

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ

BÁRBARA MENDES RAMOS

ALGORITMO PARA IDENTIFICAÇÃO DE MODOS ELETROMECÂNICOS DE  
BAIXA FREQUÊNCIA NO CONTEXTO DA GERAÇÃO DISTRIBUÍDA

CURITIBA

2016

BÁRBARA MENDES RAMOS

ALGORITMO PARA IDENTIFICAÇÃO DE MODOS ELETROMECAÑICOS DE  
BAIXA FREQUÊNCIA NO CONTEXTO DA GERAÇÃO DISTRIBUÍDA

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

Orientador: Prof. Dr. Roman Kuiava

CURITIBA

2016

Ramos, Bárbara Mendes

Algoritmo para identificação de modos eletromecânicos de baixa frequência no contexto da geração distribuída / Bárbara Mendes Ramos – Curitiba, 2016.

113 f. : il. (algumas color.) ; 30 cm

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

Inclui bibliografia

1. Estabilidade a pequenas perturbações. 2. Geração distribuída. 3. Modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência. 4. Técnicas de estimação modal. 5. ESPRIT. 6. TLS-ESPRIT. 7. WTLS-ESPRIT. I. Kuiava, Roman. II. Universidade Federal do Paraná. III. Título.

CDD 621.3

## TERMO DE APROVAÇÃO

BÁRBARA MENDES RAMOS

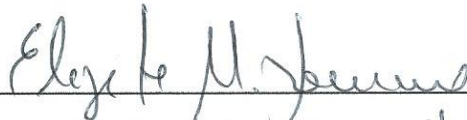
### ALGORITMO PARA IDENTIFICAÇÃO DE MODOS ELETROMECAÑICOS DE BAIXA FREQUÊNCIA NO CONTEXTO DA GERAÇÃO DISTRIBUÍDA

Dissertação aprovada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre no Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Setor de Tecnologia da Universidade Federal do Paraná, pela seguinte banca examinadora:



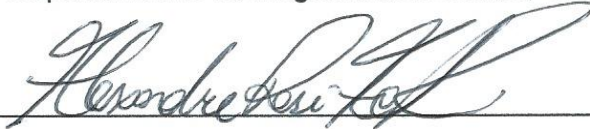
Prof. Dr. Roman Kuiava – Orientador

Departamento de Engenharia Elétrica, UFPR



Prof. Dr. Elizete Maria Lourenço – Convidado

Departamento de Engenharia Elétrica, UFPR



Prof. Dr. Alexandre Rasi Aoki – Convidado

Departamento de Engenharia Elétrica, UFPR



Prof. Dr. André Eugênio Lazzaretti – Convidado

Departamento Acadêmico de Eletrônica, UTFPR

Curitiba, 23 de Março de 2016.

*Dedico este trabalho aos meus pais Rogério e Jucélia, por toda a educação,  
apoio e incentivo que me é dado.*

## **AGRADECIMENTOS**

Ao professor Roman Kuiava, pelo conhecimento transmitido, pela experiência em ensino e pesquisa, pela confiança depositada e pela grande atenção e paciência disponibilizadas.

Aos demais professores do programa de pós-graduação pela transmissão de conhecimento imprescindíveis para o desenvolvimento desta pesquisa.

Agradeço aos meus pais Rogério e Jucélia, por todo suporte, apoio e incentivo que me é dado. À Isabela, pelos momentos de preguiça e descontração.

Ao Felipe pelo companheirismo, pela paciência e confiança incondicional em mim depositada.

Aos colegas de laboratório do PPGEE/UFPR, pela companhia durante todo o processo, conversas e apoio desde o início.

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

## RESUMO

O aumento da inserção de geração distribuída no sistema elétrico nacional vem acompanhado de uma mudança no paradigma da operação das redes de distribuição, pois esta forma de geração transforma as redes de distribuição, tipicamente passivas, em redes ativas. Características dinâmicas que antes pertenciam aos sistemas de transmissão estão agora presentes em sistemas de distribuição. Com isso surgem os problemas de estabilidade relacionados à inserção de geradores síncronos, como as oscilações eletromecânicas mal amortecidas, que podem agora afetar também os sistemas de distribuição. Tradicionalmente a análise de estabilidade a pequenas perturbações utiliza a linearização através do modelo matemático do sistema em torno de um ponto de equilíbrio de interesse, e esta abordagem é justificável considerando que as pequenas perturbações não afastam significativamente o sistema do seu ponto de equilíbrio inicial. A principal dificuldade nesta abordagem refere-se à complexidade em constituir um modelo matemático satisfatório do sistema. Assim, como alternativa existem as técnicas de estimação modal. O presente trabalho aborda as técnicas ESPRIT, TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT, que são técnicas de estimação modal baseadas na reconstrução de sinais transitórios, em uma soma de senóides amortecidas. Porém estas técnicas necessitam de um valor de referência, geralmente obtido via abordagem por modelo matemático, que possibilite a comparação com o resultado obtido. Sendo assim, propõe-se um algoritmo para estimação de modos eletromecânicos que dispense a comparação com uma referência. Esta identificação é feita através da delimitação de parâmetros para a aplicação da técnica de estimação modal, seguida de uma análise dos resultados. As simulações foram realizadas para uma rede de distribuição com a presença de um grupo de três geradores síncronos e, em seguida, com a presença de seis geradores síncronos. Os testes foram realizados considerando-se perturbações em diferentes locais da rede. A partir destes testes foi possível constatar que o algoritmo apresenta resultados favoráveis, verificados através de um desvio padrão baixo e valor médio próximo ao obtido com o sistema linearizado, quando aplicado em um sistema com número limitado de geradores, e para sistemas maiores os resultados apresentam baixo valor de desvio padrão, mostrando assim um resultado consistente.

Palavras-chave: Estabilidade a pequenas perturbações. Geração distribuída. Modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência. Técnicas de estimação modal. ESPRIT. TLS-ESPRIT. WTLS-ESPRIT.

## ABSTRACT

Increased integration of distributed generation in the national electric system is followed by a change in paradigm of the operation of distribution networks, as this form of generation transforms the distribution networks, typically passive in an active network. Dynamic characteristics that once belonged to the transmission systems are now present in distribution systems. Therewith comes the system stability issues related to the integration of synchronous generators, such as poorly damped electromechanical oscillations, that can now also affect the distribution systems. Traditionally, the small signal stability analysis uses the linearization through the mathematical model of the system around a point with balance of interest, and this approach is justifiable considering that small disturbances do not significantly deviate from the system from its initial equilibrium. The main difficulty in this approach relates to the complexity in forming a satisfactory mathematical model of the system. Thus, as an alternative there's modal estimation techniques. This paper discusses the techniques ESPRIT, ESPRIT-TLS and WTLS-ESPRIT, which are modal estimation techniques based on the reconstruction of transient signals in a sum of damped sinusoids. However, these techniques require a reference value that allows comparison with the result obtained. Therefore, it is proposed an algorithm for estimation of electromechanical modes that dispense the comparison with a reference. This identification is done by defining parameters for the application of modal estimation technique, followed by a statistical analysis of the results. The simulations were performed for a distribution network in the presence of a group of three synchronous generators and then, with the presence of six synchronous generators. The tests were performed considering disturbances in different network locations. From these tests it was found that the algorithm has favorable results, showing a consistent result. verified by a low standard deviation and average value close to that obtained with the linearized system, when applied to a system with a limited number of generators, and for larger systems the results show low standard deviation value, thus showing a consistent result.

Keywords: Stability to small perturbations. Distributed generation. Electromechanical oscillation modes of low frequency. Modal estimation techniques. ESPRIT. TLS-ESPRIT. WTLS-ESPRIT.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Diagrama esquemático de uma máquina síncrona de polos salientes .....	27
Figura 2 - Diagrama de blocos do AVR tipo DC1 .....	30
Figura 3 - Sistema multimáquinas usado no estudo de estabilidade transitória .....	33
Figura 4 - Classificação da estabilidade de sistemas de potência .....	36
Figura 5 - Exemplo de matrizes de ponderação. (a) O peso maior é atribuído aos elementos centrais da matriz (b) O peso maior é atribuído aos elementos finais (c) O peso maior é atribuído aos elementos iniciais.....	63
Figura 6 - Exemplo de resposta transitória obtida através da simulação do sistema elétrico para a incidência de uma perturbação e comparado com o sinal puro.....	67
Figura 7 - Exemplo de sinal com ruído já filtrado e comparado com o sinal puro .....	68
Figura 8 - Exemplo de reamostragem do sinal com o ruído filtrado .....	69
Figura 9 - Exemplo de sinal reconstituído após a aplicação da técnica de estimação modal .....	71
Figura 10 - Fluxograma do algoritmo proposto para identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência via técnica de decomposição modal .....	73
Figura 11 - Diagrama unifilar do sistema de distribuição de energia elétrica em estudo .....	76
Figura 12 - Frequência de utilização dos parâmetros $p$ e $M$ para a obtenção dos resultados preliminares .....	79
Figura 13 - Resultado das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito nos ramos 292-701 sem a presença de ruído.....	81
Figura 14 - Sinais das velocidades angulares dos geradores para caso com curto circuito entre as barras 292-701 com presença de ruído .....	83
Figura 15 - Frequência de utilização dos parâmetros $p$ e $M$ para caso com 3 geradores e falta entre os ramos 292-701.....	84
Figura 16 - Resultado das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito entre os ramos 292-701 .....	85
Figura 17 - Resultado das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito entre os ramos 801-808.....	87
Figura 18 - Resultado das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito entre os ramos 904-905.....	89

Figura 19 - Resultado das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre os ramos 801-808 .....	92
Figura 20 - Resultado das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre os ramos 805-806 .....	94
Figura 21 - Resultado das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre os ramos 904-905 .....	96
Figura 22 - Frequência de utilização dos parâmetros p e M para caso com 3 geradores e falta entre os ramos 801-808.....	113
Figura 23 - Frequência de utilização dos parâmetros p e M para caso com 3 geradores e falta entre os ramos 904-905.....	114

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Comparação das características das técnicas ESPRIT, TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT .....	65
Tabela 2 - Modos eletromecânicos para o caso com três geradores calculados via <i>PacDyn</i> .....	78
Tabela 3 - Resultados das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito nos ramos 292-701 sem a presença de ruído com cálculo de valor médio ( $x$ ) e desvio padrão ( $\sigma$ ) .....	82
Tabela 4 - Resultados das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito entre as barras 292-701 com cálculo de valor médio ( $x$ ) e desvio padrão ( $\sigma$ ) .....	86
Tabela 5 - Resultados das simulações do caso com três geradores com curto-circuito entre os ramos 801-808 com cálculo de valor médio ( $x$ ) e desvio padrão ( $\sigma$ ).....	88
Tabela 6 - Resultados das simulações do caso com três geradores com curto-circuito entre os ramos 904-905 com cálculo de valor médio ( $x$ ) e desvio padrão ( $\sigma$ ).....	90
Tabela 7 - Modos eletromecânicos para o caso com seis geradores calculados via <i>PacDyn</i> .....	91
Tabela 8 - Resultados das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre os ramos 801-808 com cálculo de valor médio ( $x$ ) e desvio padrão ( $\sigma$ ) .....	93
Tabela 9 - Resultados das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre as barras 805-806 com cálculo de valor médio ( $x$ ) e desvio padrão ( $\sigma$ ) .....	95
Tabela 10 - Resultados das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre as barras 904-905 com cálculo de valor médio ( $x$ ) e desvio padrão ( $\sigma$ ) .....	97
Tabela 11- Dados das cargas e barras do sistema.....	107
Tabela 12 - Dados das linhas.....	109
Tabela 13 - Características operativas e dados dos parâmetros do modelo do gerador .....	110

