, um conjunto de regras empíricas são aplicadas para identificar tal oscilação. Vale ressaltar, também, que para sistemas com mais de uma máquina atuando em paralelo pode haver mais de um modo eletromecânico. No entanto, como será mostrado no capítulo 5, somente um modo eletromecânico é identificado já que, nesse trabalho foi utilizado um sistema máquina contra barramento infinito.

O conjunto de regras adotado para a identificação dos modos eletromecânicos é descrito a seguir:

1. Excluir dos resultados as senoides com frequência fora da faixa entre 0.1-10 Hz, ou seja, trabalhar somente com valores típicos de frequência das oscilações eletromecânicas;

- 2. Do conjunto resultante, excluir senoides com amplitude extremamente baixa;
- 3. Por fim, dentre os modos resultantes, excluir aqueles com alto fator de amortecimento, uma vez que, para esse estudo, as oscilações eletromecânicas de baixo fator de amortecimento são as de interesse.

4) Comparação dos resultados obtidos por meio das técnicas

De posse dos resultados obtidos pelas duas técnicas, torna-se possível compará-las. Isso possibilita verificar qual a técnica mais adequada para a identificação do modo eletromecânico.

Na figura 4.2 abaixo é possível analisar o fluxograma de passos para aplicação do método de forma compacta. Pretende-se com esse procedimento, que os modos eletromecânicos sejam extraídos corretamente do sinal de velocidade angular e que portanto a análise da estabilidade do sistema a pequenas pertubações possa ser efetuada.



Figura 4.2: Fluxograma para aplicação dos métodos de estimação modal

Capítulo 5

Resultados

De acordo com a metodologia exibida na seção 4, nesse capítulo são apresentados os resultados obtidos com a aplicação das técnicas de estimação modal para extração do modo eletromecânico em sistemas desequilibrados. Os resultados das simulações escolhidos para serem apresentados nesse capítulo visam dar suporte as conclusões adquiridas com o esse trabalho, e podem ser divididos em três grupos:

- Resultados referentes à validação cruzada entre as duas técnicas de estimação modal considerando um sistema balanceado;
- Avaliação da taxa de amortecimento do sistema à medida que o nível de desequilíbrio é incrementado;
- Avaliação da taxa de amortecimento após a inserção do controlador do tipo PSS em um sistema com desbalanço de carga.

Entretanto, antes de apresentar os resultados uma breve explanação sobre o sistema em estudo e o critérios adotados nas simulações, assim como detalhes da modelagem, são apresentados.

5.1 Cenário do Estudo

Os sistemas-teste em estudo neste trabalho são resultantes de uma versão simplificada de sistema distribuição localizado no interior de estado de São Paulo, cujos dados foram obtidos em (ABREU, 2005). Esse sistema, representado na figura 5.1 caracteriza uma típica aplicação de GD no Brasil, onde estão presentes diversos esquemas de cogeração utilizando máquinas síncronas em usinas de cana-de-açúcar. Os dados desse sistema e de seus controladores encontram-se em (ABREU, 2005) como também no apêndice A desse trabalho.



Figura 5.1: Diagrama unifilar do sistema completo sobre estudo

Para a obtenção do sistema em estudo foram realizadas simplificações sobre o sistema completo. Primeiramente foi obtido o equivalente de Thèvenin do sistema completo visto da barra 806. A partir desse equivalente foi conectado um gerador síncrono e uma carga no barramento 807 dando origem ao sistema em estudo, o qual consiste basicamente em uma máquina contra um barramento infinito como está representado pela figura 5.2.



Figura 5.2: Diagrama unifilar do sistema equivalente

Conforme já mencionado nos capítulos anteriores foram utilizados basicamente duas

configurações para obtenção dos resultados, compondo dessa forma dois sistemas testes sobre o equivalente de Thévenin construído. O sistema teste 1 (assim chamado no restante desta dissertação) tem como característica principal a presença de um gerador síncrono de pólos lisos acoplado a uma turbina a vapor contra um barramento infinito. Tal sistema tem o objetivo de representar uma das formas mais típicas de geração distribuída no estado de São Paulo: a cogeração de energia através do bagaço de cana-de-açúcar. Com intuito também de obtermos resultados relativos a outra forma de geração distribuída que também é bastante presente no Brasil, um gerador síncrono de pólos salientes acoplado a uma turbina hidráulica é conectado ao barramento infinito, dando origem ao chamado sistema teste 2, o qual representa as pequenas centrais hidrelétricas conectadas ao sistema de distribuição.

5.2 Critério Adotado

Para a realização das simulações foi feita a modelagem do sistema no *software* ATP, com o auxílio da interface do ATPDraw. Os reguladores utilizados foram respresentados no ATP através da linguagem MODELS (DUBE, 1996). Com relação à modelagem das cargas, vale destacar que os dados originais do sistema em estudo correspondem a condições balanceadas.

Assim, para a obtenção do conjunto de resultados no sistema com desequilíbrio de carga, um critério para desbalanço das cargas foi utilizado. Esse critério é baseado em um fator de desequilíbrio l, sendo que o mesmo também foi adotado no trabalho de SALIM (2011). A idéia principal desse critério consiste em aplicar o desbalanço em pares combinados de fases, mantendo a potência trifásica da carga igual à do caso balanceado. Matematicamente essa relação pode ser descrita da seguinte forma,

$$S_{il} = (1+l)S_{1\phi} \tag{5.1}$$

$$S_{dl} = (1 - l)S_{1\phi} \tag{5.2}$$

$$S_{ul} = S_{1\phi} \tag{5.3}$$

em que:

- o $S_{1\phi}$: corresponde à potência aparente monofásica consumida pela carga no caso balanceado;
- S_{il} : corresponde à potência aparente monofásica que é incrementada com relação ao caso balanceado durante a simulação do caso desequilibrado;
- S_{dl} : corresponde à potência aparente monofásica que é decrementada com relação ao caso balanceado durante a simulação do caso desequilibrado;
- S_{ul} : corresponde à potência aparente da fase na qual o valor não é alterado com relação ao caso balanceado durante a simulação do caso desequilibrado;

Devido ao fato de que a potência aparente trifásica permanece constante, é possível comparar o comportamento do sistema equilibrado consumindo uma determinada potência com o comportamento do sistema desequilibrado consumindo a mesma potência, o que torna possível avaliar a influência do nível de desequilíbrio.

De acordo com os resultados adquiridos durante a pesquisa, um segundo critério foi adotado para criar condições de desequilíbrio no sistema, o qual é aplicado sobre a tensão na barra infinita. O mesmo utiliza as mesmas relações matemáticas apresentadas nas equações 5.1, entretanto a variável a ser modificada é tensão em cada fase do sistema:

$$V_{il} = (1+l)V_{1\phi} (5.4)$$

$$V_{dl} = (1 - l)V_{1\phi} \tag{5.5}$$

$$V_{ul} = V_{1\phi} \tag{5.6}$$

em que, $V_{1\phi}$ corresponde à tensão de cada fase da barra infinita para o caso equilibrado e V_{il} , V_{dl} e V_{ul} correspondem respectivamente à tensão monofásica que é incrementada, à tensão monofásica que é decrementada e à tensão monofásica que permanece constante, todos relativas a barra infinita. Quanto aos critérios para a escolha da ordem p do modelo, basicamente, esta é escolhida através da comparação dos resultados obtidos via modelo linearizado e os adquiridos com a aplicação da técnicas de estimação modal. A ordem adotada é aquela para a qual os resultados obtidos pelos dois métodos (no caso as técnicas de estimação modal e o modelo linearizado) sejam mais próximas. Abaixo segue a descrição completa do critério para a escolha da ordem:

- Calcula-se os autovalores do sistema para o caso balanceado, com o auxílio do software PacDyn (CEPEL, 2011);
- Identifica-se entre os autovalores provenientes do modelo linearizado qual aquele correspondente ao modo eletromecânico;
- 3. Através dos arquivos de dados adquiridos via software ATP, aplica-se as técnicas de estimação, variando a ordem p das mesmas até encontrar uma ordem p que proporcione um resultado mais próximo ao do modelo linear;
- Altera-se o valor da ordem p encontrada no passo anterior de forma a verificar se tal variação provoca modificações bruscas nos resultados;
- Uma vez determinada a ordem para o caso balanceado, a mesma é adotada para os casos desequilibrados.

5.3 Análise de um Caso Passo-a-Passo

Inicialmente, antes de apresentar os resultados da comparação das técnicas propriamente ditas, um caso passo-a-passo é analisado para que a metodologia apresentada na seção 4.4 fique mais clara.

O sistema em estudo escolhido para o exemplo corresponde ao sistema 2 com a seguinte configuração:

- O gerador está equipado com um regulador de velocidade;
- O gerador está injetando no sistema uma potência de 9MW;

• Uma carga trifásica de 7.8 MW é inserida na barra 807 do sistema (a mesma barra na qual está localizado o gerador).

5.3.1 Aquisição de Dados

Simulações não lineares foram realizadas no *software* ATP a fim de adquirir o comportamento dinâmico do sistema sob análise. Com intuito de estimular o modo eletromecânico uma pequena perturbação é aplicada no sistema através de uma falta trifásica na barra 807, com uma alta resistência de falta $r_f = 150 \ \Omega$ e duração de 30 ms, no instante t =10s.

Na figura 5.3 é exibida a resposta da velocidade angular do gerador após a falta trifásica ser aplicada no sistema. Observa-se na resposta da velocidade angular do rotor a presença da oscilação com frequência igual a duas vezes a frequência fundamental (a qual é decorrente do desequilíbrio), mesmo quando o sistema atinge o regime permanente. Para ficar ainda mais claro a presença dessa oscilação em toda resposta do sistema, as figuras 5.4 e 5.5 são apresentadas. A primeira corresponde a ampliação da figura 5.3 no intervalo de tempo de 13 a 14 segundos do sinal, sendo possível visualizar na mesma a oscilação em uma porção transitória da resposta do sistema. Já a figura 5.5 corresponde ao intervalo de 27 a 28 segundos da figura 5.3, a qual mostra a presença da oscilação na resposta do sistema quando esse atinge o regime permanente.

5.3.2 Pré-Processamento do Sinal

Nesse estágio é realizada tanto a filtragem quanto a subamostragem do sinal. Assim com aplicação de ambos procedimentos, a resposta adquirida é mostrada na figura 5.6, em que é possível notar que após aplicação do filtro do sinal, a oscilação sustentada decorrente do desequilíbrio do sistema é completamente removida.