## LISTA DE SIGLAS

<b>AVR</b>	<i>Automatic Voltage Regulators</i>
<b>DFACTS</b>	<i>Distributed Flexible AC Transmission</i>
<b>ESP</b>	Estabilizador do Sistema de Potência
<b>ESPRIT</b>	<i>Estimation of Signal Parameters via Rotational Invariant Technique</i>
<b>GD</b>	Geração Distribuída
<b>IEEE</b>	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>
<b>Matlab</b>	<i>Matrix Laboratory</i>
<b>PSS</b>	<i>Power System Stabilizer</i>
<b>RAT</b>	Reguladores Automáticos de Tensão
<b>SEP</b>	Sistema Elétrico de Potência
<b>TLS</b>	<i>Total Least Squares</i>
<b>WTLS</b>	<i>Weighted Total Least Square</i>

## SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO .....	16
1.1	CONTEXTO .....	16
1.2	CARACTERIZAÇÃO DO TEMA DA PESQUISA.....	17
1.3	PROPOSTA DA PESQUISA .....	21
1.4	OBJETIVOS .....	22
1.4.1	Objetivo geral.....	22
1.4.2	Objetivos específicos.....	22
1.5	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO.....	22
2	MODELAGEM MATEMÁTICA DE REDES DE DISTRIBUIÇÃO COM A PRESENÇA DE GERADORES SÍNCRONOS .....	24
2.1	MODELO DE GERADOR SÍNCRONO .....	25
2.2	MODELO DO REGULADOR AUTOMÁTICO DE TENSÃO .....	29
2.3	MODELO DE REDE DE DISTRIBUIÇÃO .....	31
3	O PROBLEMA DAS OSCILAÇÕES ELETROMECÂNICAS DE BAIXA FREQUÊNCIA.....	35
3.1	ESTABILIDADE DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA .....	35
3.1.1	Modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência.....	37
3.2	OSCILAÇÕES ELETROMECÂNICAS EM SISTEMAS DE GERAÇÃO DISTRIBUÍDA.....	38
3.3	ABORDAGEM MATEMÁTICA PARA SE ESTUDAR O PROBLEMA .....	40
3.3.1	Linearização de Sistemas Dinâmicos .....	40
3.3.2	Autovalores e Autovetores da Matriz de Estados .....	43
3.3.3	Modos de Resposta.....	45
4	MÉTODOS DE DECOMPOSIÇÃO MODAL.....	48
4.1	PRINCIPAIS CATEGORIAS .....	48

4.1.1	<i>Ringdown Analysis</i> .....	49
4.1.2	<i>Mode-Meter Algorithms</i> .....	50
4.2	MÉTODO ESPRIT .....	51
4.2.1	Formulação do método ESPRIT .....	53
4.3	MÉTODO TLS-ESPRIT .....	59
4.3.1	Formulação do TLS-ESPRIT .....	59
4.4	MÉTODO WTLS-ESPRIT .....	61
4.4.1	Formulação do WTLS-ESPRIT .....	62
4.5	CONSIDERAÇÕES FINAIS DO CAPÍTULO .....	65
5	ALGORITMO PROPOSTO PARA IDENTIFICAÇÃO DE MODOS ELETROMECÂNICOS DE BAIXA FREQUÊNCIA .....	66
5.1	ALGORITMO PROPOSTO .....	67
6	TESTES E RESULTADOS .....	74
6.1	SISTEMA DE DISTRIBUIÇÃO EM ESTUDO .....	75
6.2	TESTES REALIZADOS .....	77
6.2.1	Resultados preliminares .....	77
6.2.2	Caso com três geradores .....	82
6.2.3	Caso com seis geradores .....	91
6.3	RESULTADOS E DISCUSSÕES .....	98
7	CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS .....	99
7.1	CONCLUSÕES FINAIS .....	99
7.2	TRABALHOS FUTUROS .....	101
	REFERÊNCIAS .....	103
	ANEXO A .....	107
A.1	DADOS DAS CARGAS E BARRAS DO SISTEMA .....	107
A.2	DADOS DAS LINHAS .....	108
A.3	DADOS DOS GERADORES .....	109

ANEXO B – INVARIÂNCIA ROTACIONAL .....	111
APÊNDICE .....	113

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTO

A geração de energia vem integrando um novo conceito de produção descentralizada de energia de pequenas potências utilizando recursos renováveis e tecnologias de geração eficiente que se encontram mais próximas da carga final.

Segundo Ackermann, Andersson e Söder (2001) a produção descentralizada de energia é chamada de geração distribuída (GD) e pode ser definida como a geração de energia elétrica dentro de redes de distribuição.

Por não terem sido concebidas para conectar fontes geradoras de energia elétrica, as redes de distribuição apresentam dificuldades com essa conexão como: atuação indevida dos dispositivos de proteção de alimentadores, perda de coordenação da proteção de sobrecorrente e a alteração da corrente de curto-circuito, o que exige um novo sistema de proteção ou um novo paradigma de planejamento e operação da rede de distribuição. Outra dificuldade se dá com relação ao fluxo de potência, pois o sistema de distribuição sem a presença de geração distribuída apresenta tipicamente um fluxo unidirecional, e com a inserção de GD esse fluxo pode ser bidirecional. O aparecimento de um fluxo de potência inverso na rede elétrica pode influenciar o sistema de distribuição em termos de perdas de energia, perfil de tensão, confiabilidade e qualidade de energia. Há ainda o fato das redes de distribuição possuírem arranjos tradicionalmente radiais, diferente dos sistemas de transmissão, que são predominantemente malhadas, e a redundância no sistema é quase inexistente (ACKERMANN *et al.*, 2001).

Podem ser citados outros desafios técnicos da instalação da GD, tais como: o alto custo; as ferramentas de simulação e planejamento da expansão do setor elétrico não integrarem em seus estudos o impacto do crescente número de pequenos geradores próximos aos centros de carga; o elevado número de componentes instalados na rede dificultam a garantia das condições de estabilidade das próprias unidades de GD, assim como, do sistema elétrico constituído pelos sistemas de geração e transmissão (MME, 2010).

A GD pode ser dividida conforme a tecnologia empregada para geração. As tecnologias de geração que recebem maior destaque são aquelas de origem renovável. Quando consideram-se apenas as características elétricas de geração, a

GD pode ser dividida em três grupos: os geradores síncronos, os geradores assíncronos e as fontes conectadas por inversores (KAUHANIEMI; KUMPULAINEN, 2004). Dentro da categoria dos geradores síncronos destacam-se os turbo-geradores movidos por turbinas térmicas ou a gás. Já na segunda categoria, os geradores eólicos e os motores de combustão interna a diesel apresentam maior destaque. Por fim, os inversores são utilizados como conexão entre a rede de distribuição, que opera em corrente alternada, e dispositivos que geram energia elétrica na forma de corrente contínua, ou em uma frequência diferente da frequência nominal da rede. As formas de geração em corrente contínua que possuem relevância são os painéis fotovoltaicos, independentes ou acoplados à sistemas de armazenamento.

O foco nesse trabalho é com relação a produção de energia elétrica através dos geradores síncronos, os quais não necessitam de conversores e podem ser conectados diretamente nos sistemas de distribuição e subtransmissão por meio de transformadores. A análise do comportamento dinâmico de redes de distribuição com geradores síncronos após a ocorrência de perturbações pode ser feita de acordo com a teoria de estabilidade de sistemas elétricos de potência (SEPs).

## 1.2 CARACTERIZAÇÃO DO TEMA DA PESQUISA

Estabilidade de um SEP é a sua capacidade, dada uma condição de operação inicial, de recuperar seu estado de equilíbrio operacional, quando sujeito a um distúrbio. Os distúrbios aos quais os SEPs estão sujeitos podem ser 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, por faltas temporárias no sistema de curta duração. Por outro lado, as grandes perturbações são os distúrbios de natureza grave, que afastam significativamente o ponto de operação do sistema do seu respectivo equilíbrio (KUNDUR *et al.*, 2004).

As pequenas perturbações podem excitar os modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência que são intrínsecos aos SEPs. O termo “eletromecânico” vem do fato de que tais modos oscilatórios são observados principalmente como oscilações no ângulo e velocidade angular do rotor das máquinas síncronas (variáveis mecânicas da máquina elétrica) e oscilações nos fluxos de potência ativa das linhas. Ainda, estes modos oscilatórios são considerados de

baixa frequência porque sua frequência encontra-se, geralmente, na faixa entre 0,1 Hz à 6 Hz, dependendo da natureza do modo.

Quando mal amortecidas, as oscilações eletromecânicas podem causar desgastes mecânicos nas máquinas do sistema e restrições na capacidade de transferência de potência em linhas. Em casos extremos, quando o amortecimento destas oscilações é negativo, elas podem provocar a perda de sincronismo dos geradores.

O aumento da inserção de pequenos geradores em redes de distribuição pode afetar de forma significativa todos os tipos de estabilidade, envolvendo as principais grandezas de análise, ou seja, frequência, tensão e ângulo do rotor. Isto ocorre principalmente pelo fato de que a presença de geradores síncronos nas redes de distribuição favorece o aparecimento de comportamentos dinâmicos comparáveis aos observados em sistemas de geração e transmissão, tal como a presença de oscilações eletromecânicas de baixa frequência (EDWARDS *et al.*, 2000; GOMES *et al.*, 1999; KUIAVA, 2010). Kuiava *et al.* (2008) e Salim *et al.* (2010), por exemplo, associaram o aumento da inserção de GD baseada em gerador síncrono com a deterioração do amortecimento de modos de oscilação eletromecânicos do sistema, com consequência na qualidade da tensão entregue nos barramentos de carga.

Para a análise de estabilidade a pequenas perturbações (o que inclui a análise dos modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência), a técnica usualmente utilizada é a linearização do modelo matemático do sistema em torno de um ponto de equilíbrio de interesse. A utilização desta abordagem linearizada é justificável pois as pequenas perturbações são consideradas suficientemente pequenas de forma a não afastar significativamente o sistema do seu ponto de equilíbrio inicial, no caso de a condição operativa ser estável.

O modelo matemático linearizado em torno de um ponto de operação é constituído por um conjunto de equações diferenciais ordinárias invariantes no tempo. A solução deste tipo de problema é baseada na aplicação de técnicas de análise de sistemas lineares, envolvendo o cálculo e análise dos autovalores e autovetores da matriz de estados do modelo (CHEN, 1999). Os autovalores desta matriz de estados trazem, por exemplo, informações a respeito do amortecimento e frequência das oscilações eletromecânicas de baixa frequência presentes no sistema (KUNDUR, 1994).

A principal dificuldade em adotar esta abordagem de análise de estabilidade via modelo matemático linearizado refere-se à complexidade existente em constituir um modelo matemático do sistema que represente de forma satisfatória os fenômenos dinâmicos de interesse para o estudo, principalmente em se tratando de redes de distribuição com GD. Isto porque, um grande número de informações é demandado para que o modelo seja preciso, e muitos dos dados disponíveis são imprecisos ou incompletos, como é o caso, dos dados dos ramos e cargas da rede. Além do mais, a operação destas redes é geralmente desequilibrada, o que aumenta ainda mais a complexidade do processo de modelagem do sistema (SALIM; RAMOS, 2012).

Uma alternativa mais recente para o estudo da estabilidade a pequenas perturbações é a utilização de métodos de decomposição modal, que processam sinais extraídos diretamente da rede (por exemplo, tensões de barras, velocidades angulares de geradores, entre outros) através de unidades de medição fasorial sincronizada, para estimação dos modos eletromecânicos de baixa frequência do sistema. Os métodos de decomposição modal podem ser divididos em duas categorias principais: *Ringdown Analysis*, cujos métodos se baseiam na análise dos primeiros ciclos de uma resposta transitória do sistema em relação a incidência de uma perturbação e *Mode-Meter Algorithms*, que se baseiam no processamento de dados ambiente, ou seja, em dados que podem ou não ser provenientes de respostas transitórias e podem ser utilizados qualquer porção do sinal (TRUDNOWSKI *et al.*, 2009). A partir da medição de um sinal (ou de um conjunto de sinais) do sistema, a uma taxa de amostragem adequada e ao longo de um intervalo de operação, devem ser aplicados algoritmos de reconhecimento de padrões que identifiquem as janelas que correspondem a uma resposta transitória e as janelas que correspondem a dados ambiente. Dessa forma é possível, numa etapa seguinte, realizar a decomposição modal utilizando o método mais adequado tendo em vista a natureza do sinal coletado.