Ainda vale ressaltar que apesar dessa oscilação sustentada ser removida do sinal, as técnicas de estimação modal são capazes de identificar essa componente de segunda harmônica (neste caso 120 Hz) sem prejudicar a identificação do modo eletromecânico, de forma que dentre o conjunto de exponenciais complexas que constituem o modelo, uma



Figura 5.3: Velocidade angular do rotor após falta trifásica com fator de desequilíbrio l = 50 %



Figura 5.4: Janela ampliada da figura 5.3 para o intervalo de 13 a 14 segundos



Figura 5.5: Janela ampliada da figura 5.3 para o intervalo de 27 a 28 segundos

das exponenciais complexas seria representativa da oscilação sustentada. Entretanto, para esse trabalho, a remoção da componente de segunda harmônica ainda é adotada por essa componente não ser de interesse do estudo em questão. Além disso, com a eliminação dessa oscilação sustentada é possível que o sinal de interesse seja constituído por um menor conjunto de dados. Ao se eliminar as componentes de alta frequência (como o caso da componente de 120 Hz) do sinal original é possível utilizar uma menor frequência de amostragem no processo de reamostragem, resultando em um conjunto com menor número de pontos para serem processados.



Figura 5.6: Sinal de velocidade angular do rotor antes e após a filtragem

5.3.3 Aplicação das Técnicas de Estimação Modal

De posse do sinal já subamostrado, ainda é necessário ajustar a porção do sinal que deve ser trabalhada, de modo que qualquer comportamento não-linear seja removido do sinal. Assim, após esse ajuste, as técnicas de estimação são aplicadas no sinal de velocidade do gerador.

Como uma das etapas para determinação da ordem do modelo, o sistema para o caso balanceado também é implementado no *software* PacDyn, para que se obtenha o valor do modo eletromecânico através das técnicas lineares. O valor do modo adquirido via PacDyn é -0.239 + j12.773, sendo que o valor da taxa de amortecimento corresponde a ζ = 1.871%. Aplicando as etapas descritas na seção 5.2, para ambos métodos foi definida a ordem como p = 10.

Considerando o sistema operando com l = 50%, os modos identificados por cada técnica são descritos nas tabelas 5.2 e 5.1. Apesar das regras apresentadas no item 3) da seção 4.6 não terem sido aplicadas para identificação do modo eletromecânico, é possível notar através das tabelas e pelo modo calculado no *software* PacDyn que é provável que o modo eletromecânico corresponda ao modo complexo $p_{6,7}$ estimado pela técnica ESPRIT e ao modo complexo $p_{5,6}$ estimado pela técnica de Prony. Ainda observando as tabelas, verifica-se que a amplitude inicial do modo que supostamente representa a dinâmica eletromecânica é bem maior com relação aos outros modos.

Com intuito de mostrar a eficácia de ambas técnicas, o sinal é reconstituído através da soma de exponenciais complexas (com os parâmetros estimados por cada técnica) sendo posteriormente comparado com o sinal original através das figuras 5.7 e 5.8, respectivamente, para o método de Prony e o método ESPRIT. Nota-se que ambos os métodos fornecem uma excelente representação do sinal original.

p	Modo	$\zeta(\%)$	Amplitude Inicial(rad/s)
$p_{1,2}$	$-99,402 \pm j163,376$	51,978	$2,828e^{-1}$
$p_{3,4}$	$-0,121 \pm j125,511$	0,010	$1,804e^{-4}$
$p_{5,6}$	$-0,280 \pm j12,017$	$2,\!330$	$9,176e^{-1}$
$p_{7,8}$	$-0,561 \pm j24,048$	2,332	$6,998e^{-3}$
p_9	-1,093	100	$1,260e^{-3}$
p_{10}	-0,134	100	$9,216e^{-4}$

Tabela 5.1: Composição modal do sinal identificado pelo método ESPRIT

Tabela 5.2: Composição modal do sinal identificado pelo método Prony

p	Modo	$\zeta(\%)$	Amplitude Inicial(rad/s)
$p_{1,2}$	$-0,001\pm j125,669$	$7,\!600e^{-4}$	$1,138e^{-4}$
$p_{3,4}$	$-0,608 \pm j24,011$	2,532	$7,288e^{-2}$
$p_{5,6}$	$-0,280 \pm j12,017$	2,331	$9,177e^{-1}$
$p_{7,8}$	$-72,179 \pm j174,110$	$38,\!295$	$1,152e^{-1}$
$p_{9,10}$	$-184,171 \pm j73,338$	92,904	$1,125e^{-1}$



Figura 5.7: Comparação entre o sinal reconstituído pelo método Prony e o sinal original após o pré-processamento.


Figura 5.8: Comparação entre o sinal reconstituído pelo método ESPRIT e o sinal original após o pré-processamento.

Identificação do Modo Eletromecânico

Inicialmente para identificação do modo eletromecânico no sistema, seleciona-se dentre os modos estimados pela técnica, aqueles cuja frequência esteja na faixa de 0.1-10 Hz. Após essa primeira classificação, os modos $p_{4,5}$, $p_{6,7} \in p_{8,9}$ estimados pela técnica ESPRIT são os que possuem frequência dentro do esperado para o modo eletromecânico. Já com relação aos modos estimados pelo método de Prony, os modos $p_{3,4} \in p_{5,6}$ são selecionados para esse fim. O segundo passo consiste em avaliar tanto a amplitude inicial dos modos selecionados quanto ao fator de amortecimento dos mesmos de forma a avaliar qual apresenta maior influência sobre o sinal ao longo do tempo. Conforme já descrito na seção 4.4, o foco é dirigido às oscilações eletromecânicas fracamente amortecidas, cujo modo de oscilação associado irá apresentar um baixo fator de amortecimento.

Com relação aos resultados do método de Prony, na tabela 5.2, nota-se que o modo $p_{5,6}$ é o que apresenta maior amplitude e menor taxa de amortecimento, de forma que se pode inferir que esse modo corresponde ao modo eletromecânico. Já com relação ao método ESPRIT, observando as mesmas características, o modo correspondente ao eletromecânico é o $p_{6,7}$.

Com intuito de mostrar como o modo eletromecânico estimado pelas técnicas repre-

senta de maneira satisfatória o comportamento dinâmico do sistema, na figura 5.9, é feita a comparação entre o sinal original da variação da velocidade do gerador (já filtrado e subamostrado) com relação ao sinal referente somente ao modo $p_{5,6}$ identificado como representativo das oscilações eletromecânicas pela técnica Prony. Conforme pode ser observado na figura 5.9, o sinal referente ao modo $p_{5,6}$ é praticamente idêntico ao sinal de velocidade angular do rotor após o pré-processamento.



Figura 5.9: Comparação entre o sinal referente ao modo $p_{5,6}$ estimado pelo método de Prony e o sinal original após o pré-processamento

Conforme comentado em 5.3.2, as técnicas de estimação modal também são capazes de identificar o modo eletromecânico mesmo quando a oscilação sustentada decorrente do desequilíbrio está presente no sinal. Para que essa situação seja ilustrada, as técnicas de estimação modal também são aplicadas ao mesmo sistema operando também com l =50% porém sem a aplicação do filtro sobre o sinal. Os modos identificados pelas técnicas sobre esse conjunto de dados adquiridos a partir do sinal de interesse original são descritos nas tabelas 5.3 e 5.4.

Analisando os resultados observa-se a presença do modo correspondente ao eletromecânico, o modo $p_{1,2}$ para o método ESPRIT e o modo $p_{5,6}$ para o método de Prony. Verifica-se que o valor do modo eletromecânico identificado pelas técnicas sobre esse conjunto de dados é muito semelhante ao valor adquirido através do conjunto de dados filtrados, se diferindo apenas na terceira casa decimal. Portanto, nota-se que as técnicas

<i>p</i>	Modo	$\zeta(\%)$	Amplitude Inicial(rad/s)
$p_{1,2}$	$-0,280 \pm j12,012$	2,331	$9,167e^{-1}$
$p_{3,4}$	-0,575 \pm j24,007	$2,\!392$	$7,137e^{-3}$
$p_{5,6}$	$-0,280 \pm j765,690$	0,036	$1,485e^{-3}$
$p_{7,8}$	$-0,001 \pm j753,677$	0,000	$2,905e^{-2}$
$p_{9,10}$	$-0,279 \pm j741,666$	$0,\!037$	$1,740e^{-2}$

Tabela 5.3: Composição modal do sinal identificado pelo método ESPRIT a partir do sinal original reamostrado

Tabela 5.4: Composição modal do sinal identificado pelo método Prony a partir do sinal original reamostrado

p	Modo	$\zeta(\%)$	Amplitude Inicial(rad/s)
$p_{1,2}$	$-11,085 \pm j2254,551$	4,916	$1,056e^{-4}$
$p_{3,4}$	-0,016 \pm j1507,287	$1,040e^{-3}$	$1,182e^{-4}$
$p_{5,6}$	$-0,288 \pm j12,012$	$2,\!395$	$9,257e^{-1}$
$p_{7,8}$	$-2,502 \pm j748,832$	$0,\!334$	$2,122e^{-3}$
$p_{9,10}$	$-0,016 \pm j753,727$	$2,805e^{-2}$	$2,805e^{-2}$

foram capazes de identificar com sucesso o modo eletromecânico mesmo com a presença da componente de segunda harmônica no sinal. Além disso através da tabelas 5.3 e 5.4, é possível observar o modo identificado pelas técnicas estimação referente a essa oscilação sustentada presente na resposta do sistema, no caso o modo $p_{7,8}$ para técnica ESPRIT e o modo $p_{9,10}$ para a técnica de Prony.

5.4 Resultados no Sistema Balanceado

5.4.1 Comparação entre os resultados obtidos entre as técnicas de estimação modal e o *software* PacDyn

Com intuito de realizar uma comparação entre as duas técnicas de estimação adotadas nesse trabalho, inicialmente apresentam-se resultados para um sistema balanceado. A proposta dessas simulações terem sido realizadas a partir de um sistema balanceado baseiase no fato de que é possível comparar os resultados obtidos a partir das técnicas de estimação modal com aqueles obtidos via técnicas lineares, as quais já possuem seu uso consagrado no estudo da estabilidade a pequenas perturbações.

Para obtenção dos valores de amortecimento e frequência do modo eletromecânico do sistema através do método linearizado como mostrado no capítulo 3, foi utilizado o *software* PacDyn, o qual foi considerado como *benchmark* nesse primeiro conjunto de resultados.

Foram adquiridos dois conjuntos de resultados, um sobre o sistema de teste 1 e outro conjunto sobre o sistema-teste 2. Os resultados obtidos para cada um dos sistemas é mostrado em sequência.

Resultados para o Sistema 1 Balanceado

Nas simulações feitas para o sistema teste 1, foram inseridas duas cargas, uma na barra 806 com potência de 0,04 MW e 0,02 Mvar e a outra na barra 807 absorvendo uma potência de 0,05 MW e 0,05 Mvar, conforme a configuração do sistema original. O gerador síncrono foi configurado para injetar uma potência de 2 MW no sistema. Para estimular a resposta dinâmica do sistema uma falta trifásica foi aplicada no barramento 806 para t = 10 s, com o tempo de duração da falta $t_f = 40$ ms em três diferentes situações:

- Caso 1: Para esse caso o gerador não possui nenhum controlador;
- Caso 2: Para esse caso agrega-se um regulador de velocidade ao gerador.
- Caso 3: Nessa situação o gerador é equipado tanto com um regulador de velocidade quanto com um AVR.

O valor do modo eletromecânico, obtido pelas técnicas de estimação modal e aplicação do software PacDyn, são apresentados na tabela 5.5. Vale ressaltar que a ordem p utilizada em cada método foi identificada seguindo o procedimento apresentado na seção 5.2, sendo que para o método de Prony foi adotado p = 34 e para técnica ESPRIT p = 20.

Cases	Prony	ESPRIT	Pacdyn
1	$-0,318 \pm j14,288$	$-0,313 \pm j14,295$	$-0,210 \pm j14,325$
2	$-1,776 \pm j15,492$	$-1,776 \pm j15,488$	$-1,657 \pm j15,522$
3	$-1,596 \pm 16,064i$	$-1,596 \pm j16,058$	$-1,515 \pm j16,067$

Tabela 5.5: Comparação entre os resultados obtidos entre o *software* PacDyn e via Prony e ESPRIT quando aplicados sobre os dados adquiridos através de simulações no ATP

É possível observar, na tabela 5.5, que os valores estimados para o modo eletromecânico através das técnicas Prony e ESPRIT são muito próximos para as três situações simuladas. A discrepância nos valores obtidas pelas duas técnicas ocorre apenas na terceira casa decimal. Tal fato sugere que não há perda de precisão na escolha de qualquer uma das duas técnicas para estudos de estabilidade a pequenas perturbações.

Contudo, quando se compara os resultados obtidos através das técnicas de estimação modal com os adquiridos por meio do PacDyn algumas diferenças são encontradas principalmente com relação à parte real do modo eletromecânico. Tais discrepâncias podem estar relacionadas com a dificuldade em modelar de forma exata o mesmo sistema em duas plataformas de simulação diferentes. Como exemplo de pequenas diferenças entre os dois *softwares* pode se citar a forma de cálculo do valor da reatância. No *software* PacDyn o valor da reatância de um componente permanece constante durante a simulação, enquanto que no *software* ATP esse valor se altera em função do valor frequência durante a simulação. Entretanto, o motivo de tais diferenças ainda está em aberto, podendo também estar relacionado à inicialização das variáveis de controle. Contudo, é possível observar pelas resultados adquiridos que os resultados adquiridos via ATP são mais amortecidos que os obtidos através do PacDyn.

Para que essa questão seja um pouco esclarecida, um novo conjunto de resultados foi simulado através do *software* ANATEM (ANATEM, 2009) para obtenção do comportamento dinâmico do sistema no domínio do tempo. O mesmo foi escolhido por adotar as mesmas considerações que o *software* PacDyn para a modelagem dos componentes do sistema. Os resultados obtidos com a aplicação das técnicas de estimação modal sobre esse novo conjunto de dados podem ser visualizados na tabela 5.6

Cases	Prony	ESPRIT	Pacdyn
1	$-0,210 \pm j14,314$	$-0,208 \pm j14,316$	$-0,210 \pm j14,325$
2	$-1,681 \pm j15,513i$	$-1,682 \pm j15,512$	$-1,657 \pm j15,522$
3	$-1,504 \pm 16,103i$	$-1,507 \pm j16,115i$	$-1,515 \pm j16,067$

Tabela 5.6: Comparação entre os resultados obtidos entre o *software* PacDyn e via Prony e ESPRIT quando aplicados sobre os dados adquiridos através de simulações no ANATEM

Observando os resultados da tabela 5.6, verifica-se que para esse conjunto de sinais, gerados pelo simulador ANATEM os valores estimados via Prony e ESPRIT são bem próximos daqueles obtidos pelo *software* PacDyn, assim como era esperado. Tal fato confirma a eficácia desses dois métodos de estimação modal escolhidos para a identificação do modo eletromecânico. Novamente, quando se compara os resultados obtidos entre as técnicas Prony e ESPRIT, nota-se que o valor identificado para o modo eletromecânico é muito similar.

Resultados para o Sistema 2 Balanceado

Para obtenção desse conjunto de resultados sobre o sistema 2, uma carga trifásica de 7,8 MW é inserida na barra 807. O gerador síncrono está fornecendo ao sistema uma potência ativa de 9 MW. Para estimular o modo eletromecânico uma falta trifásica é aplicada na barra 807, no instante t = 10 s, com duração de $t_{falta} = 30$ ms.

As simulações foram realizadas sobre o sistema 2, seguindo o mesmo procedimento já adotado para o sistema 1. Para a aplicação das técnicas de estimação modal, a ordem do modelo para o Prony e o ESPRIT foram ajustadas seguindo a metodologia apresentada na seção 5.2 sendo que para ambas p = 10 proporcionou resultados mais próximos àqueles fornecidos pelo PacDyn. Os resultados adquiridos são mostrados na tabela 5.7.

Nota-se, a partir da tabela 5.7, que os resultados adquiridos através das técnicas de estimação modal são muito similares. Nos dois primeiros casos, os valores aproximados do modo eletromecânico estimados por ambas as técnicas são idênticos. Entretanto, novamente observa-se discrepâncias entre os valores obtidos via *software* PacDyn e as técnicas de estimação modal. Conforme já discutido na seção anterior, tais diferenças

Tabela 5.7: Comparação entre os resultados obtidos entre o software PacDyn e via Prony e ESPRIT quando aplicados sobre adquiridos sobre simulações no ATP para sistema-teste 2

Cases	Prony	ESPRIT	Pacdyn
1	-0,429 + j12,023	-0,429 + j12,023	-0,415 + j12,889
2	-0,232 + j11,691	-0,232 + j11,691	-0,239 + j12,771
3	-2,099 + j14,407i	-2,100+ j14,407	-1,911 + j14,884

são provavelmente devidas à dificuldade em implementar o mesmo sistema com mesmas características em duas plataformas diferentes. Quando se observa o sinal referente ao modo eletromecânico (estimado via técnica de estimação modal) com o sinal adquirido da velocidade via simulação no ATP verifica-se que ele são muito próximos, como pode ser visto na figura 5.10, em que é possível observar o sinal referente ao modo eletromecânico estimado pela técnica ESPRIT com relação ao sinal de velocidade adquirido via ATP (já filtrado e reamostrado).



Figura 5.10: Comparação entre o sinal referente ao modo eletromecânico identificado pela técnica ESPRIT e o sinal original da velocidade adquirido pelo ATP após o préprocessamento.

5.5 Resultados em Sistemas Desbalanceados

Com o objetivo de avaliar o efeito do desequilíbrio sobre a frequência e o fator de amortecimento da oscilação eletromecânica, foram obtidos resultados tanto no sistema de teste 1 quanto sistema teste 2 para os dois critérios de desbalanço. Conforme já apresentado na 5.2, são adotados dois procedimentos para aplicar o desequilíbrio no sistema, sendo que ambos utilizam um fator de desequilíbrio *l*. Desse forma, dois conjuntos de resultados são apresentados, um referente ao fator de desequilíbrio sendo aplicado sobre a potência da carga e o segundo conjunto de resultados relativo ao desequilíbrio de tensão para cada um dos sistemas-teste.

Para isso, simulações foram realizadas no ATP para os dois sistemas-teste, alterando os valores do fator de desequilíbrio l (para cada critério de desequilíbrio) e também do par combinado de fases onde é aplicado o desequilíbrio. Tais parâmetros nessas simulações podem assumir os seguintes valores:

- l = 10 %, 20 %, 30 %, 50 % e 100 %.
- $\phi = AB, BC e CA.$

Vale ressaltar que nesse trabalho foram adotados valores elevados do fator de desequilíbrio l a fim de verificar o comportamento do sistema em situações extremas mas que tais casos não ocorrem na prática.

5.5.1 Resultados sobre o Sistema de Teste 1 Desbalanceado

Para a obtenção dos resultados sobre o sistema em situação de desequilíbrio, o sistema 1 é configurado da seguinte maneira:

- O gerador é equipado tanto com o regulador de velocidade quanto com o AVR;
- O gerador está injetando no sistema uma potência de 2 MW;
- Uma carga trifásica de 1.7 MW é inserida na barra 807 do sistema (a mesma barra na qual está localizado o gerador).

Fator <i>l</i>	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,195	$15,\!983$	2,544	$7,\!456$
0	ESPRIT	-1,197	$15,\!984$	$2,\!544$	$7,\!467$
	Prony	-1,197	15,984	2,544	$7,\!469$
10%	ESPRIT	-1,198	$15,\!984$	2,544	$7,\!473$
	Prony	-1,196	15,984	2,544	$7,\!462$
20%	ESPRIT	-1,198	$15,\!985$	$2,\!544$	$7,\!473$
	Prony	-1,198	$15,\!983$	2,544	$7,\!478$
30%	ESPRIT	-1,198	$15,\!983$	2,544	$7,\!474$
	Prony	-1,197	$15,\!983$	2,544	7,468
50%	ESPRIT	-1,198	$15,\!985$	2,544	$7,\!475$
	Prony	-1,199	15,985	2,544	7,482
100%	ESPRIT	-1,199	$15,\!986$	2,544	$7,\!480$

 Tabela 5.8: Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase AB sobre o amortecimento do sistema 1

Além disso, para estimular o modo eletromecânico nas duas situações de desequilíbrio, uma falta trifásica é aplicada sobre o sistema teste 1 com $t_f = 80$ ms na barra 807 do sistema em estudo.

Desequilíbrio de Carga

Aplicando o critério de desbalanço de carga apresentados na seção 5.2, simulações foram realizadas no *software* ATP com o incremento do fator de desequilíbrio l. Os resultados adquiridos nessas simulações para cada combinação de pares de fases são apresentados nas tabelas 5.8, 5.9 e 5.10.

Através dessas tabelas 5.8, 5.9 e 5.10, observa-se que o aumento do nível de desequilíbrio não provoca mudanças significativas na taxa de amortecimento do sistema. De forma similar, nota-se que a frequência do sistema não sofre alterações. Tais fatores levam à conclusão de que a presença do desbalanço de carga não causou uma mudança significativa nas características das oscilações eletromecânicas para esse caso em estudo.