Para a aplicação dos métodos de decomposição modal em redes de distribuição com GD deve ser levado em consideração que os sinais podem apresentar componentes com ruídos e o sistema pode apresentar múltiplos modos com frequência e amortecimento semelhantes entre si, além de outras características, como desequilíbrio nas condições operativas da rede (FERNANDES, 2012).

Ainda com relação a redes de distribuição com GD, pelo fato das unidades geradoras estarem localizadas eletricamente próximas entre si, as pequenas perturbações que eventualmente ocorrem na rede tendem a estimular todos os modos

eletromecânicos presentes no sistema, o que é um indicativo da possibilidade de uso das versões multi-entradas dos métodos de decomposição modal para a realização de estimação centralizada.

A estimação centralizada é ainda pouco explorada na literatura, tendo em vista que a maior fonte de aplicação destes métodos é para sistemas de geração e transmissão de energia elétrica, onde a aplicação de métodos de decomposição modal multi-entradas encontra diversos problemas técnicos, como a medição e transmissão de sinais em tempo real a longas distâncias, perda de sinais, dentre outros. Aqui, o termo “multi-entradas” refere-se à possibilidade de processamento simultâneo de vários sinais medidos no sistema pelos métodos de decomposição modal. Já o termo “estimação centralizada” refere-se ao fato de que a estimação ocorre em uma central de processamento (que pode estar localizada no centro de operação do sistema) que recebe sinais provenientes de diversas partes da rede.

Em relação a aplicação de métodos de decomposição modal no contexto da GD, Lobos *et al.* (2007) apresentou a avaliação de transientes originados em um sistema com gerador de indução impulsionado por turbina eólica e compensado por banco de capacitores, onde o método Prony foi aplicado para determinar os parâmetros do sinal em diferentes modos de operação. Pode-se destacar também o trabalho de Salim e Ramos (2011) que utiliza outra técnica de estimação modal para a identificação dos modos eletromecânicos, o ESPRIT (*Estimation of Signal Parameters via Rotational Invariant Technique*). Salim e Ramos (2011) aplicaram o método ESPRIT para o estudo da estabilidade a pequenas perturbações em sistemas de distribuição considerando a característica de desequilíbrio de carga. O uso do ESPRIT para identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência é recente e Fernandes (2012) apresenta um estudo comparativo entre os métodos ESPRIT e Prony para estimação de modos de oscilação eletromecânicos em redes de distribuição operando de forma desequilibrada.

Na literatura verifica-se o desenvolvimento de aprimoramentos das técnicas de decomposição modal já consagradas. Tripathy *et al.* (2011) utiliza uma versão modificada do TLS-ESPRIT, do inglês *Total Least Squares*, que é um método de ajuste quando há erros tanto no vetor de observação quanto na matriz de dados, para identificar os modos *on-line* correspondentes às oscilações de baixa frequência em um sistema de energia. Stoica e Viberg (1995) utilizam a ponderação em dois métodos

de decomposição modal, sendo um deles o TLS-ESPRIT, onde este se mostra mais eficiente para obter soluções para um sistema com perturbação Gaussiana.

A justificativa para esta pesquisa se encontra no fato de que um dos grandes desafios na aplicação destes métodos de decomposição modal refere-se a escolha dos parâmetros de entrada exigidos por tais métodos. Em geral, diferentes resultados de estimação podem ser obtidos para diferentes escolhas de parâmetros de entrada. Além do mais, geralmente nem todos os modos oscilatórios estimados são modos eletromecânicos comparáveis a aqueles calculados via modelo linearizado do sistema, o que exige a elaboração e implementação de algoritmos que filtrem e identifiquem, de forma satisfatória, quais modos de oscilação são eletromecânicos, dentre todos os modos estimados.

Ainda, a eficiência da estimação centralizada ainda é incerta para aplicações em redes de distribuição com GD e faltam estudos científicos apontando, de forma precisa, qual o método mais adequado para estimativa de modos eletromecânicos no contexto da geração distribuída.

### 1.3 PROPOSTA DA PESQUISA

Assim, de acordo com a argumentação apresentada, esse trabalho propõe um algoritmo para aplicação de técnicas de decomposição modal baseadas na categoria *Ringdown Analysis*, visando minimizar as dificuldades encontradas tanto para a escolha dos parâmetros de entrada do respectivo método de decomposição modal, como para a filtragem e identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência.

Para aplicação do algoritmo proposto, diferentes técnicas de decomposição modal baseadas na categoria *Ringdown Analysis* são avaliadas e comparadas entre si, a saber, as versões multi-entradas dos métodos ESPRIT, TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT.

## 1.4 OBJETIVOS

### 1.4.1 Objetivo geral

Este trabalho apresenta como objetivo principal a estimação de modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência em redes de distribuição com GD baseada em gerador síncrono por meio de métodos de decomposição modal baseados na categoria *Ringdown Analysis*.

### 1.4.2 Objetivos específicos

Os objetivos específicos desse trabalho são:

- Implementar computacionalmente o sistema teste;
- Implementar computacionalmente as versões multi-entradas das técnicas de decomposição modal ESPRIT, TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT;
- Testar e definir as faixas de valores dos parâmetros a serem utilizados nos métodos de decomposição modal.
- Propor um algoritmo para aplicação de tais técnicas de decomposição modal, visando minimizar as dificuldades encontradas para a escolha dos parâmetros de entrada do respectivo método. Além do mais, o algoritmo proposto deve identificar de forma satisfatória os modos eletromecânicos de baixa frequência;
- Validar e testar o algoritmo proposto;
- Realizar uma análise comparativa entre os três métodos de decomposição modal escolhidos.

## 1.5 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

Esta dissertação de mestrado seguirá a estrutura a seguir:

- No **Capítulo 1** apresentam-se o contexto e a caracterização do tema da pesquisa, juntamente com a proposta e os objetivos;

- No **Capítulo 2** é apresentado o modelo das redes de distribuição com geradores síncronos;
- No **Capítulo 3** é apresentado o problema das oscilações eletromecânicas e é desenvolvida a abordagem matemática utilizada para o estudo clássico do problema;
- O **Capítulo 4** apresenta as técnicas de decomposição modal adotadas, descritas com uma abordagem multivariável;
- No **Capítulo 5** é apresentado o algoritmo proposto para identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência.
- No **Capítulo 6** é apresentado o sistema-teste de distribuição em estudo, os cenários analisados, bem como os resultados obtidos;
- O **Capítulo 7** aborda as considerações finais e conclusão geral do trabalho, também propondo estudos futuros envolvendo diferentes itens abordados nesta dissertação.

## 2 MODELAGEM MATEMÁTICA DE REDES DE DISTRIBUIÇÃO COM A PRESENÇA DE GERADORES SÍNCRONOS

A abordagem tradicional para análise dos modos eletromecânicos de baixa frequência se dá a partir de um modelo matemático linearizado do sistema em relação a uma condição operativa de interesse. Por conta disto, este capítulo apresenta a modelagem matemática de uma rede de distribuição com a presença de GD baseada em gerador síncrono. O modelo matemático que é apresentado aqui é geral o suficiente para representar o comportamento dinâmico de um sistema de geração distribuída constituído por uma rede de distribuição balanceada, a qual é composta por cargas do tipo impedância constante e por geradores síncronos de polos lisos (ou turbo-geradores) com a inclusão de reguladores automáticos de tensão (RATs ou, do inglês, AVR para *Automatic Voltage Regulators*) de primeira ordem, padrão IEEE-DC1A (IEEE, 2006).

O modelo matemático resultante é de natureza não-linear, algébrico-diferencial e descrito na forma de espaço de estados:

$$\dot{\bar{x}}(t) = \bar{f}(\bar{x}(t), z(t), u(t)) \quad (2.1)$$

$$0 = g(\bar{x}(t), z(t)) \quad (2.2)$$

em que a notação do ponto presente na equação (2.1) significa diferenciação com relação ao tempo contínuo  $t$ ;  $\bar{f}: \mathbb{R}^n \times \mathbb{R}^m \times \mathbb{R}^p \rightarrow \mathbb{R}^n$  e  $g: \mathbb{R}^n \times \mathbb{R}^m \rightarrow \mathbb{R}^m$  são funções vetoriais não-lineares;  $\bar{x}(t) \in \mathbb{R}^n$  é o vetor constituído pelas variáveis de estado do sistema de geração distribuída (ângulo do rotor, velocidade angular, tensões transitórias de eixo direto e quadratura dos geradores, dentre outras);  $z(t) \in \mathbb{R}^m$  é o vetor das variáveis algébricas (que, no caso, são as tensões complexas das barras terminais dos geradores);  $u(t) \in \mathbb{R}^p$  é o vetor com as entradas de controle do sistema (por exemplo, os sinais produzidos pelos estabilizadores de sistemas de potência).

Para obtenção de um modelo matemático da rede de distribuição com a presença de geradores síncronos na forma (2.1)-(2.2) é necessário desenvolver um modelo matemático para cada elemento que constitui o sistema, no caso, os geradores síncronos, as cargas e a rede de distribuição composta por ramos e transformadores (desconsideram-se, aqui, outros componentes com comportamento

dinâmico que eventualmente podem estar presentes como, por exemplo, transformadores reguladores de tensão, DFACTS e cargas dinâmicas). A modelagem matemática de cada um destes elementos é descrita nas próximas seções.

## 2.1 MODELO DE GERADOR SÍNCRONO

No contexto da GD, têm-se como uma das principais tecnologias para geração de energia elétrica os geradores síncronos com rotor do tipo cilíndrico, os quais são amplamente utilizados em pequenas centrais termoelétricas e os geradores síncronos de polos salientes, os quais são amplamente utilizados em pequenas centrais hidroelétricas. Os geradores síncronos com rotor do tipo cilíndrico costumam possuir poucos polos, normalmente dois ou quatro, pois operam em altas velocidades rotacionais. Por outro lado, os geradores de polos salientes operam em velocidade rotacional baixa. Por tal razão, um número elevado de polos deve ser fixado no rotor dos geradores de polos salientes de modo que uma tensão trifásica de frequência desejada (normalmente, 60 Hz ou 50 Hz) seja induzida nos terminais de saída do enrolamento de armadura.

Para exemplificar, a constituição básica de uma máquina de polos salientes pode ser verificada na Figura 1. Nesta representação, a máquina síncrona é simplificada por uma máquina de dois polos magnéticos, pois máquinas que contem mais polos podem ser modeladas a partir de uma máquina equivalente de dois polos. O enrolamento de armadura é representado pelas bobinas  $aa'$ ,  $bb'$  e  $cc'$  localizados no estator enquanto o enrolamento de campo é representado pela bobina  $F$ , localizado no rotor. O eixo do rotor, chamado de eixo direto, está localizado numa posição  $90^\circ$  em avanço em relação ao chamado eixo em quadratura. O ângulo  $\theta$  mede a defasagem angular entre o eixo direto e a referência fixa do estator, que varia no espaço e no tempo devido ao movimento rotacional do rotor. Ainda no rotor, os enrolamentos amortecedores da máquina estão sendo representados, de forma equivalente, pelas bobinas  $D$  e  $Q$ . Tais enrolamentos tem por finalidade contribuir com o amortecimento de oscilações no rotor da máquina, originadas pelo desbalanço de potência provocado por perturbações (KIMBARK, 1995 e KUNDUR, 1994)

O modelo matemático de máquina síncrona apresentado aqui para estudos de estabilidade é o modelo de quarta ordem, denominado na literatura por modelo de

dois eixos (KUIAVA, 2010). O modelo em questão é formado por equações mecânicas que relacionam o balanço de potência da máquina com a variação angular do rotor. As equações referidas são:

$$\dot{\delta}(t) = \omega_s \omega(t) - \omega_s \quad (2.3)$$

$$\dot{\omega}(t) = \frac{1}{2H} P_a(t) \quad (2.4)$$

em que  $P_a(t)$  é potência acelerante da máquina;  $\delta(t)$  é o ângulo do rotor da máquina,  $H$  é a constante de inércia da máquina,  $\omega(t)$  e  $\omega_s$  são respectivamente a velocidade e velocidade síncrona do rotor.