Fator <i>l</i>	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,195	$15,\!983$	2,544	7,456
0	ESPRIT	-1,197	$15,\!984$	2,544	$7,\!467$
	Prony	-1,197	15,984	2,544	$7,\!467$
10%	ESPRIT	-1,198	$15,\!985$	$2,\!544$	$7,\!473$
	Prony	-1,197	15,984	2,544	7,467
20%	ESPRIT	-1,198	$15,\!984$	$2,\!544$	$7,\!474$
	Prony	-1,198	15,983	2,544	7,474
30%	ESPRIT	-1,198	$15,\!984$	$2,\!544$	$7,\!474$
	Prony	-1,199	15,985	2,544	7,485
50%	ESPRIT	-1,198	$15,\!985$	$2,\!544$	$7,\!475$
	Prony	-1,200	15,985	2,544	7,480
100%	ESPRIT	-1,199	$15,\!986$	2,544	$7,\!480$

Tabela 5.9: Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase **BC** sobre o amortecimento do sistema 1

Fator l	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,195	15,983	2,544	7,456
0	ESPRIT	-1,197	$15,\!984$	2,544	$7,\!467$
	Prony	-1,198	15,985	2,544	7,474
10%	ESPRIT	-1,198	$15,\!985$	$2,\!544$	7,473
	Prony	-1,199	15,983	2,544	7,478
20%	ESPRIT	-1,199	$15,\!985$	2,544	$7,\!474$
	Prony	-1,198	15,983	2,544	7,478
30%	ESPRIT	-1,198	$15,\!985$	2,544	$7,\!474$
	Prony	-1,197	15,984	2,544	7,468
50%	ESPRIT	-1,198	$15,\!985$	2,544	7,475
	Prony	-1,197	15,986	2,544	7,468
100%	ESPRIT	-1,199	$15,\!986$	2,544	$7,\!480$

Tabela 5.10: Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase **CA** sobre o amortecimento do sistema 1

Fator l	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,195	$15,\!983$	2,544	$7,\!456$
0	ESPRIT	-1,197	$15,\!984$	2,544	$7,\!467$
	Prony	-1,197	15,984	2,544	7,482
10%	ESPRIT	-1,198	$15,\!982$	$2,\!544$	$7,\!475$
	Prony	-1,198	$15,\!982$	2,544	$7,\!475$
20%	ESPRIT	-1,199	$15,\!982$	$2,\!544$	$7,\!479$
	Prony	-1,199	$15,\!982$	2,544	$7,\!482$
30%	ESPRIT	-1,200	$15,\!980$	2,543	$7,\!486$
	Prony	-1,203	$15,\!980$	2,543	7,507
50%	ESPRIT	-1,202	$15,\!978$	2,543	$7,\!504$
	Prony	-1,217	15,968	2,541	7,599
90%	ESPRIT	-1,216	15,968	2,541	$7,\!594$

Tabela 5.11: Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase **AB** da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 1

Desequilíbrio da Tensão da Barra Infinita

Como pode ser observado na subseção anterior 5.5.2, o incremento do desbalanço de carga não provocou modificações significativas na frequência e na taxa de amortecimento das oscilações eletromecânicas. Tais resultados podem estar relacionados ao fato da simulação ser realizada sobre um sistema máquina versus barramento infinito. Observa-se nesse tipo de sistema que a dinâmica do barramento infinito é mais rápida que a da máquina de forma que o mesmo possa estar suavizando os efeitos do desequilíbrio na resposta do gerador.

Assim, novas simulações são realizadas aplicando o fator de desequilíbrio l sobre a tensão da barra finita, segundo as equações 5.4. Com essas simulações os resultados obtidos são apresentados nas tabelas 5.11, 5.12 e 5.13, onde é possível observar que de maneira semelhante aos resultados para desbalanço de carga, o impacto do desequilíbrio foi pouco significativo na resposta do sistema. Nota-se que na taxa de amortecimento do sistema houve um aumento de aproximadamente 0, 14% enquanto a frequência praticamente não se altera, estando próxima à 2,54 Hz para todos os casos.

Fator <i>l</i>	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,195	$15,\!983$	2,544	$7,\!456$
0	ESPRIT	-1,197	$15,\!984$	2,544	$7,\!467$
	Prony	-1,197	15,984	2,544	7,482
10%	ESPRIT	-1,198	$15,\!982$	2,544	$7,\!475$
	Prony	-1,198	15,983	2,544	7,476
20%	ESPRIT	-1,199	$15,\!981$	2,543	$7,\!479$
	Prony	-1,203	$15,\!978$	2,543	7,509
30%	ESPRIT	-1,200	$15,\!980$	2,543	$7,\!486$
	Prony	-1,203	$15,\!980$	2,543	7,507
50%	ESPRIT	-1,202	$15,\!978$	2,543	$7,\!504$
	Prony	-1,217	15,968	2,541	7,599
90%	ESPRIT	-1,216	$15,\!968$	$2,\!541$	$7,\!594$

Tabela 5.12: Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase ${\bf BC}$ da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 1

Tabela 5.13: Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase **CA** da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 1 Fator l Mátodo Boal Imag $f(Hz) = \frac{\zeta(\%)}{\zeta(\%)}$

Fator l	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,195	15,983	2,544	7,456
0	ESPRIT	-1,197	$15,\!984$	2,544	$7,\!467$
	Prony	-1,198	15,983	2,544	7,474
10%	ESPRIT	-1,198	$15,\!982$	$2,\!544$	$7,\!475$
	Prony	-1,198	15,983	2,544	7,476
20%	ESPRIT	-1,199	$15,\!981$	2,543	$7,\!479$
	Prony	-1,200	$15,\!982$	2,544	$7,\!582$
30%	ESPRIT	-1,199	$15,\!979$	2,543	$7,\!478$
	Prony	-1,203	$15,\!980$	2,543	7,508
50%	ESPRIT	-1,202	$15,\!978$	2,543	$7,\!501$
	Prony	-1,217	15,968	2,541	7,599
90%	ESPRIT	-1,215	15,968	$2,\!541$	7,589

5.5.2 Resultados sobre o Sistema de Teste 2 Desbalanceado

Da mesma forma como para o sistema 1, simulações são realizadas no sistema 2 tanto para o desbalanço de carga quanto para o desequilíbrio de tensão. A configuração do sistema 2 para esses casos é mostrada abaixo:

- O gerador está equipado com regulador de velocidade, AVR e também é composto por um controlador de fator potência;
- O gerador está injetando no sistema 9MW e 1,8MVar;
- Uma carga trifásica conectada na barra 807 consumindo 7,8 MW é inserida na barra 807 do sistema (a mesma barra na qual está localizado o gerador).

Com intuito de estimular o modo eletromecânico, uma pequena perturbação é aplicada no sistema através de uma falta trifásica com duração $t_f = 30$ ms.

Desequilíbrio de Carga

Os resultados adquiridos no sistema teste 2 referentes às simulações com a aplicação do desequilíbrio de carga podem ser vistos nas tabelas 5.14, 5.15 e 5.16. Vale ressaltar que em tais tabelas não é exibido os resultados para quando l = 100 %, pois para essa situação o sistema mostrou-se instável nas três combinações de pares de fase.

Observando as tabelas 5.14, 5.15 e 5.16, nota-se que, de forma semelhante aos resultados obtidos para o sistema 1, a taxa de amortecimento do sistema sofreu pequenos desvios com o aumento do desequilíbrio do sistema em relação ao caso equilibrado. Entretanto, observa-se que houve um aumento na taxa de amortecimento, a qual alcançou um aumento de aproximadamente 2,5 % do caso equilibrado para o caso no qual o fator de desequilíbrio corresponde à l = 50%. Quanto à frequência, nota-se que ela também aumentou à medida que o fator de desequilíbrio foi incrementado. No entanto, esse aumento também é pequeno, em torno de 0,08 Hz. Portanto, para o sistema 2, o aumento do desequilíbrio provocou mudanças mais significativas com relação ao sistema 1, entretanto tais alterações ainda são pequenas.

Fator <i>l</i>	Método	Real	Imag	f(Hz)	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,148	12,660	2,015	9,028
0	ESPRIT	-1,145	$12,\!661$	$2,\!015$	9,008
	Prony	-1,149	12,666	2,015	9,035
10%	ESPRIT	-1,167	$12,\!683$	2,018	9,164
	Prony	-1,222	12,713	2,023	9,566
20%	ESPRIT	-1,222	12,714	2,023	9,548
	Prony	-1,306	12,834	2,043	10,124
30%	ESPRIT	-1,309	$12,\!834$	2,043	$10,\!145$
	Prony	-1,525	13,149	2,093	11,519
50%	ESPRIT	-1,526	$13,\!152$	2,093	11,530

Tabela 5.14: Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase **AB** sobre o amortecimento do sistema 2

Tabela 5.15: Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase **BC** sobre o amortecimento do sistema 2

Fator l	Método	Real	Imag	f(Hz)	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,148	12,660	2,015	9,028
0	ESPRIT	-1,145	$12,\!661$	$2,\!015$	9,008
	Prony	-1,177	12,670	2,017	9,255
10%	ESPRIT	-1,167	$12,\!683$	2,018	9,164
	Prony	-1,249	12,757	2,030	9,743
20%	ESPRIT	-1,222	12,714	2,023	9,548
	Prony	-1,360	12,940	2,060	10,449
30%	ESPRIT	-1,358	$12,\!940$	2,060	$10,\!441$
	Prony	-1,524	$13,\!152$	2,093	11,512
50%	ESPRIT	-1,525	$13,\!150$	2,093	11,520

Tabela 5.16: Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase **CA** sobre o amortecimento do sistema 2

Fator <i>l</i>	Método	Real	Imag	f(Hz)	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,148	12,660	2,015	9,028
0	ESPRIT	$-1,\!145$	$12,\!661$	$2,\!015$	9,008
	Prony	-1,159	12,702	2,022	9,089
10%	ESPRIT	-1,167	$12,\!684$	2,022	9,160
	Prony	-1,214	12,740	2,028	9,488
20%	ESPRIT	-1,222	12,741	2,028	9,552
	Prony	-1,302	12,834	2,043	10,094
30%	ESPRIT	-1,310	$12,\!840$	2,043	$10,\!154$
	Prony	-1,525	$13,\!150$	2,093	$11,\!517$
50%	ESPRIT	-1,525	$13,\!149$	2,093	$11,\!520$

Fator l	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,148	12,660	2,015	9,028
0	ESPRIT	-1,145	$12,\!661$	$2,\!015$	9,008
	Prony	-1,189	12,708	2,022	9,321
10%	ESPRIT	-1,188	12,708	2,022	$9,\!317$
	Prony	-1,318	12,865	2,047	10,197
20%	ESPRIT	-1,322	$12,\!870$	2,048	10,222
	Prony	-1,493	13,128	2,089	11,302
30%	ESPRIT	-1,497	$13,\!141$	$2,\!091$	$11,\!317$
	Prony	-1,677	13,484	2,146	12,341
40%	ESPRIT	$-1,\!677$	$13,\!512$	$2,\!150$	$12,\!335$

Tabela 5.17: Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase **AB** da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 2

Desequilíbrio da Tensão da Barra Infinita

Assim como sistema 1, um novo conjunto de resultados é obtido no sistema 2, agora aplicando o fator de desequilíbrio l sobre a tensão da barra finita. Para esse conjunto de resultados o valor máximo adotado pelo fator de desequilíbrio é de 40%, pois para l = 50% ou maior que esse valor o sistema mostra-se instável.

Nas tabelas 5.17, 5.18 e 5.19 é possível visualizar os resultados adquiridos para esse novo conjunto de simulações. Os resultados mostram que a taxa de amortecimento do sistema é modificada à medida que o fator de desequilíbrio é incrementado. Nota-se que a condição de desequilíbrio provocou um aumento do fator de amortecimento do sistema de aproximadamente 3,3% para as três combinações de pares de fase. Com relação a frequência do modo eletromecânico, verifica-se um pequeno aumento dessa frequência em torno de 0,135 Hz. Nessa situação o impacto do desequilíbrio sobre as características das oscilações eletromecânicas é maior do que para os casos anteriores testados.

Fator <i>l</i>	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,148	12,660	2,015	9,028
0	ESPRIT	-1,145	$12,\!661$	$2,\!015$	9,008
	Prony	-1,189	12,708	2,022	9,321
10%	ESPRIT	-1,189	12,709	2,022	$9,\!317$
	Prony	-1,318	12,864	2,047	10,195
20%	ESPRIT	-1,322	$12,\!870$	2,048	10,222
	Prony	-1,493	13,127	2,089	11,301
30%	ESPRIT	-1,497	$13,\!141$	2,091	$11,\!316$
	Prony	-1,677	13,484	2,146	12,341
40%	ESPRIT	$-1,\!679$	$13,\!512$	$2,\!150$	12,333

Tabela 5.18: Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase ${\bf BC}$ da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 2

	Fator l	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
-		Prony	-1,148	12,660	2,015	9,028
	0	ESPRIT	-1,145	$12,\!661$	2,015	9,008
-		Prony	-1,190	12,709	2,022	9,322
	10%	ESPRIT	-1,189	12,709	2,022	9,316
-		Prony	-1,319	12,865	2,047	10,197
	20%	ESPRIT	-1,322	$12,\!870$	2,048	10,222
-		Prony	-1,494	13,133	2,090	11,303
	30%	ESPRIT	-1,497	$13,\!143$	2,092	$11,\!323$
-		Prony	-1,677	13,484	2,146	12,342
_	40%	ESPRIT	$-1,\!679$	$13,\!510$	$2,\!150$	12,333

Tabela 5.19: Efeito do desequilíbrio de tensão aplicado na fase CA da barra infinita sobre o amortecimento do sistema 2

5.6 Resultados em um Sistema Desbalanceado com PSS

Os resultados adquiridos na seção 5.5 permitem inferir que um controlador de amortecimento do tipo PSS, projetado a partir da teoria de controle clássico, utilizando o modelo linearizado do sistema sob condições desbalanceadas pode ser eficiente para melhorar o amortecimento do sistema mesmo em condições que o sistema apresente desbalanço de carga. Com intuito de verificar se essa inferência está correta, o PSS foi projetado a partir da análise de resíduos com auxílio do *software* PacDyn.

As etapas descritas na seção 3.4 são adotadas para o ajuste dos parâmetros do PSS. Assim, de posse do resíduo fornecido pelo *software* PacDyn entre a velocidade angular do rotor ω e da tensão de referência V_{ref} do AVR, as equações descritas em 3.4 são utilizadas fornecendo a fase a ser avançada pelo PSS e, consequentemente os parâmetros dos blocos de avanço e atraso do PSS. Quanto ao bloco de *washout*, adotou-se $T_{\omega} = 3$ s. O PSS projetado é apresentado na equação (5.7), em que o valor de K_{pss} corresponde à 10^{-3} (note que este é um ganho atenuante, sendo que o mesmo se fez necessário já que foram adotados três blocos de avanço de fase)

$$G_{pss} = K_{pss} \frac{3s}{1+3s} \left[\frac{0.2306s+1}{0.0167s+1} \right]^3$$
(5.7)

Nas tabelas 5.20, 5.21, 5.22, é possível analisar a taxa de amortecimento do sistema para cada combinação de pares de fase. Através das mesmas, é possível notar que o PSS projetado é eficiente para todos os casos simulados, sendo que a taxa de amortecimento atingiu aproximadamente 22 %. Tal fato confirma os resultados obtidos na seção 5.5, os quais indicam que para esse caso estudado o aumento do desequilíbrio não interferiu significativamente no amortecimento do sistema.

Ainda com intuito de verificar a eficácia do controlador PSS para mitigar os problemas das oscilações eletromecânicas em um sistema desequilibrado, um novo conjunto de resultados é adquirido. Nesse novo conjunto o sistema 1 possui inicialmente um modo eletromecânico mal amortecido ($\zeta \leq 5\%$), um controlador do tipo PSS é, então, projetado

Fator <i>l</i>	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-3,477	$15,\!303$	$2,\!436$	22,160
0	ESPRIT	-3,437	$15,\!302$	$2,\!436$	$21,\!916$
	Prony	-3,434	15,318	2,438	21,902
10%	ESPRIT	-3,437	$15,\!302$	$2,\!436$	$21,\!916$
	Prony	-3,444	15,325	2,440	21,927
20%	ESPRIT	-3,444	$15,\!319$	$2,\!438$	$21,\!935$
	Prony	-3,441	15,323	2,440	21,911
30%	ESPRIT	-3,440	$15,\!323$	$2,\!439$	$21,\!903$
	Prony	-3,447	15,321	2,439	21,950
50%	ESPRIT	-3,440	$15,\!323$	$2,\!439$	$21,\!903$
	Prony	-3,442	15,322	2,439	22,376
100%	ESPRIT	-3,440	$15,\!326$	$2,\!439$	$21,\!903$

Tabela 5.20: Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase $\bf AB$ sobre o amortecimento do sistema 1 com $\rm PSS$

Tabela 5.21: Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase ${\bf BC}$ sobre o amortecimento do sistema 1 com PSS

Fator <i>l</i>	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-3,477	$15,\!303$	$2,\!436$	22,160
0	ESPRIT	-3,437	$15,\!302$	$2,\!436$	$21,\!916$
	Prony	-3,435	15,316	$2,\!437$	21,903
10%	ESPRIT	-3,437	$15,\!302$	$2,\!436$	21,916
	Prony	-3,442	15,321	2,438	21,927
20%	ESPRIT	-3,444	$15,\!320$	$2,\!438$	$21,\!933$
	Prony	-3,443	$15,\!325$	$2,\!439$	21,924
30%	ESPRIT	-3,444	$15,\!320$	$2,\!438$	21,903
	Prony	-3,449	$15,\!323$	$2,\!439$	21,958
50%	ESPRIT	-3,440	$15,\!324$	$2,\!439$	21,903
	Prony	-3,445	$15,\!322$	2,439	21,937
100%	ESPRIT	-3,440	$15,\!325$	$2,\!439$	$21,\!904$

Fator l	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-3,477	15,303	2,436	22,160
0	ESPRIT	-3,437	$15,\!302$	$2,\!436$	$21,\!916$
	Prony	-3,439	15,321	$2,\!439$	21,720
10%	ESPRIT	-3,437	$15,\!302$	$2,\!436$	$21,\!916$
	Prony	-3,444	$15,\!331$	$2,\!440$	21,770
20%	ESPRIT	-3,442	$15,\!320$	$2,\!438$	$21,\!923$
	Prony	-3,440	$15,\!326$	$2,\!439$	$21,\!911$
30%	ESPRIT	-3,440	$15,\!323$	$2,\!439$	$21,\!903$
	Prony	-3,435	$15,\!325$	$2,\!439$	$21,\!870$
50%	ESPRIT	-3,440	$15,\!323$	$2,\!439$	$21,\!903$
	Prony	-3,440	15,333	2,440	21,903
100%	ESPRIT	-3,440	$15,\!326$	$2,\!440$	$21,\!903$

Tabela 5.22: Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase CA sobre o amortecimento do sistema 1 com PSS

e inserido nesse sistema melhorando o amortecimento do mesmo. Assim, após essa etapa o desequilíbrio de carga é aplicado no sistema 1, sendo verificado seu comportamento dinâmico.

Para que o sistema 1, com as configurações descritas em 5.5.1 apresente um modo instável, uma carga de 2,9 MW é inserida na barra 807. Além disso o valor do ganho do AVR e a constante de tempo relacionada ao tempo de resposta da válvula no regulador de velocidade são alterados. Dessa forma, o sistema 1 passa a apresentar um modo eletromecânico $p = 0.12 \pm 15,500$, com $\zeta = -0,79\%$ para o caso com carga equilibrada. Dando continuidade ao estudo, um controlador do tipo PSS é projetado para o sistema teste 1 por meio da análise do resíduo como explicitado na seção 3.4, sendo os valores dos seus parâmetros ajustados e apresentados na equação 5.8

$$G_{pss} = K_{pss} \frac{3s}{1+3s} \left[\frac{0,2208s+1}{0,0183s+1} \right]^3$$
(5.8)

em que o K_{pss} corresponde à 0,8. Após a inserção do controlador do tipo PSS, verifica-se uma melhora no fator de amortecimento do sistema, o qual passa a apresentar um modo eletromecânico com valor aproximadamente igual à -1.73 ± 15.58 com $\zeta = 11.036\%$. Com intuito de ilustrar essa melhora da taxa de amortecimento na resposta do sistema as figuras ?? e ?? são apresentadas, em que é possível observar, respectivamente, o comportamento da velocidade antes da inserção do PSS no sistema e após essa inserção. Vale ressaltar que uma falta trifásica é aplicada no sistema no instante t = 10s.



Figura 5.11: Sinal de velocidade do sistema teste 1 com a presença de um modo eletromecânico instável.



Figura 5.12: Sinal de velocidade do sistema teste 1 após a inserção do PSS no mesmo.

Após o PSS apresentado em 5.8, o desbalanço de carga é aplicado para cada combinação de pares de fase. Na tabela 5.23 os resultados adquiridos desse segundo conjunto de simulações são apresentados para a combinação de fases AB, já as outras combinações de pares de fases foram omitidas por apresentarem resultados semelhantes. Nota-se uma melhora do amortecimento do sistema com a inclusão do PSS, o qual para todos os valores

Fator <i>l</i>	Método	Real	Imag	$f(\mathbf{Hz})$	$\zeta(\%)$
	Prony	-1,737	$15,\!580$	2,480	11,079
10%	ESPRIT	-1,737	$15,\!583$	$2,\!480$	$11,\!077$
	Prony	-1,740	$15,\!579$	$2,\!479$	11,098
20%	ESPRIT	-1,737	$15,\!583$	$2,\!480$	$11,\!078$
	Prony	-1,738	$15,\!587$	2,481	11,082
30%	ESPRIT	-1,738	$15,\!584$	$2,\!480$	$11,\!083$
	Prony	-1,739	$15,\!584$	2,480	11,089
50%	ESPRIT	-1,740	$15,\!588$	$2,\!481$	$11,\!093$
	Prony	-1,749	45,602	2,483	11,140
100%	ESPRIT	-1,749	$15,\!603$	$2,\!483$	$11,\!140$

Tabela 5.23: Efeito do desbalanço de carga aplicado na fase AB sobre o amortecimento do sistema 1 com PSS para o teste 2

do fator de desequilíbrio l testados apresentou um amortecimento de aproximadamente 11%. Assim como para o conjunto de resultados anteriores, os resultados obtidos com esse segundo teste mostram que o PSS é capaz de melhorar o fator de amortecimento do sistema mesmo quando este opera em condições de desequilíbrio.