O ângulo do rotor da máquina,  $\delta(t)$ , é medido pela diferença angular entre a referência síncrona e o eixo do campo magnético gerado pelo enrolamento de campo, chamado de eixo direto. A relação entre o ângulo do rotor e a diferença angular é definida com a adoção de uma referência girante:

$$\delta_m(t) = \theta_m(t) - \left( \omega_s + \frac{\pi}{2} + \alpha \right) \quad (2.5)$$

onde o termo  $\left( \omega_s + \frac{\pi}{2} + \alpha \right)$  é a referência girante adotada,  $\delta_m$  é o ângulo do eixo do rotor em quadratura com relação à referência girante, e  $\alpha$  o ângulo de defasagem entre a referência fixa e a referência girante para um instante de tempo  $t$ .

A constante de inércia  $H$  é definida como sendo a energia armazenada no rotor, por unidade da potência do gerador, quando o mesmo opera na velocidade síncrona (ANDERSON; FUAD, 2003 e KUNDUR, 1994)

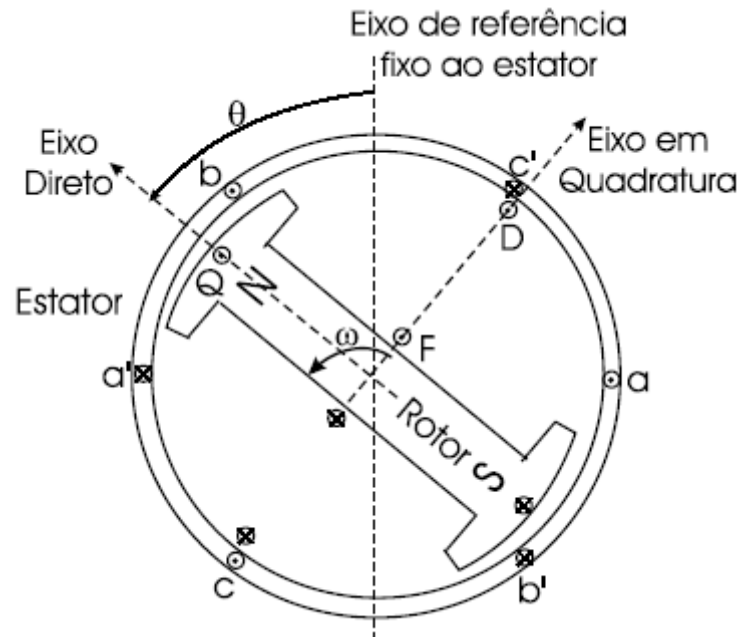


Figura 1 - Diagrama esquemático de uma máquina síncrona de polos salientes  
 Fonte: (RAMOS, 2002)

Quando uma máquina síncrona atua como gerador, a potência acelerante pode ser escrita como:

$$P_a(t) = P_m(t) - P_e(t) \quad (2.6)$$

sendo que,  $P_m(t)$  corresponde à potência mecânica de entrada, que é fornecida pela turbina acoplada ao eixo do rotor e  $P_e(t)$  é a potência elétrica de saída, a qual é fornecida a rede elétrica.

Devido ao elevado número de detalhes para a elaboração e construção das equações elétricas (e também por não ser esse o enfoque principal dessa pesquisa), apresenta-se a seguir apenas as equações finais que completam o equacionamento elétrico da máquina, referente ao modelo de dois eixos. Para uma consulta mais detalhada a respeito de modelagem de máquinas síncronas segue como sugestões as referências (SAUER e PAI, 1998; RAMOS, ALBERTO e BRETAS, 2000). Assim sendo, as equações elétricas da máquina síncrona podem ser escritas como:

$$V_d(t) = E'_d(t) + X'_q I_q(t) - R_a I_d(t) \quad (2.7)$$

$$V_q(t) = E'_q(t) + X'_d I_d(t) - R_a I_q(t) \quad (2.8)$$

$$\dot{E}'_d(t) = \frac{1}{\tau'_{q0}} [(X_q - X'_q)I_q(t) - E'_d(t)] \quad (2.9)$$

$$\dot{E}'_q(t) = \frac{1}{\tau'_{d0}} [E_{FD}(t) - (X_d - X'_d)I_d(t) - E'_q(t)] \quad (2.10)$$

em que:

- $I_d$  e  $I_q$  – correntes do estator projetadas nos eixos direto e em quadratura, respectivamente;
- $V_d$  e  $V_q$  – tensões do estator projetadas nos eixos direto e em quadratura, respectivamente;
- $E_{FD}$  – tensão de campo da máquina;
- $E'_d$  e  $E'_q$  – tensões induzidas pelo enrolamento de campo nos terminais de saída da máquina projetadas nos eixos direto e em quadratura da máquina, respectivamente;
- $X_d$  e  $X_q$  – reatâncias síncronas de eixo direto e em quadratura, respectivamente;
- $X'_d$  e  $X'_q$  – reatâncias transitórias de eixo direto e em quadratura, respectivamente.
- $\tau'_{d0}$  e  $\tau'_{q0}$  – constantes de tempo transitória de eixo direto e em quadratura, respectivamente.

As equações diferenciais que representam os efeitos dos enrolamentos amortecedores foram omitidas no equacionamento elétrico anterior. As mesmas podem ser vistas em (KIMBARK, 1995). O modelo de dois eixos é utilizado para representar principalmente máquinas de polos cilíndricos nos estudos de estabilidade angular a pequenas perturbações. Para máquinas de polos salientes, geralmente se faz uma simplificação no equacionamento elétrico anterior, desprezando-se os efeitos elétricos projetados no eixo direto da máquina, tendo em vista que a saliência destas máquinas de polos salientes minimiza o aparecimento de correntes de Foucault. Para maiores informações, consultar (KIMBARK, 1995).

## 2.2 MODELO DO REGULADOR AUTOMÁTICO DE TENSÃO

Os sistemas de excitação de geradores síncronos possuem a função básica de fornecer e automaticamente ajustar a corrente de campo do gerador síncrono para manter a tensão terminal constante, enquanto a tensão de saída varia dentro de limites aceitáveis de estabilidade. Os sistemas de excitação são compostos basicamente por quatro elementos: excitatriz, sensores, regulador automático de tensão (RAT ou, do inglês, AVR para *Automatic Voltage Regulator*), e estabilizador do sistema de potência (ESP ou, do inglês, PSS para *Power System Stabilizer*). A excitatriz é responsável por fornecer a corrente de campo necessária ao gerador para controlar sua tensão terminal. Os sensores medem as grandezas de saída do gerador. O AVR processa os sinais obtidos pelos sensores e fornece em sua saída um sinal para o controle da excitatriz e, por fim, para reduzir as oscilações no gerador, um sinal de controle adicional pode ser fornecido pelo PSS (KUNDUR, 1994).

O AVR é a parte de controle do sistema responsável por manter a tensão terminal de saída do gerador no nível desejado, bem como a geração de potência reativa. A regulagem da tensão é feita através dos dados obtidos nos sensores, que observam as condições do sistema e, por meio de medidas corretivas, o AVR varia a corrente de campo do gerador. Os modelos básicos de AVR mais utilizados no estudo de sistemas de potência são regulados pela norma IEEE (2006), de acordo com as formas de atuação da excitatriz.

A modelagem apresentada será do Modelo IEEE-DC1. A representação em diagrama de blocos desse modelo pode ser vista na Figura 2. Esse sistema de excitação utiliza geradores de corrente contínua como fonte de alimentação do enrolamento de campo da máquina síncrona.

A principal entrada para este modelo é a tensão de saída do transdutor,  $V_C$ , que faz a leitura da tensão terminal da máquina. Na junção de soma, a tensão de saída do transdutor,  $V_C$ , é subtraída da tensão de referência,  $V_{REF}$ , definida para a tensão terminal. A resposta do estabilizador,  $V_F$ , é subtraída, e o sinal do estabilizador de sistema de potência,  $V_S$ , é adicionado para produzir uma tensão de erro. Quando o sistema se encontra em regime permanente, estes dois últimos sinais são nulos, deixando apenas o sinal de erro de tensão de terminal, o qual é amplificado no regulador.

A constante de tempo,  $T_A$ , e ganho,  $K_A$ , associados com o regulador automático de tensão são mostrados incorporando limites típicos de anti-*windup* de saturação ou de amplificação dos limites da fonte de alimentação. O termo *windup* refere-se quando um controle de malha fechada acumula erros, que não são devidos à diferença entre entrada e saída, e sim produzidos pela saturação do atuador, e em geral esse fenômeno causa oscilações indesejadas no sistema (IEEE, 2006).

As constantes de tempo,  $T_B$  e  $T_C$ , são frequentemente pequenas o suficiente para serem desprezadas.

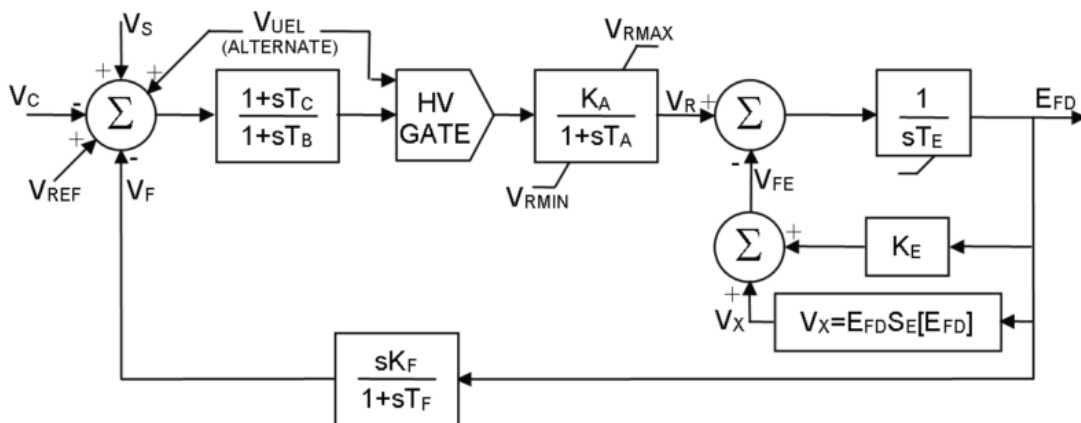


Figura 2 - Diagrama de blocos do AVR tipo DC1

Fonte: (IEEE, 2006)

A saída do regulador de tensão,  $V_R$ , é usada para controlar a excitação da máquina. Quando for utilizado um enrolamento de campo em derivação auto excitado, o valor de  $K_E$  reflete o ajuste do reostato de campo *shunt*.

O termo  $S_E [E_{FD}]$  é uma função não linear com valores definidos em dois ou mais valores escolhidos de tensão de campo,  $E_{FD}$ . A saída do bloco de saturação,  $V_X$ , é o produto da entrada,  $E_{FD}$ , com o valor da função não linear  $S_E [E_{FD}]$ . O sinal obtido a partir de tensão de campo é utilizado para proporcionar a estabilização do sistema de excitação,  $V_F$ , através do retorno da taxa com ganho,  $K_F$ , e da constante de tempo,  $T_F$  (IEEE, 2006).

Kundur (1994) e Machowski *et al.* (2008) trazem a modelagem detalhada do gerador síncrono e seu sistema de excitação, apresentando a função de transferência de cada elemento do sistema, e ressalta-se que há uma relação direta entre esses dois sistemas, uma vez que a saída do AVR tem influência direta no comportamento dinâmico do gerador, como pode ser visto pela equação elétrica (2.9). A partir do

diagrama de blocos da Figura 2 é possível escrever um conjunto de equações diferenciais para o sistema de excitação e AVR da máquina, o qual deve ser incorporado ao conjunto de equações do modelo de dois eixos de máquina síncrona apresentado na seção 2.1.

### 2.3 MODELO DE REDE DE DISTRIBUIÇÃO

Um grande número de publicações sobre modelagem de redes de distribuição pode ser encontrado na literatura, sendo que os detalhes da representação dependem do problema que está sendo analisado. Normalmente nos estudos de estabilidade a pequenas perturbações, os modelos tradicionalmente adotados assumem que os sistemas de transmissão operam com fases equilibradas e em regime permanente senoidal e a mesma consideração tem sido feita para as redes de distribuição, salvo alguns trabalhos que discutem a influência do desequilíbrio de cargas no comportamento dinâmico de geradores distribuídos, como pode ser visto em (FERNANDES, 2012 e SALIM; RAMOS, 2012). Consideram, também, 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 (MONTICELLI; GARCIA, 2011).

Para a realização de estudos, é habitualmente utilizado um modelo de rede elétrica baseado em algumas hipóteses simplificadoras. Um maior enfoque será dado nas hipóteses simplificadoras descritas em (BRETAS; ALBERTO, 2000), apresentadas a seguir:

- Admite-se que a rede esteja em regime permanente senoidal, permitindo assim que as constantes de tempo da rede elétrica, quando comparadas à frequência eletromecânica de oscilação, sejam consideradas desprezíveis;
- Representa-se a máquina síncrona, determinada pelas condições em regime permanente, por uma fonte de tensão de magnitude constante em série com uma reatância, comumente chamada de reatância transitória de eixo direto;
- Considera-se que o ângulo de fase da tensão atrás da reatância transitória e o ângulo do rotor  $\delta_i$ , são coincidentes;
- As cargas são representadas por impedâncias constantes, que devem ser calculadas pelas condições de tensão no período pré-falta, que podem ser

obtidas através de um fluxo de carga. Tal modelo que permite os barramentos de carga sejam eliminados, permitindo a obtenção de uma expressão analítica para a potência elétrica injetada pelo gerador ao sistema  $P_{ei}$ .

- Supõe-se que a potência mecânica produzida pelo gerador  $P_{mi}$  permaneça constante, mantendo o valor apresentado no período pré-falta durante todo o intervalo de tempo de interesse.

Considerando o sistema ilustrado na Figura 2, este sistema é composto por um número  $m$  de barras e  $n$  de máquinas. As tensões internas das máquinas são representadas pelos fasores  $E'_{q1}, E'_{q2}, \dots, E'_{qn}$ , que podem ser localizados atrás das reatâncias transitórias, representadas por  $x'_{d1}, x'_{d2}, \dots, x'_{dn}$ . Com relação a  $i$ -ésima máquina, esta é representada por  $E'_{qi} = E'_{qi} \angle \delta_i$ , onde,  $E'_{qi}$  é o módulo da tensão interna e  $\delta_i$  o ângulo do rotor. Os módulos das tensões internas, representados aqui por  $E'_{q1}, E'_{q2}, \dots, E'_{qn}$ , são determinados em função das condições iniciais do sistema, quando o mesmo se encontra em regime permanente e permanecem constantes durante o período transitório, conforme estabelecido nas hipóteses simplificadoras.

A Figura 3 traz ainda a representação fasorial das tensões terminais dos geradores ( $V_{t1}, V_{t2}, \dots, V_{tn}$ ), e das tensões terminais dos barramentos ( $V_{L1}, V_{L2}, \dots, V_{Lm}$ ), e as impedâncias das cargas ( $Z_{L1}, Z_{L2}, \dots, Z_{Lm}$ ), consideradas constantes. As linhas e transformadores são representados pelo modelo  $\pi$ -equivalente.

Por meio do cálculo do fluxo de carga, obtém-se os fasores das tensões terminais dos barramentos, onde a tensão da  $i$ -ésima barra é representada por  $V_{Li} = V_{Li} \angle \theta_i$ , sendo,  $V_{Li}$  é o módulo da tensão da barra e  $\theta_i$  o ângulo da mesma.

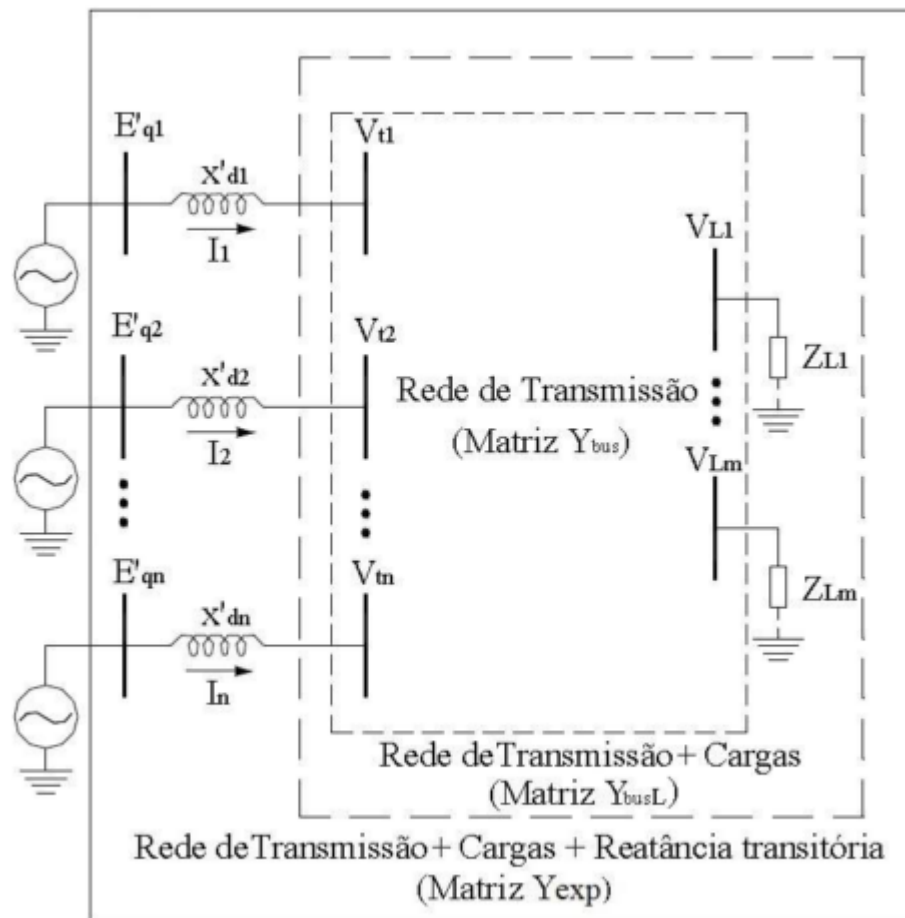


Figura 3 - Sistema multimáquinas usado no estudo de estabilidade transitória

Fonte: (RAMOS, 2002)

A modelagem das cargas como impedâncias constantes considera a carga como um circuito RLC linear e passivo. Com isso, calcula-se a admitância da  $i$ -ésima carga da maneira a seguir:

$$\frac{1}{Y_{Li}} = Z_{Li} = \frac{|V_{Li}|^2}{S_{Li}^*} = \frac{|V_{Li}|^2}{P_{Li} - jQ_{Li}} \quad (2.11)$$

onde:

- $Y_{Li}$  – admitância da  $i$ -ésima carga;
- $|V_{Li}|$  – módulo da tensão da  $i$ -ésima barra;
- $S_{Li}$  – potência complexa da  $i$ -ésima carga;

- $P_{Li}$  – potência ativa demandada pela  $i$ -ésima barra;
- $Q_{Li}$  – potência reativa demandada pela  $i$ -ésima barra.

Para a modelagem da rede de distribuição considera-se que o período transitório eletromagnético dos elementos que compõe a rede seja mais curto que o período transitório eletromecânico das variáveis eletromecânicas das máquinas síncronas (KUIAVA, 2010). Tal consideração permite a representação da rede de distribuição como um circuito estático passivo por meio da equação:

$$I = YV \quad (2.12)$$

onde:

- $I$  – vetor com as correntes injetadas em cada barra;
- $V$  – vetor com as tensões em cada barra, ou seja,  $V = [V_{L1}, V_{L2}, \dots, V_{Lm}]$ ;
- $Y$  – matriz de admitância da rede de distribuição.

A construção da matriz  $Y$  é feita da seguinte maneira:

- Elementos da diagonal principal:  $Y_{kk} = \sum_{i \in \Omega_{b_k}} (y_{ki} + y_{kk})$ , onde  $\Omega_{b_k}$  representa as linhas que fazem conexão com a barra  $k$ ; e  $y_{kk}$  são os componentes conectados diretamente a barra  $k$ ;
- Demais elementos da matriz:  $Y_{ki} = -y_{ki}$ .

Esta matriz possuiu um alto nível de esparsidade, pois não havendo admitância entre os nós  $k$  e  $i$ ,  $Y_{ki} = 0$ .

### 3 O PROBLEMA DAS OSCILAÇÕES ELETROMECÂNICAS DE BAIXA FREQUÊNCIA

O comportamento dos sistemas elétricos de potência é essencialmente dinâmico, e estes encontram-se frequentemente sujeitos a distúrbios que alteram a sua condição de operação. Esses distúrbios podem ser caracterizados por entradas e saídas de cargas, curtos-circuitos, entradas e saídas de linhas e geradores, dentre outros. Tais distúrbios retiram o sistema de sua condição de operação em regime permanente, logo, faz-se necessário o estudo da capacidade de reação desse sistema, e se o mesmo é capaz de encontrar novamente uma condição de equilíbrio.

Este capítulo se inicia com uma discussão geral da definição e classificação de estabilidade de sistemas elétricos de potência. Em seguida, discute-se a estabilidade angular a pequenas perturbações (alvo deste trabalho) e a abordagem tradicional de análise baseada em modelo matemático do sistema.

#### 3.1 ESTABILIDADE DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA

A estabilidade de um sistema elétrico de potência é a sua capacidade, dada uma condição de operação inicial, de recuperar seu estado de equilíbrio operacional, quando sujeito a um distúrbio ou perturbação (KUNDUR *et al.*, 2004). O problema da estabilidade de sistemas elétricos de potência pode ser classificado em categorias e subcategorias, como pode ser visto na Figura 4.

Nota-se que a estabilidade de um sistema pode ser analisada com base em três vertentes distintas, são elas: o tempo de análise do evento, ou seja, a duração do intervalo de tempo entre a incidência da perturbação e o retorno do sistema à uma condição de equilíbrio operacional, podendo ele ser curto ou longo; a variável de interesse, que pode alternar entre o ângulo do rotor, a tensão ou a frequência; e a natureza da perturbação, seja ela de grande ou pequena intensidade.

Este trabalho está direcionado a estabilidade de ângulo de rotor, a qual é dividida em duas categorias:

- **Estabilidade angular a grandes perturbações ou estabilidade transitória:** se refere à habilidade do sistema de manter o sincronismo<sup>1</sup> quando este é sujeito a perturbações severas caracterizadas, por exemplo, por curtos-circuitos trifásicos, pela entrada ou saída de grandes blocos de cargas e/ou geradores, dentre outros. Para estudos de estabilidade transitória, utiliza-se um modelo não-linear do sistema descrito por um conjunto de equações diferenciais e algébricas. O intervalo de simulação de interesse é, usualmente, de 3 a 5 segundos, podendo se estender a 20 segundos (KUNDUR *et al.*, 2004). Os principais equipamentos que atuam no sentido de minimizar o efeito da incidência das grandes perturbações na operação do sistema são os relés e disjuntores.