Conclusões e Perspectivas de Trabalho Futuro

Conforme foi descrito ao longo de todo o texto, este trabalho propôs a aplicação de técnicas de estimação modal no estudo da estabilidade a pequenas perturbações em sistemas distribuição com geração síncrona distribuída, as quais permitiram uma avaliação da taxa de amortecimento da resposta mesmo para sistemas operando em condições desequilibradas. Em virtude do desequilíbrio ser uma característica intrínseca do sistema de distribuição, e de que este fato implica na não existência de um ponto de equilíbrio em regime permanente, as ferramentas usualmente adotadas no estudo a estabilidade a pequenas perturbações com base no modelo linear passam a ser questionadas. Conforme foi observado no texto, o sistema quando opera sob condições de desequilíbrio não apresenta uma velocidade constante em regime permanente, e sim uma oscilação sustentada com o dobro da frequência fundamental, de modo que a solução de equilíbrio do sistema passa a ser uma órbita periódica.

Embora o sistema operando em condições de desequilíbrio apresente esse comportamento peculiar, a maioria dos resultados adquiridos nesse trabalho mostram situações em que a presença do desequilíbrio provocou alterações pouco significativas na taxa de amortecimento do sistema. Isso sugere que as técnicas lineares, com algumas aproximações, podem ser aplicadas a esses sistemas e permitirem resultados adequados. Entretanto, estudos ainda devem ser realizados, diferentes configurações dos sistemas devem ser testadas, para verificar até que ponto o uso de técnicas lineares para o estudo de sistemas desequilibrados é válido. Nesse contexto, as técnicas de estimação modal utilizadas se mostram como uma alternativa satisfatória para realizar a o estudo da estabilidade a pequenas perturbações em sistemas desequilibrados, possibilitando identificar de forma satisfatória e precisa os modos eletromecânicos.

Para a realização desse estudo, inicialmente foram efetuadas simulações sobre um sistema trifásico com fases balanceadas, onde os resultados adquiridos por meio da técnicas de estimação modal foram comparadas com aqueles obtidos via técnicas lineares por meio do *software* PacDyn. Tais resultados mostraram que as técnicas de estimação modal adotadas identificam de forma satisfatória o modo eletromecânico do sistema. Além disso, quando foi realizado a comparação entre os resultados adquiridos através das duas técnicas de estimação modal (os métodos de Prony e ESPRIT), verificou-se que ambos os métodos apresentam resultados muito semelhantes, sendo, portanto, igualmente eficientes no estudo da estabilidade a pequenas perturbações em sistemas desequilibrados.

Assim, após essa etapa, as técnicas de estimação foram aplicadas a sistemas trifásicos com fases desbalanceadas, tornando possível avaliar como o aumento do nível de desequilíbrio pode afetar a taxa de amortecimento e a frêquencia das oscilações eletromecânicas. Através dos resultados foi possível observar que, para os casos estudados nessa dissertação, o impacto do nível de desequilíbrio na taxa de amortecimento e na frequência da oscilação foram muito pequenos¹, levando à inferência de que um controlador de amortecimento do tipo PSS (projetado a partir de técnicas lineares) pode ser eficiente para melhorar o amortecimento do sistema mesmo em condições nas quais o sistema opere com desbalanço de carga. Por fim, o terceiro grupo de resultados, adquiridos após a inserção de um PSS em um dos sistemas em estudo, mostram que essa inferência é válida para o caso estudado, uma vez que o uso desse controlador permitiu mitigar os impactos negativos das oscilações eletromecânicas mesmo quando o sistema operou sob condições altamente desequilibradas.

Assim, de acordo com toda a argumentação apresentada em linhas gerais, esse trabalho mostrou que é possível aplicar um procedimento de estimação modal para avaliar a estabilidade a pequenas pertubações em sistemas com desequilíbrio de carga, de forma a permitir a avaliação da influência do desequilíbrio no sistema no amortecimento de modos

¹Com a exceção de um único caso, no qual o amortecimento foi afetado de forma um pouco mais significativa, mas ainda assim dentro da margem que pode ser tratada com técnicas lineares de controle robusto

eletromecânicos.

Direções futuras deste trabalho envolvem, mas não estão limitados a essas, uma investigação da origem das discrepâncias relatadas nas tabelas (em que são realizadas a comparação entre as técnicas de estimação modal em simulações no *software* ATP com as obtidas via *software* PacDyn. Além disso, pretende-se fazer a avaliação de uma série de outros sistemas com geradores síncronos distribuídos com diferentes categorias e topologias, para solidificar (ou, eventualmente, refutar) a inferência retirada dos resultados deste trabalho sobre a influência de desequilíbrio sobre os parâmetros das oscilações eletromecânicas. Ainda pode ser relacionado como passo imediato nessa pesquisa a inserção de ruído nos dados simulados, de forma que o desempenho das técnicas possa ser avaliado.

Referências Bibliográficas

- ABOUL-ELA, M.; SALLAM, A.; MCCALLEY, J.; FOUAD, A. Damping controller design for power system oscillations using global signals. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.11, n.2, p.767 –773, may 1996.
- ABREU, L. V. L. de. Dynamic performance of synchronous generators connected to electric power distribution systems. 2005. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) — State University of Campinas, Campinas SP. (in portuguese). [Online]. Available: http://libdigi.unicamp.br/document/?code=vtls000360086.
- ACKERMANN, T.; ANDERSSON, G.; SöDER, L. Distributed generation: a definition. Electric Power Systems Research, [S.l.], v.57, n.3, p.195 – 204, 2001.
- ALMEIDA, M. C. de. Estimação de Estado Generalizada Trifásica. 2007. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) — Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP.
- ANATEM. Análise de Transitórios Eletromecânicos. Centro de Pesquisas Elétricas (CEPEL), [S.l.], p.v10.4.2/2009, 2009.
- ANDERSON, P. M. Analysis of Faulted Power Systems. Piscataway, NJ: IEEE Press, 1995.
- ANDERSON, P. M.; FOUAD, A. A. **Power System Control and Stability**. [S.1.]: IEEE Press, 1993.
- ANEEL. Agência Nacional Energia Elétrica. Matriz $\mathbf{d}\mathbf{e}$ de Energia Elétrica. Acesso 16de março de 2012,Disponível em: em: http://www.aneel.gov.br/aplicacoes/capacidadebrasil/OperacaoCapacidadeBrasil.asp.

- ARRILLAGA, J.; ARNOLD, C. P.; HARKER, B. J. Computer Modelling of Electrical Power Systems. [S.l.]: John Wiley & Sons, 1983.
- ATP/EMTP. Bonneville Power Administration. Alternative Transient Program: atp/emtp. Disponível em: http://www.emtp.org/. Acesso em:, [S.I.], 2002.
- AZMY, A.; ERLICH, I. Impact of distributed generation on the stability of electrical power system. In: POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING, 2005. IEEE, 2005. Anais... [S.l.: s.n.], 2005. p.1056 – 1063 Vol. 2.
- BANI-HASAN, M.; KADAH, Y.; RASMY, M.; EL-HEFNAWI, F. Electrocardiogram signals identification for cardiac arrhythmias using prony's method and neural network. In: ENGINEERING IN MEDICINE AND BIOLOGY SOCIETY, 2009. EMBC 2009. AN-NUAL INTERNATIONAL CONFERENCE OF THE IEEE, 2009. Anais... [S.l.: s.n.], 2009. p.1893 –1896.
- BOLDEA, I. Synchronous generators. Boca Raton, FL: CRC Press, 2006.
- BOLLEN, M. H. J.; GU, I. Y. H. Signal Processing of Power Quality Distrubance. [S.l.]: John Wiley and Sons, Inc, 2006.
- BOLLEN, M.; STYVAKTAKIS, E.; GU, I. Y.-H. Categorization and analysis of power system transients. Power Delivery, IEEE Transactions on, [S.l.], v.20, n.3, p.2298 – 2306, july 2005.
- BORBELY, A. M.; KREIDER, J. F. **Distributed generation**: the power paradigm for new millenium. Boca Raton, FL: CRC Press, 2001.
- CARDELL, J.; TABORS, R. Operation and control in a competitive market: distributed generation in a restructured industry. The Energy Journal Special, [S.l.], v.Distributed Resources: Toward a New Paradigm of the Electricity Business, The International Association for Energy Economics, p.111–135, 1998.
- CEPEL. PacDyn Overview. Centro de Pesquisas em Engenharia Elétrica. Disponível em: http://www.pacdyn.cepel.br/files/reports/. Acesso em:, [S.l.], 2011.

4 (Ed.). Electric Machinery Fundamentals. New York: Mc Graw Hill, 2005.

- CIGRE. Impact of increasing contribution of dispersed generation on the power system. [S.l.]: CIGRE Study Committee, 1998. Final Report. (37).
- DAFIS, C.; NWANKPA, C.; PETROPULU, A. Analysis of power system transient disturbances using an ESPRIT-based method. In: POWER ENGINEERING SOCIETY SUMMER MEETING, 2000. IEEE, 2000. Anais... [S.l.: s.n.], 2000. v.1, p.437 –442 vol. 1.
- DEMELLO, F.; CONCORDIA, C. Concepts of Synchronous Machine Stability as Affected by Excitation Control. Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.PAS-88, n.4, p.316 –329, april 1969.
- DOMMEL, H. EMTP Theory Book. [S.l.]: MicroTran POwer System Analysis, 1992.
- DUBE, L. Users Guide to MODELS in ATP. [S.l.]: Bonneville Power Administration, 1996.
- EDWARDS, F.; DUDGEON, G.; MCDONALD, J.; LEITHEAD, W. Dynamics of distribution networks with distributed generation. In: POWER ENGINEERING SOCIETY SUMMER MEETING, 2000. IEEE, 2000. Anais... [S.l.: s.n.], 2000. v.2, p.1032 –1037 vol. 2.
- EL-KHATTAM, W.; SALAMA, M. Distributed generation technologies, definitions and benefits. Electric Power Systems Research, [S.l.], v.71, n.2, p.119 – 128, 2004.
- FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY, C.; UMANS, S. D. Electric Machinery. [S.l.]: Metric Editions Electrical Engineering Series, 1992.
- GOLDEMBERG, J.; COELHO, S. T.; GUARDABASSI, P. The sustainability of ethanol production from sugarcane. **Energy Policy**, [S.l.], v.36, n.6, p.2086 2097, 2008.
- GRANVILLE, S.; LINO, P.; RALSTON, F.; BARROSO, L.; PEREIRA, M. Recent advances of sugarcane biomass cogeneration in Brazil. In: POWER ENERGY SOCIETY GENERAL MEETING, 2009. PES '09. IEEE, 2009. Anais... [S.l.: s.n.], 2009. p.1 –5.

- GRUND, C.; PASERBA, J.; HAUER, J.; NILSSON, S. Comparison of Prony and eigenanalysis for power system control design. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.8, n.3, p.964 –971, aug 1993.
- GU, I.-H.; BOLLEN, M. Estimating Interharmonics by Using Sliding-Window ESPRIT. **Power Delivery, IEEE Transactions on**, [S.l.], v.23, n.1, p.13–23, jan. 2008.
- HARLEY, R. G.; MAKRAM, E. B.; DURAN, E. G. The effects of unbalanced networks on synchronous and asynchronous machine transient stability. Electric Power Systems Research, [S.l.], v.13, n.2, p.119 – 127, 1987.
- HAUER, J. Application of Prony analysis to the determination of modal content and equivalent models for measured power system response. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.6, n.3, p.1062–1068, aug 1991.
- HAUER, J.; CRESAP, R. Measurement and Modeling of Pacific AC Intertie Response to Random Load Switching. Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on, [S.1.], v.PAS-100, n.1, p.353 –359, jan. 1981.
- HAUER, J.; DEMEURE, C.; SCHARF, L. Initial results in Prony analysis of power system response signals. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.5, n.1, p.80-89, feb 1990.
- IEEE Std 421.5. Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies. [S.l.]: IEEE Std 421.5-2005 (Revision of IEEE Std 421.5-1992), 2006.
- ILIC, M.; GALIANA, F.; FINK, L. J. **Power sys-tems restruicturing**: engineering and economics. Norwell: Kluwer Academic Publishers, 1998.
- JENKINS, N.; ALLAN, R.; CROSSLEY, P.; KIRSCHEN, D.; STRBAC, G. Embedded Generation. London, Inglaterra: The Institution of Engineering and Technology, 2000.
- JOHNSON, M.; ZARAFONITIS, I.; CALLIGARIS, M. Prony analysis and power system stability-some recent theoretical and applications research. In: POWER ENGINEE-RING SOCIETY SUMMER MEETING, 2000. IEEE, 2000. Anais... [S.l.: s.n.], 2000. v.3, p.1918 –1923 vol. 3.

- KERSTING, W. H. Distribution System Modeling and Analysis. Boca Ratón: CRC Press, 2002.
- KUIAVA, R.; RAMOS, R.; OLIVEIRA, R. de; BRETAS, N. An analysis of the potential impacts of electromechanical oscillations on the stability and power quality of distributed generation systems. In: POWER AND ENERGY SOCIETY GENERAL MEETING - CONVERSION AND DELIVERY OF ELECTRICAL ENERGY IN THE 21ST CENTURY, 2008 IEEE, 2008. Anais... [S.l.: s.n.], 2008. p.1 –7.
- KUMARESAN, R.; TUFTS, D.; SCHARF, L. A Prony method for noisy data: choosing the signal components and selecting the order in exponential signal models. Proceedings of the IEEE, [S.l.], v.72, n.2, p.230 – 233, feb. 1984.
- KUNDUR, P. Power System Stability and Control. New York, NY: McGraw-Hill, 1994.
- KUNDUR, P.; PASERBA, J.; AJJARAPU, V.; ANDERSSON, G.; BOSE, A.; CANIZARES, C.; HATZIARGYRIOU, N.; HILL, D.; STANKOVIC, A.; TAYLOR, C.; VAN CUTSEM, T.; VITTAL, V. Definition and classification of power system stability IEEE/CIGRE joint task force on stability terms and definitions. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.19, n.3, p.1387 1401, aug. 2004.
- KUO, B. C. Automatic control systems. Englewood Cliffs, NJ: Prentice Hall, 1995.
- LIU, G.; QUINTERO, J.; VENKATASUBRAMANIAN, V. Oscillation monitoring system based on wide area synchrophasors in power systems. In: BULK POWER SYSTEM DYNAMICS AND CONTROL - VII. REVITALIZING OPERATIONAL RELIABI-LITY, 2007 IREP SYMPOSIUM, 2007. Anais... [S.l.: s.n.], 2007. p.1 –13.
- MAKRAM, E.; ZAMBRANO, V.; HARLEY, R.; BALDA, J. Three-phase modeling for transient stability of large scale unbalanced distribution systems. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.1.], v.4, n.2, p.487 –493, may 1989.
- MARPLE, S. L. Digital Spectral Analysis with Applications. San Diego, California: Prentice Hall, 1987.

- MESSINA, A. R. Inter-area Oscillations in Power Systems- A Nonlinear and Nonstationary Perspective. [S.l.]: Springer, 2009.
- MONTICELLI, A.; GARCIA, A. Introdução a Sistemas de Energia Elétrica. Campinas, SP: Unicamp, 2003.
- OGATA, K. Engenharia de Controle Moderno. São Paulo, SP: Pearson Prentice Hall, 2003.
- OKAMOTO, H.; KURITA, A.; SANCHEZ-GASCA, J.; CLARK, K.; MILLER, N.; CHOW, J. Identification of equivalent linear power system models from electromagnetic transient time domain simulations using Prony's method. In: DECISION AND CONTROL, 1996., PROCEEDINGS OF THE 35TH IEEE, 1996. Anais... [S.l.: s.n.], 1996. v.4, p.3857 –3863 vol.4.
- OSTOJIC, D. Stabilization of multimodal electromechanical oscillations by coordinated application of power system stabilizers. **Power Systems, IEEE Transactions on**, [S.l.], v.6, n.4, p.1439–1445, nov 1991.
- PAGOLA, F. L.; PEREZ-ARRIAGA, I. J.; VERGHESE, G. C. On Sensitivities, Residues and Participations. Applications to Oscillatory Stability Analysis and Control. Power Engineering Review, IEEE, [S.l.], v.9, n.2, p.61, feb. 1989.
- PAULRAJ, A.; ROY, R.; KAILATH, T. Estimation Of Signal Parameters Via Rotational Invariance Techniques1- Esprit. In: CIRCUITS, SYSTEMS AND COMPUTERS, 1985.
 NINETEETH ASILOMAR CONFERENCE ON, 1985. Anais... [S.l.: s.n.], 1985. p.83 – 89.
- PEREZ-ARRIAGA, I. J.; VERGHESE, G. C.; SCHWEPPE, F. Selective modal analysis with applications to electric power systems, part I: heurist introduction. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, [S.l.], v.101, p.3117–3125, 1982.
- PHADKE, A. Synchronized phasor measurements-a historical overview. In: TRANSMIS-SION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXHIBITION 2002: ASIA PACI-FIC. IEEE/PES, 2002. Anais... [S.l.: s.n.], 2002. v.1, p.476 – 479 vol.1.

- PIERRE, J.; TRUDNOWSKI, D.; DONNELLY, M. Initial results in electromechanical mode identification from ambient data. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.12, n.3, p.1245 –1251, aug 1997.
- PRIOSTE, F.; SILVA, A. e; DECKER, I. Monitoring oscillations modes of the Brazilian Interconnected Power System using ambient data. In: POWERTECH, 2011 IEEE TRONDHEIM, 2011. Anais... [S.l.: s.n.], 2011. p.1 –7.
- RAMOS, R. A.; COSTA ALBERTO, L. F. de; BRETAS, N. G. Modelagem de máquinas síncronas aplicada ao estudo de estabilidade de sistemas elétricos de potência. São Carlos, SP: Publicações EESC, 2000.
- ROGERS, G. Demystifying power system oscillations. Computer Applications in Power, IEEE, [S.l.], v.9, n.3, p.30–35, jul 1996.
- ROY, R.; KAILATH, T. ESPRIT-estimation of signal parameters via rotational invariance techniques. Acoustics, Speech and Signal Processing, IEEE Transactions on, [S.l.], v.37, n.7, p.984 –995, jul 1989.
- SALIM, R. H. Uma nova abordagem para a análise da estabilidade a pequenas perturbações em sistemas de distribuição de energia elétrica com geradores síncronos distribuídos. 2011. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) — Escola de Engenharia de São Carlos - USP, São Carlos, SP.
- SALIM, R. H.; KUIAVA, R.; RAMOS, R. A.; BRETAS, N. G. Impact of power factor regulation on small-signal stability of power distribution systems with distributed synchronous generators. European Transactions on Electrical Power, [S.I.], 2010.
- SALIM, R.; OLESKOVICZ, M.; RAMOS, R. Assessment of voltage fluctuations induced by electromechanical oscillations in distributed generation systems. In: POWER AND ENERGY SOCIETY GENERAL MEETING, 2010 IEEE, 2010. Anais... [S.l.: s.n.], 2010. p.1 –8.
- SALIM, R.; RAMOS, R. A framework for analyzing the small-signal dynamic performance of unbalanced power systems. In: POWER AND ENERGY SOCIETY GENERAL MEETING, 2011 IEEE, 2011. Anais... [S.l.: s.n.], 2011. p.1 –8.

- SANCHEZ-GASCA, J.; CHOW, J. Computation of power system low-order models from time domain simulations using a Hankel matrix. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.12, n.4, p.1461 –1467, nov 1997.
- SANCHEZ-GASCA, J.; CHOW, J. Performance comparison of three identification methods for the analysis of electromechanical oscillations. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.14, n.3, p.995 –1002, aug 1999.
- SASTRY, S. Nonlinear systems: analysis, stability, and control. New York, NY: Springer-Verlag, 1999.
- SAUER, P. W.; PAI, M. A. **Power System Dynamics and Stability**. New Jersey, NJ: Prentice Hall, 1998.
- SHINJI, T.; YOKOYAMA, A.; HAYASHI, Y. Distributed generation in Japan. In: POWER ENERGY SOCIETY GENERAL MEETING, 2009. PES '09. IEEE, 2009. Anais... [S.l.: s.n.], 2009. p.1 –5.
- SMITH, J.; FATEHI, F.; WOODS, C.; HAUER, J.; TRUDNOWSKI, D. Transfer function identification in power system applications. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.8, n.3, p.1282 –1290, aug 1993.
- TJADER, A.; GU, I.; BOLLEN, M.; RONNBERG, S. Performance evaluation for frequency estimation of transients using the ESPRIT: measured noise versus white noise.
 In: HARMONICS AND QUALITY OF POWER, 2008. ICHQP 2008. 13TH INTER-NATIONAL CONFERENCE ON, 2008. Anais... [S.l.: s.n.], 2008. p.1 –8.
- TRUDNOWSKI, D.; JOHNSON, J.; HAUER, J. Making Prony analysis more accurate using multiple signals. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.14, n.1, p.226 –231, feb 1999.
- TRUDNOWSKI, D.; PIERRE, J. Overview of algorithms for estimating swing modes from measured responses. In: POWER ENERGY SOCIETY GENERAL MEETING, 2009. PES '09. IEEE, 2009. Anais... [S.l.: s.n.], 2009. p.1 –8.
- TRUDNOWSKI, D.; PIERRE, J.; ZHOU, N.; HAUER, J.; PARASHAR, M. Performance of Three Mode-Meter Block-Processing Algorithms for Automated Dynamic Stability

Assessment. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.23, n.2, p.680–690, may 2008.