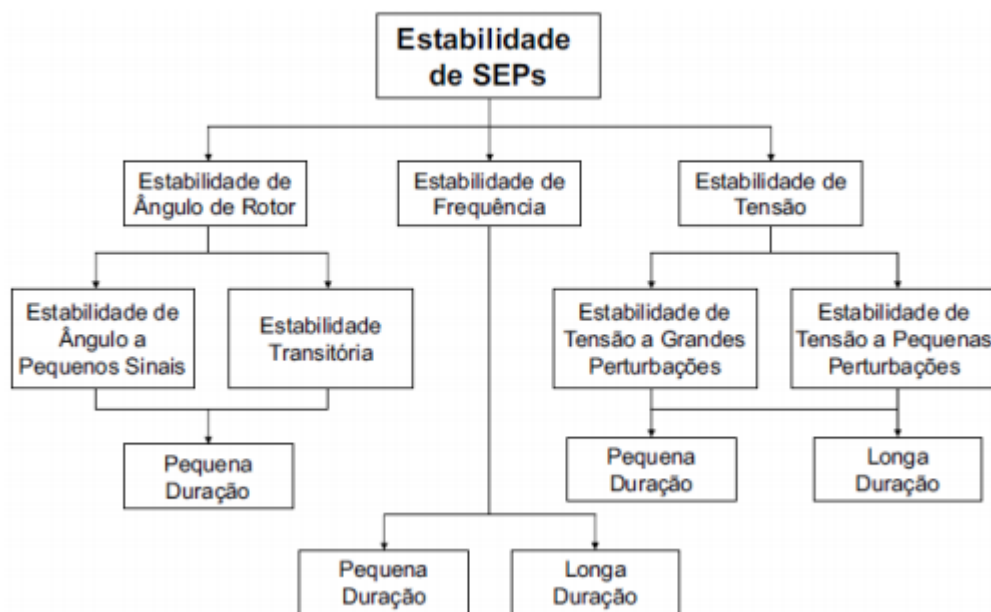


Figura 4 - Classificação da estabilidade de sistemas de potência

Fonte: (KUNDUR *et al.*, 2004)

- **Estabilidade angular a pequenas perturbações ou estabilidade dinâmica:** se refere à habilidade do sistema de manter o sincronismo quando este é sujeito a pequenas perturbações caracterizadas

<sup>1</sup> Sincronismo':

Em sistemas elétricos de potência é dito que as máquinas síncronas estão operando em sincronismo se os ângulos dos seus rotores permanecem oscilando juntos dentro de certos limites finitos. Para maiores informações, consultar (BRETAS; ALBERTO, 2000).

principalmente por pequenas variações de carga que ocorrem continuamente ao longo da operação do sistema. Para estudos de estabilidade angular a pequenas perturbações considera-se geralmente um modelo linearizado do sistema em torno de um ponto de equilíbrio operacional. O intervalo de interesse é, usualmente, de 10 a 20 segundos (KUNDUR *et al.*, 2004). Os principais componentes que atuam para a melhoria dos índices de estabilidade angular a pequenas perturbações são os estabilizadores de sistemas de potência (ESPs, ou PSSs, sigla em inglês para *Power System Stabilizers*), os reguladores automáticos de tensão (RATs, ou AVRs, sigla em inglês para *Automatic Voltage Regulators*) e alguns modelos de dispositivos FACTS (*Flexible AC Transmission Systems*).

Este trabalho tem por objetivo a identificação de modos de oscilações eletromecânicos de um sistema com a presença de geradores síncronos distribuídos, tema este que está inserido na categoria de estabilidade angular a pequenas perturbações.

### 3.1.1 Modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência

Um dos temas mais importantes da área de estabilidade angular a pequenas perturbações se refere aos estudos dos modos de oscilações eletromecânicos de baixa frequência, que são intrínsecos a qualquer sistema de energia com a presença de geradores síncronos. O entendimento do conceito de modo eletromecânico de baixa frequência exige uma discussão matemática do problema de estabilidade, a qual será feita mais adiante neste capítulo, na seção 3.3.

Por ora, é importante ressaltar que as pequenas perturbações podem excitar estes modos de oscilações eletromecânicos que se refletem, por exemplo, como oscilações no ângulo do rotor das máquinas e oscilações nos fluxos de potência ativa das linhas. Quando mal amortecidos, tais modos oscilatórios podem causar desgastes mecânicos nas máquinas, restrições na capacidade de transferência de potência em linhas e, em casos extremos, podem provocar a interrupção no suprimento de energia elétrica e a perda de sincronismo dos geradores (KUNDUR, 1994; KUIAVA, 2007).

Estes modos eletromecânicos ou oscilações eletromecânicas de baixa frequência podem ser classificados em (KUNDUR, 1994):

- **Modos Intraplanta:** relacionados às oscilações entre máquinas de uma mesma usina. Possuem frequência na faixa de 2 a 2,5 Hz.
- **Modos Locais:** caracterizados pela oscilação de um gerador, ou grupo de geradores, contra o resto do sistema ou por geradores proximamente conectados. Possuem frequência na faixa de 0,7 a 2,0 Hz.
- **Modos Interárea:** ocorrem quando um grupo de geradores localizados em uma área oscila coerentemente contra outro grupo de geradores localizados em uma outra área. Possuem frequência na faixa de 0,1 a 0,7 Hz.

Oscilações de modo interárea tendem a ocorrer quando as áreas são interligadas por linhas de transmissão com capacidades muito inferiores às capacidades dos sistemas que elas interligam.

### 3.2 OSCILAÇÕES ELETROMECÂNICAS EM SISTEMAS DE GERAÇÃO DISTRIBUÍDA

Oscilações eletromecânicas em sistemas de distribuição são recentes, uma vez que problemas decorrentes do elevado número de geradores tradicionalmente eram associados aos sistemas de geração e transmissão. Estes sistemas normalmente são interligados por longas linhas de transmissão, que possuem configurações complexas, e com alto número de geradores síncronos de porte variado (KUNDUR, 1994). Com estas características, é comum que os sistemas de geração e transmissão apresentem diferentes tipos de oscilações eletromecânicas, sendo as mais comuns as oscilações locais e as oscilações interárea. Associa-se a presença de oscilações pouco amortecidas ao uso de reguladores automáticos de tensão com ganhos elevados, a presença de longas linhas que interconectam grupos de geradores síncronos e ao alto carregamento das redes de transmissão (KUNDUR, 1994 e RAMOS *et al.*, 2004).

Com relação as redes de distribuição, estas são constituídas predominantemente por estruturas radiais que abrangem pequenas distâncias elétricas entre os seus alimentadores. Essas redes conectam-se aos sistemas de subtransmissão que, devido as suas grandes proporções físicas quando comparadas

às redes de distribuição, normalmente são representados como um barramento infinito. Além do mais, os condutores utilizados nas redes de distribuição possuem as resistências elétricas proporcionalmente muito mais elevadas do que aquelas observadas nos cabos das linhas de transmissão e os geradores conectados a estas redes são de pequeno porte e têm, por muitas vezes, uma inércia pequena e injetam apenas uma pequena quantidade de potência ativa na rede (SALIM *et al.*, 2009).

Estes aspectos sugerem que os níveis de amortecimento e frequências observadas nas oscilações eletromecânicas em sistemas de distribuição sejam maiores do que aqueles observados em sistemas de geração e transmissão. Essa melhora no amortecimento dos modos eletromecânicos e ligeiro aumento na frequência foi observado em Azmy e Erlich (2005) através da simulação de redes com alta penetração de geração distribuída. Há ainda o fato de que os geradores apresentam inércias pequenas quando comparadas aos sistemas de subtransmissão, e por encontrarem-se em uma rede predominantemente radial, as interações dinâmicas na rede irão ocorrer entre o barramento infinito e um gerador, ou um grupo de geradores, impedindo que os mesmos oscilem entre si.

Ressalta-se igualmente a importância na determinação da margem de amortecimento adequada aos modos de oscilação observados em sistemas de distribuição. Na literatura um valor igual ou superior a 5% é considerado aceitável, porém esse valor é determinado tendo em vista os sistemas de transmissão e geração (CIGRE 38-113, 2000). Em um sistema de distribuição, oscilações pouco amortecidas influenciam a qualidade da energia elétrica (KUIAVA *et al.*, 2009). Essa influência ocorre através de variações na amplitude e frequência das tensões dos barramentos de carga.

Kuiava *et al.* (2009) apresenta uma análise dos possíveis impactos das oscilações eletromecânicas na estabilidade e na qualidade de tensão em sistemas com a presença de geração distribuída através de simulações de uma rede de distribuição com a inclusão de geradores síncronos.

### 3.3 ABORDAGEM MATEMÁTICA PARA SE ESTUDAR O PROBLEMA

A estabilidade angular a pequenas perturbações é considerada um fenômeno essencialmente linear e, sendo assim, a linearização das equações que compõem a modelagem do sistema torna-se possível para efeitos de análise.

As técnicas mais aplicadas para este tipo de estudo baseiam-se na linearização das equações que compõem a modelagem do sistema e no cálculo dos autovalores e autovetores do respectivo modelo linearizado. Essa análise linearizada permite que sejam obtidas informações a respeito do comportamento do sistema na vizinhança do ponto de operação em torno do qual o sistema foi linearizado. A premissa dessas técnicas é de que a perturbação em estudo não afasta significativamente o sistema do ponto de equilíbrio original e, dessa forma, a resposta será dominada pelos termos lineares. Por esta razão, tais técnicas são geralmente chamadas de estudos de estabilidade a pequenas perturbações ou a pequenos sinais (RAMOS, 2002).

#### 3.3.1 Linearização de Sistemas Dinâmicos

O procedimento de linearização mais usualmente utilizado é baseado na aproximação por séries de Taylor, onde é empregado apenas o termo linear e os termos superiores à segunda ordem são desprezados. Considere um sistema dinâmico não linear escrito na forma de espaço de estados:

$$\begin{aligned}\dot{x}(t) &= f(x(t), u(t), t) & (3.1) \\ \dot{x}_i &= f_i(x_1, x_2, \dots, x_n; u_1, u_2, \dots, u_r), i = 1, 2, \dots, \\ x(t_0) &= x_0\end{aligned}$$

onde:

- $x(t)$  é o vetor de estados com dimensão  $n$ , onde  $x(t) = [x_1(t), x_2(t), \dots, x_n(t)]$ ;
- $u(t)$  é o vetor de entradas do sistema de dimensão  $r$ , onde  $u(t) = [u_1(t), u_2(t), \dots, u_r(t)]$ ;
- $f(x(t), u(t), t)$  é um vetor com funções não-lineares em  $x$ ,  $u$  e  $t$ .

As variáveis de estados associadas aos estudos de estabilidade de sistemas elétricos de potência são quantidades físicas como ângulo e velocidade do rotor, tensões transitórias e subtransitórias das máquinas ou qualquer outra variável de interesse para o estudo e que possua dinâmica. Considerando que o sistema seja autônomo, ou seja, as derivadas dos estados não são funções explícitas do tempo, a equação (3.1) pode ser simplificada da seguinte maneira (KUNDUR, 1994):

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

A saída desse sistema pode ser expressa em função das variáveis de estado e da entrada do sistema da maneira a seguir:

$$y(t) = g(x(t), u(t)) \quad (3.3)$$

$$y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \vdots \\ y_n \end{bmatrix}, \quad g = \begin{bmatrix} g_1 \\ g_2 \\ \vdots \\ g_n \end{bmatrix}$$

na qual  $y$  corresponde o vetor de saídas, e  $g$  corresponde ao vetor de funções não lineares. Essas funções não lineares são responsáveis pela relação entre as variáveis de entrada e as variáveis de estados com as saídas do sistema.

Para a linearização da equação (3.2), supõem-se que  $u_e$  seja o vetor de entrada que mantenha o sistema em  $x_e$ , seu ponto de equilíbrio (KUNDUR, 1994). Quando acrescentadas de uma pequena perturbação, representada por  $\Delta$ , a representação das variáveis de estado será da seguinte forma:

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

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

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

A função não linear (3.2) pode ser expandida em torno do ponto de equilíbrio através da série de Taylor. Considerando que o sistema não se afasta

significativamente do ponto de equilíbrio, os desvios podem ser considerados suficientemente pequenos para permitir que apenas os termos de potências de 1ª ordem sejam utilizados na expansão em séries de Taylor e a função aproximada pela série fica da seguinte forma (KUNDUR, 1994):

$$\begin{aligned} \dot{x}_i &= \dot{x}_{ie} + \Delta\dot{x}_i = f_i[(x_e + \Delta x), (u_e + \Delta u)] \\ &\approx f_i(x_e, u_e) + \frac{\partial f_i}{\partial x_1} \Delta x_1 + \dots + \frac{\partial f_i}{\partial x_n} \Delta x_n + \frac{\partial f_i}{\partial u_1} \Delta u_1 + \dots + \frac{\partial f_i}{\partial u_r} \Delta u_r \end{aligned} \quad (3.5)$$

com  $i=1,2, \dots, n$ .

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

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

com  $i=1,2, \dots, n$ .

De maneira idem a equação (3.3) pode ser aproximada por série de Taylor:

$$\Delta y_j \approx \frac{\partial g_j}{\partial x_1} \Delta x_1 + \dots + \frac{\partial g_j}{\partial x_n} \Delta x_n + \frac{\partial g_j}{\partial u_1} \Delta u_1 + \dots + \frac{\partial g_j}{\partial u_r} \Delta u_r$$

com  $j=1,2, \dots, m$ .

As equações linearizadas provenientes das equações (3.2) e (3.3) podem ser escritas na forma matricial como:

$$\Delta\dot{x} \approx A\Delta x + B\Delta u \quad (3.6)$$

$$\Delta y \approx C\Delta x + D\Delta u$$

onde  $A$ ,  $B$ ,  $C$  e  $D$  são matrizes jacobianas que podem ser escritas da seguinte maneira:

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

$$C = \begin{bmatrix} \frac{\partial g_1}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial g_1}{\partial x_n} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial g_m}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial g_m}{\partial x_n} \end{bmatrix}, \quad D = \begin{bmatrix} \frac{\partial g_1}{\partial u_1} & \dots & \frac{\partial g_1}{\partial u_r} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial g_m}{\partial u_1} & \dots & \frac{\partial g_m}{\partial u_r} \end{bmatrix}$$

Tais matrizes são definidas como:

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

Este modelo descrito pela equação (3.6), é o modelo linear equivalente ao sistema não-linear original. A vantagem da utilização deste modelo é de que ele possui propriedades locais equivalente às do sistema não-linear em torno do ponto de equilíbrio. Sendo assim, para pequenas perturbações ou desvios em torno de um ponto de equilíbrio do sistema, o modelo linearizado aproximado para a dinâmica do sistema na vizinhança do ponto de equilíbrio é descrito como:

$$\Delta \dot{x} = A\Delta x + B\Delta u \quad (3.8)$$

$$\Delta y = C\Delta x + D\Delta u \quad (3.9)$$

### 3.3.2 Autovalores e Autovetores da Matriz de Estados

A matriz de estados  $A$  apresentada em (3.8) traz a parcela da resposta do sistema que é excitada pelas condições iniciais. Esta parcela define a transição de estados entre uma condição inicial  $t = 0$  para qualquer outro instante  $t$  quando as entradas são nulas (KUO, 1994). A resposta do sistema nessas condições pode ser caracterizada através do cálculo dos autovalores e autovetores a matriz  $A$ , e ademais, a estabilidade de um determinado ponto de equilíbrio ou ponto de operação pode ser estudada a partir do cálculo desses autovetores e autovalores associados a matriz  $A$ .

Suponha que um sistema físico esteja sendo representado pela matriz de estados  $A \in \mathbb{R}^{n \times n}$ . Os parâmetros escalares  $\lambda$  definem os autovalores dessa matriz, e estes solucionam a seguinte equação:

$$A\Phi = \lambda\Phi \quad (3.10)$$

onde  $\Phi$  representa um vetor com dimensão  $n \times 1$ .

Para que seja encontrada a solução não trivial da equação (3.10), é necessário que:

$$\det(A - \lambda I) = 0 \quad (3.11)$$

A equação (3.11) pode ser desenvolvida em um polinômio de grau  $n$  na variável  $\lambda$ . Este polinômio é chamado de equação característica de  $A$ . As raízes desse polinômio característico são os autovalores associados à matriz  $A$ . O polinômio característico é definido por:

$$p(\lambda) = \det(A - \lambda I) = 0 \quad (3.12)$$

Os autovetores são obtidos quando se retorna com os autovalores à equação (3.10). Outra forma de definir os autovalores seria através dos parâmetros escalares  $\lambda$  que solucionam a equação:

$$\psi A = \lambda\psi \quad (3.13)$$

com  $\psi$  sendo um vetor de dimensão  $1 \times n$ , chamado de autovetor à esquerda associado a  $\lambda$ .

Nota-se que a diferença entre as equações (3.10) e (3.13) encontra-se na inserção de autovetores à direita da matriz  $A$  em (3.10) como um vetor coluna e como um vetor linha à esquerda da matriz  $A$  em (3.13).

A resposta no tempo do sistema linear descrito em (3.8) sem a presença de sinais de entrada pode ser obtida através dos autovalores e autovetores da matriz de estados, para uma condição inicial  $\Delta x_0$ , sendo  $u = 0$  e supondo  $n$  autovalores distintos, tem-se como solução de (3.8) (KUNDUR, 1994):

$$\Delta x(t) = \sum_{i=1}^n \phi_i c_i e^{\lambda_i t} \quad (3.14)$$

$$c_i = \psi_i \Delta x(0)$$

onde:

- $\lambda_i$  –  $i$ -ésimo autovalor da matriz  $A$ .
- $\psi_i$  –  $i$ -ésimo autovetor à esquerda associado ao  $i$ -ésimo autovalor da matriz  $A$ ;
- $\phi_i$  –  $i$ -ésimo autovetor à direita associado ao  $i$ -ésimo autovalor da matriz  $A$ ;
- $\Delta x(0)$  – condição inicial do sistema.

A equação (3.14) fornece a expressão para a resposta no tempo de um sistema dinâmico em função dos autovalores e dos autovetores à direita e à esquerda da matriz de estado  $A$ .

### 3.3.3 Modos de Resposta

A partir da equação (3.14) nota-se que o autovalor  $\lambda_i$  caracteriza a resposta do sistema no tempo através da função exponencial,  $e^{\lambda_i t}$ , também chamados de modos de resposta (KUNDUR, 1994).

Através dos modos de resposta é possível realizar o estudo sobre a estabilidade desse sistema e do seu comportamento no tempo. Os modos de resposta podem ser classificados como modos de resposta oscilatórios ou não oscilatórios, dependendo da característica do autovalor, podendo ele ser puramente real ou complexo. Para o modo ser oscilatório é necessário que este autovalor seja complexo. 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, a exponencial determinada por  $e^{\lambda_i t}$  é uma exponencial decrescente, o que implica em uma resposta atenuada do sistema, indicando um sistema estável. Quanto maior for magnitude do autovalor, mais rápido será esse

decaimento. Caso o autovalor seja real positivo, o mesmo corresponde a uma exponencial crescente, caracterizando um sistema instável.

**Autovalores Complexos** – se apresentam em pares conjugados, e cada par corresponde a um modo oscilatório. A parte real corresponde ao decaimento do sistema, enquanto parte imaginária indica a frequência de oscilação. Supondo o autovalor,

$$\lambda = \sigma \pm j\omega \quad (3.15)$$

para os autovalores que possuem  $\sigma$  positivo, a resposta do sistema apresentará uma amplitude crescente, configurando um modo instável. E para os autovalores em que  $\sigma$  possuir valores negativos resposta do sistema apresentará uma oscilação amortecida, caracterizando um modo estável.

A frequência de oscilação em Hz é dada pela seguinte equação:

$$f = \frac{\omega}{2\pi} \quad (3.16)$$

A taxa de amortecimento (em %), que é responsável pela determinação da taxa de decaimento da amplitude da oscilação é dada por:

$$\xi = \frac{-\sigma}{\sqrt{\sigma^2 + \omega^2}} \times 100 \quad (3.17)$$

Analisando o significado dos autovetores na equação (3.13) da resposta do sistema, observa-se que no produto escalar  $c_i = \psi_i \Delta x(0)$ , o autovetor  $\psi_i$  determina a contribuição da condição inicial para a trajetória do sistema, e a constante  $c_i$  fornece a magnitude da excitação inicial de cada modo.

Os autovetores à direita são responsáveis pela determinação da intensidade com que cada modo está presente na resposta individual de cada variável de estado do sistema, possibilitando definir a distribuição dos modos pelas variáveis de estado. Dentro desta distribuição é possível averiguar onde os modos de  $\lambda_i$  podem ser mais intensos e também fornecem a defasagem de cada variável de estado em relação ao modo  $\lambda_i$ . Esta análise de intensidade dos autovetores e os gráficos com diagramas de

amplitude e fase dos autovetores à direita relacionados ao modo são chamados de *mode shapes*, porém é necessário tomar cuidado ao realizar uma comparação entre eles, pois as grandezas das variáveis de estado podem representadas em unidades de medida diferentes (FERNANDES, 2012; RAMOS, 2002).

Os modos de oscilações eletromecânicos de baixa frequência são caracterizados por autovalores complexos, de frequência geralmente entre 0,1 Hz e 6 Hz, e que se manifestam com mais intensidade nas variáveis de estado de natureza eletromecânica, como os ângulos e velocidades angulares dos rotores dos geradores. Geralmente utiliza-se a técnica dos fatores de participação para identificação dos modos eletromecânicos levando-se em consideração o grau de intensidade no qual os mesmos se manifestam nas variáveis de estado (KUNDUR, 1994). Veja que a resposta dinâmica das variáveis de estado à pequenas perturbações é dada por uma composição dos diversos modos oscilatórios eletromecânicos de baixa frequência com outros modos de resposta (oscilatórios ou não).

Para a que seja adotado a abordagem via modelo matemático linearizado para cálculo dos modos de oscilação eletromecânicos a principal dificuldade encontrada refere-se à complexidade existente em constituir um modelo matemático do sistema que represente de forma satisfatória os fenômenos dinâmicos de interesse para o estudo, principalmente em se tratando de redes de distribuição com GD. O capítulo 2 apresentou a modelagem matemática de alguns elementos que podem estar presentes no sistema, porém, é comum em redes de distribuição a presença de outros componentes, como painéis fotovoltaicos, geradores eólicos e diferentes tipos de cargas. Além do mais, outras questões podem ser relevantes, como a operação em desequilíbrio da rede e a falta de informações adequadas dos parâmetros que constituem os ramos. Isto tudo pode dificultar ainda mais o processo de modelagem matemática do sistema.

Uma alternativa mais recente para o estudo da estabilidade a pequenas perturbações é a utilização de métodos de decomposição modal, que processam sinais extraídos diretamente da rede (por exemplo, tensões de barras, velocidades angulares de geradores, entre outros), para estimação dos modos eletromecânicos de baixa frequência do sistema, ou seja, para estimação dos modos de resposta complexos na forma (3.15) que sejam de natureza eletromecânica. Tais métodos de decomposição modal são discutidos no próximo capítulo.

## 4 MÉTODOS DE DECOMPOSIÇÃO MODAL

Durante as últimas duas décadas foram desenvolvidas e testadas diversas técnicas de análise linear com o intuito de realizar a estimação modal para identificação de modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência por meio de sinais adquiridos em tempo real através de unidades de medição fasorial sincronizada, como alternativa à abordagem tradicional via modelo matemático linearizado do sistema, conforme discutido no Capítulo 3. Esse grande número de estudos deve-se ao fato de que frequências e amortecimentos dos modos de resposta são indicadores importantes do desempenho dinâmico dos sistemas elétricos de potência e, geralmente, sofrem alterações com o declínio ou com o aumento da carga ou, ainda, com a alteração da topologia da rede. Por conta disto, a análise modal deve ser feita periodicamente ao longo da operação diária do sistema.