- TRUDNOWSKI, D.; SMITH, J.; SHORT, T.; PIERRE, D. An application of Prony methods in PSS design for multimachine systems. Power Systems, IEEE Transactions on, [S.l.], v.6, n.1, p.118 –126, feb 1991.
- Vieira Filho, X. Operação de Sistemas de Potência com Controle Automático de Geração. [S.l.]: Campus, 1984.
- XAVIER, M. R. The Brazilian Sugarcane Ethanol Experience. Competitive Enterprise Institute, [S.1.], 2007.
- XIAO, J.; XIE, X.; HAN, Y.; WU, J. Dynamic tracking of low-frequency oscillations with improved Prony method in wide-area measurement system. In: POWER ENGI-NEERING SOCIETY GENERAL MEETING, 2004. IEEE, 2004. Anais... [S.l.: s.n.], 2004. p.1104 –1109 Vol.1.
- ZHAO, Y.; GAO, Y.; HU, Z.; YANG, Y.; ZHAN, J.; ZHANG, Y. A New Method of Identifying the Low Frequency Oscillations of Power Systems. In: ENERGY AND ENVI-RONMENT TECHNOLOGY, 2009. ICEET '09. INTERNATIONAL CONFERENCE ON, 2009. Anais... [S.l.: s.n.], 2009. v.2, p.19–22.
- ZOLFAGHARI, R.; SHRIVASTAVA, Y.; AGELIDIS, V.; CHU, G. Using windowed ES-PRIT spectral estimation for measuring power quality indices. In: INNOVATIVE SMART GRID TECHNOLOGIES CONFERENCE EUROPE (ISGT EUROPE), 2010 IEEE PES, 2010. Anais... [S.l.: s.n.], 2010. p.1 –8.
Apêndice A

Dados dos Sistemas-Teste

Neste apêndice são apresentados detalhes dos sistemas utilizados como teste ao longo dessa dissertação fornecendo informações sobre os valores dos parâmetros dos controladores além dos valores de resistência e indutância das linhas. Assim como comentado no capítulo 5, ambos são resultantes de uma versão simplificada de SEP localizado no interior de São Paulo (ilustrado na figura 5.1 do capítulo 5), o qual representa uma típica aplicação de geração distribuída no Brasil, a co-geração do bagaço de cana-de-açúcar.

A configuração real desse sistema apresentado na figura 5.1 é constituída por geradores síncronos inseridos nas barras 601, 602 e 603, sendo que a potência instalada de tais usinas variam em torno de 1,5 a 5,5 MVA. O caso base possui uma potência total de 10,66 MW e 0,29 MVAr e as cargas somam um total de 10,48 MW e 2,51 MVAr. Ainda, na versão completa do sistema em estudo, observa-se que a conexão com o sistema de subtransmissão é feita através de um transformador de três enrolamentos de 138/11,5/13,8 kV conectado em Y/ Δ /Yg. Todas as barras do sistema operam com nível de tensão de 13,8 kV, com exceção da barra 603 que opera com 2,4 kV.

O sistema completo é composto por 32 barras, 5 transformadores e 27 seções de linha, resultando em 51 km em linhas de distribuição. Os dados das linhas de distribuição e das carga foram obtidos em (ABREU, 2005) e podem ser vistos nas tabelas A.1 e A.2. Já os dados dos transformadores são mostrados a seguir para ($S_{base} = 10$ MVA):

• **TR1**: R = 0.0 pu e X = 0.0565 pu;

- **TR2**: R = 0.0 pu e X = 0.0396 pu;
- **TR3WIND**: $R_{1-2} = R_{2-3} = R_{3-1} = 0.0$ pu, $X_{1-2} = 0.0989$ pu, $X_{2-3} = 0.057$ pu e $X_{3-1} = 0.174$ pu

Para obtenção dos sistemas de teste é realizado o cálculo do equivalente de Thévenin desse sistema completo visto da barra 806. Vale ressaltar que os 4 geradores originais não foram considerados para esse cálculo, ficando a geração síncrona distribuída representada através da conexão de um gerador síncrono na barra 807 dos sistemas-teste. Os dados desse gerador síncrono inserido se altera nos dois sistemas utilizados como teste como será visto nas próximas seções. Na figura 5.2 no capítulo 5 é possível visualizar o diagrama unifilar do sistema após ter sido realizado o cálculo do equivalente de Thévenin visto da barra 806, consistindo basicamente num sistema máquina versus barramento infinito. Quanto a linha de distribuição desse sistema, vale ressaltar que ela é modelada conforme mostrado na seção 2.3.2, uma vez que as simulações são realizadas em um sistema trifásico. Assim a matriz de impedância de cada trecho de linha é dada abaixo:

• Trecho BusEq - 806:

$$Z_{eq} = \begin{bmatrix} 9.03 + j5.465 & 0 & 0\\ 0 & 9.03 + j5.465 & 0\\ 0 & 0 & 9.03 + j5.465 \end{bmatrix} (\Omega)$$

• Trecho 806 - 807:

$$Z_{abc} = \begin{bmatrix} 7,563+j3,110 & 1,891+j1,244 & 1,891+j1,244 \\ 1,891+j1,244 & 7,563+j3,110 & 1,891+j1,244 \\ 1,891+j1,244 & 1,891+j1,244 & 7,563+j3,110 \end{bmatrix} (\Omega)$$

Com relação aos dados da máquinas síncronas e dos controladores, esses serão mostrados nas seções a seguir uma vez que eles são diferentes para os dois sistemas testes utilizados.

Barra	Barra	R + jX	Distância
Origem	Destino	(pu/km)	(km)
292	701	0,01+j0,02	0,25
292	901	0,01+j0,02	1,75
292	801	0,01+j0,02	$0,\!01$
901	501	0,02+j0,03	0,01
901	902	0,01 + j0,02	$3,\!65$
901	904	0,01+j0,02	$0,\!33$
902	903	0,01+j0,02	4,40
904	905	$0,\!04\!+\!j0,\!03$	$0,\!55$
905	906	0,03+j0,03	$0,\!13$
906	907	$0,\!03\!+\!j0,\!03$	0,75
906	908	$0,\!03\!+\!j0,\!03$	$0,\!30$
908	909	$0,\!08\!+\!j0,\!03$	$1,\!42$
908	910	$0,\!08\!+\!j0,\!03$	1,76
910	911	$0,\!08\!+\!j0,\!02$	9,00
801	802	0,01+j0,02	$2,\!00$
802	803	0,01+j0,02	$2,\!30$
803	804	0,01+j0,02	$2,\!65$
804	601	0,00+j0,00	0,00
803	805	$0,\!08\!+\!j0,\!03$	$3,\!20$
805	806	$0,\!08\!+\!j0,\!03$	1,73
806	807	$0,\!08\!+\!j0,\!03$	$3,\!55$
801	808	0,01 + j0,02	$2,\!30$
808	809	$0,\!01\!+\!j0,\!02$	$0,\!25$
809	810	0,01+j0,02	1,55

Tabela A.1: Sistema Completo - Dados das Linhas

Tabela A.2: Sistema Completo - Dados das Cargas

Barra	P(MW)	Q(MVAr)	Barra	P(MW)	Q(MVAr)
601	$5,\!5$	0,0	813	0,0	0,0
602	$0,\!0$	0,2	901	$0,\!12$	0,06
701	1,9	$0,\!87$	902	0,06	0,03
802	$0,\!01$	0,01	903	$0,\!00$	$0,\!00$
803	0,02	0,01	904	$0,\!11$	$0,\!05$
804	$1,\!25$	$0,\!57$	905	$0,\!59$	$0,\!29$
805	$0,\!0$	0,00	906	0,16	$0,\!08$
806	$0,\!04$	0,02	907	$0,\!00$	$0,\!00$
807	$0,\!05$	0,02	908	$0,\!08$	$0,\!04$
808	0,06	0,03	909	0,09	$0,\!05$
809	$0,\!11$	$0,\!05$	910	$0,\!10$	$0,\!05$
810	0,1	$0,\!05$	812	$0,\!03$	$0,\!01$
811	0,07	0,03			

A.1 Sistema de teste 1

O sistema teste 1, conforme já foi comentado em capítulos anteriores, busca representar o esquema de co-geração de energia através do bagaço de cana-de-açúcar. Portanto o sistema corresponde basicamente a uma máquina síncrona acoplada a turbina a vapor conectada na barra 807, representando a GSD do sistema mostrado na figura 5.2 no capítulo 5.

As características das malhas de controle e do gerador também foram adquiridos em (ABREU, 2005) e são apresentados em sequência.

Características da Máquina Síncrona

- $\theta = -5, 6^{\circ}, P = 2, S_{base} = 10$ MVA, $V_{base} = 13, 8$ KV, H = 0, 7 s, D = 0 pu.
- $r_a = 0$ pu, $x_l = 0, 1$ pu, $x_d = 2,06$ pu, $x_q = 2,5$ pu, $x'_d = 0,389$ pu, $x'_q = 0,3$ pu, $x'_d = 0,254$ pu, $x_0 = 0,01$ pu.
- $T'_{do} = 7,8$ s, $T'_{qo} = 3$ s, $T''_{do} = 0,066$ s, $T''_{qo} = 0,075$ s.

Regulador de Velocidade

Conforme já comentado na seção 2.4.1, o modelo de regulador de velocidade adotado para o sistema teste 1 corresponde ao IEEE TGOV1, os valores dos parâmetros desse controlador são:

• $R_v=0.05$ pu
, $T_{v1}=0.05$ s, $T_{t1}=1.5$ s, $T_{t2}=5.0$ e
 $D_{TURB}=0.0$ pu

Regulador Automático de Tensão - AVR

O diagrama de blocos do AVR adotado é mostrado na figura 2.8, o qual é normalmente chamado de regulador com ação e excitatriz rápida. Os valores dos utilizados em seus parâmetros são:

• $K_a = 100 \text{ e } T_a = 0.15$

A.2 Sistema de teste 2

Já o sistema teste 2, conforme também já comentado em capítulos anteriores, é relativo a uma pequena central hidrelétrica conectada ao sistema de distribuição. Portanto uma máquina síncrona acoplada a uma turbina hidráulica é conectada a barra 807, representando a GSD na figura 5.2.

As características das malhas de controle e do gerador também podem ser vistos em sequência:

Características da Máquina Síncrona

- $\theta = -5, 6^{\circ}, P = 9, S_{base} = 10$ MVA, $V_{base} = 13, 8$ KV, H = 1, 45 s, D = 0 pu.
- $r_a = 0,00125$ pu, $x_l = 0,1$ pu, $x_d = 1,45$ pu, $x_q = 1,1$ pu, $x'_d = 0,45$ pu, $x'_q = 0,45$ pu, $x''_q = 0,450$ pu, $x''_q = 0,450$ pu, $x_0 = 0,01$ pu.
- $T'_{do} = 6,8$ s, $T'_{qo} = 0$ s, $T''_{do} = 0,066$ s, $T''_{qo} = 0,09$ s.

Regulador de Velocidade

Os parametros do regulador de velocidade adotado para o sistema 2 podem ser visto abaixo, sendo que a representação do diagrama de blocos desse regulador é mostrada em 2.6

• G = 1 pu, $T_{rv1} = 0,005$ s, $T_{rv2} = 0,005$ s, $T_{rv3} = 0,04$, K = 1 pu, $T_W = 0,005$

Regulador Automático de Tensão - AVR

O diagrama de blocos do AVR adotado é o mesmo adotado para o sistema 1. Os valores dos seus parâmetros são:

• $K_a = 100 \text{ e } T_a = 0.07$