Dentre as técnicas de decomposição modal, algumas são mais adequadas para sinais transitórios da rede em resposta a incidência de perturbações, enquanto que, outras técnicas são mais indicadas para sinais ambientes que expressam as condições permanentes de operação do sistema.

### 4.1 PRINCIPAIS CATEGORIAS

Em termos das características do sinal amostrado, as técnicas de estimação modal classificam-se em duas categorias: *Ringdown Analysis* e *Mode-Meter Algorithms*. Os métodos que se encaixam na primeira categoria atuam especificamente na porção *ringdown* da resposta; normalmente os primeiros, de vários, ciclos de oscilação (5 a 20 segundos) de uma resposta transitória do sistema. Os sinais utilizados por estes métodos são provenientes de respostas do sistema a perturbações que o retiram do ponto de equilíbrio (operação) original, tais como, chaveamento de cargas, abertura de linhas de transmissão e curtos-circuitos de diversas naturezas.

Por outro lado, os métodos de decomposição modal que fazem parte da segunda categoria podem ser aplicados a qualquer porção do sinal amostrado, tanto em resposta a variações randômicas de carga, como também, em resposta a perturbações que levam modificações do estado de equilíbrio original do sistema. As

técnicas de estimação em dados ambiente podem ser aplicadas tanto no domínio da frequência, como no domínio do tempo (TRUDNOWSKI *et al.*, 2009).

Embora em um primeiro momento os métodos da categoria *Mode-Meter Algorithms* demonstrem ser mais interessantes pelo fato de serem aplicados a qualquer sinal extraído do sistema, seja ela transitório ou em regime permanente, tais métodos requerem geralmente um elevado tempo de amostragem do sinal (por volta de 10 a 15 minutos), o que torna o processo de decomposição modal mais lento computacionalmente, diferente dos métodos da categoria *Ringdown Analysis*, que requerem apenas alguns segundos de amostragem do sinal.

Ambas as categorias serão melhores descritas nas sessões abaixo.

#### 4.1.1 *Ringdown Analysis*

As técnicas de estimação modal que se enquadram na categoria *Ringdown Analysis* podem ser consideradas uma ciência relativamente madura. Normalmente elas se referem aos primeiros ciclos de oscilação e o termo “*ringdown*” diz respeito à resposta transitória do sistema, ou seja, quando esse sistema é submetido a uma perturbação que o afasta do seu ponto de equilíbrio, e uma vez que essa perturbação é removida, o sistema retorna ao seu ponto de equilíbrio. Dentro dessa categoria, o algoritmo de análise mais amplamente estudado é denominado Método de Prony. Marple (1979) apresenta uma comparação entre método Pisarenko e o Prony para uma abordagem de análise espectral. O método Pisarenko é uma técnica que utiliza uma abordagem estatística através da função de auto correlação. O método de Prony apresentou vantagem sobre a outra técnica, pois possui um menor número de componentes falsos, além de ter apresentado uma menor complexidade computacional. Hauer *et al.* (1990) foi o primeiro a usá-lo como uma ferramenta para a análise em sistema de energia, onde apresenta a análise do método Prony como uma ferramenta para estender análise de Fourier na estimava da frequência, do amortecimento e da fase relativa aos componentes modais de um determinado sinal.

Schmidt (1986), em seu trabalho sobre a determinação de parâmetros de várias frentes de onda que chegam a uma antena, propõe a técnica MUSIC, que é baseada em decomposição de sinal em subespaços. Wang e Lu (2006) apresentam um algoritmo baseado no MUSIC para a extração de harmônicas, no entanto o

algoritmo apresentou alta carga computacional, e não se popularizou no meio científico.

A técnica de estimação de sinal conhecida como ESPRIT foi proposta por Roy e Kailath (1989) para estimativa da direção de chegada. Bollen e Gu (2006) apresentam uma variação do método que permite a estimativa de frequências inter-harmônicas, a partir do método de janela deslizante.

Quando comparado com os outros métodos, na maioria dos casos, o ESPRIT fornece estimativas de frequência um pouco mais precisas, a um custo computacional similar. Ademais, o ESPRIT não apresenta problemas para separar o sinal do ruído. O método MUSIC possuiu a mesma característica, porém quando comparado ao ESPRIT, este último ultrapassa o desempenho do MUSIC em termos de precisão estatística. Tais considerações fazem que o ESPRIT seja a primeira recomendação para a aplicação em estimativa de frequência (STOICA; MOSES 2004).

Outros métodos também merecem destaque como, por exemplo, o *Eigenvalue Realization Algorithm* (ERA) (SANCHEZ-GASCA; CHOW, 1997), bem como os métodos *Matrix-Pencil* e o *Hankel Total Least Squares* (HTLS) (QUINTERO; VENKATASUBRAMANIAN, 2007).

#### 4.1.2 *Mode-Meter Algorithms*

Diferente da categoria anterior, as técnicas de estimação modal da categoria *Mode-Meter Algorithms* se baseiam em dados ambientes, e a fundamentação para tal abordagem encontra-se no fato de que o SEP está sujeito a constantes mudanças aleatórias que podem estimular os modos eletromecânicos. Há ainda a vantagem de que, uma vez que os dados ambientes estão constantemente disponíveis, a sua análise permite um constante monitoramento da frequência e do amortecimento dos modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência (PIERRE *et al.*, 1997). A análise feita com os dados ambiente pode ser realizada tanto no domínio do tempo, como no domínio da frequência. No domínio do tempo, as técnicas de estimação modal são aplicadas diretamente nos dados amostrados, enquanto que, no domínio da frequência é necessário, primeiramente, realizar o cálculo da função densidade espectral da potência do sinal (TRUDNOWSKI *et al.*, 2009). Hauer e Cresap (1981) é um dos primeiros trabalhos que se faz uso de dados ambiente, realizado no domínio

da frequência, para obter informações sobre comportamento dinâmico de um sistema de potência real.

Tem-se ainda, dentro dessa categoria outra subdivisão, estabelecida pelas técnicas de estimação modal que utilizam bloco de dados e as recursivas:

- **Bloco de dados:** os algoritmos são usados para estimar os modos a partir de uma janela de dados, e para cada nova janela, outra estimação é realizada. Para cada conjunto de dados obtidos dentro de cada janela, um único conjunto de modos é gerado, sendo assim, a estimativa de um novo conjunto de modos pode ser calculada quantas vezes for necessário, desde que tenham-se os dados da janela mais recente (TRUDNOWSKI *et al.*, 2008).
- **Algoritmos recursivos:** os modos estimados são atualizados a cada nova amostra que é considerada. Para cada nova estimativa é realizada uma combinação na nova amostra com aquelas obtidas na estimação anterior, e para atribuir um peso menor às primeiras amostras adquiridas, adota-se um fator de esquecimento (TRUDNOWSKI *et al.*, 2008).

O método de decomposição modal utilizado neste trabalho é o ESPRIT (do inglês – *Estimation of Signal Parameters via Rotational Invariance Techniques*) que pertence a categoria *Ringdown Analysis*. O método ESPRIT e suas variações (que são testadas neste trabalho) são discutidas nas próximas seções.

## 4.2 MÉTODO ESPRIT

De maneira semelhante ao método Prony, o método ESPRIT baseia a sua decomposição de sinal, juntamente com um ruído branco, numa soma de senóides amortecidas (BOLLEN *et al.*, 2005). O número de senóides é decidida antecipadamente e as frequências e amplitudes são estimadas através do ajuste da forma de onda medido em relação ao modelo (BOLLEN; GU, 2006).

A abordagem utilizada para a decomposição ESPRIT é baseada na decomposição em subespaços, de maneira que o sinal é decomposto em dois subespaços mutuamente ortogonais, um representando o sinal propriamente dito, e outro representando o ruído, e a estimação modal é realizada no subespaço do sinal (BOLLEN; GU, 2006).

Para a realização da decomposição são usados os autovetores da matriz de auto correlação do sinal. Eles são divididos de maneira que representem, respectivamente, os autovalores de maior e menor módulo. Feita essa divisão, o subespaço efetivo do sinal é definido pelos autovetores que possuem os autovalores, enquanto os autovalores de menor módulo possuem autovetores que definem o subespaço de ruído (BOLLEN; GU, 2006).

Paulraj A. e Roy (1985) e Roy e Kailath (1989) apresentam os primeiros registros do uso do ESPRIT, como um avanço em relação a técnica MUSIC. Em ambos os casos o método foi aplicado para processamento de sinais com foco na estimação da direção de chegada (DOA - "*direction of arrival*"), e as melhorias percebidas foram com relação a velocidade de processamento, ao espaço de armazenamento, e a dispensa no uso da matriz de calibração.

Atualmente verifica-se que o ESPRIT vem sendo usado na análise de sistemas de potência. Dafis e Petropuh (2000) apresentam o ESPRIT para análise de distúrbios transitórios em sistemas de potência; Gu e Bollen (2008) estimam harmônicas e inter-harmônicas através da janela de visualização do ESPRIT; Zolfaghari *et al.* (2010) usam este método para determinação de índices de qualidade de energia; e Fernandes (2012) emprega o ESPRIT e o Prony como ferramenta para a análise de estabilidade angular a pequenas perturbações em sistemas de distribuição com a inserção de geração distribuída em condições de operação desequilibradas.

Além da abordagem clássica, a literatura apresenta variações do método ESPRIT que buscam, de alguma forma, uma melhoria no desempenho. Alguns exemplos são: Alfieri *et al.* (2015) que assumiram que as frequências dos componentes espectrais poderiam ser calculadas no máximo, algumas vezes ao longo da forma de onda analisada e que os fatores de amortecimento também poderiam ser considerados quase constantes ao longo das janelas, e reduziram de maneira significativa o esforço computacional que é necessário para uma avaliação eficiente das distorções de forma de onda em sistemas de energia, ou ainda, Tayem *et al.* (2013) apresentam um estimador de localização da fonte e de frequência com uma nova decomposição da matriz que recebe os dados, de maneira que a complexidade e o custo computacional foram reduzidos. Além desses Gajjar e Soman (2012) apresentam uma nova separação em subespaços através da técnica do total de mínimos quadrados (ou TLS, sigla em inglês para *Total Least Square*), e Cheng e

Sydney (2003) que apresentam a versão ponderada do método anterior (cuja abreviação utilizada é WTLS, ou *Weighted Total Least Square*), e ambas versões serão melhores discutidas na sequência.

A formulação do ESPRIT é apresentada na próxima subseção.

#### 4.2.1 Formulação do método ESPRIT

A formulação do método ESPRIT apresentada em (BOLLEN *et al.*, 2005) assume uma entrada única de dados, e abaixo será apresentada uma formulação que visa uma entrada múltipla de dados, no caso, a versão multi-entradas do método.

À princípio, assume-se que o sinal amostrado possa ser descrito pela seguinte expressão:

$$\mathbf{z}(t_k) = \mathbf{y}(t_k) + \mathbf{e}(t_k) = \sum_{i=1}^p \mathbf{A}_i e^{\sigma_i t_k} \cos(2\pi \bar{\mathbf{1}} f_i t_k + \phi_i) + \mathbf{e}(t_k) \quad (4.1)$$

em que,

$$\mathbf{z}(t_k) = [z_1(t_k) \ z_2(t_k) \ \dots \ z_n(t_k)]^T \quad (4.2)$$

$$\mathbf{y}(t_k) = [y_1(t_k) \ y_2(t_k) \ \dots \ y_n(t_k)]^T \quad (4.3)$$

$$\mathbf{A}_i = [A_{i1} \ A_{i2} \ \dots \ A_{in}]^T \quad (4.4)$$

$$\phi_i = [\phi_{i1} \ \phi_{i2} \ \dots \ \phi_{in}]^T \quad (4.5)$$

$$\mathbf{e}(t_k) = [e_1(t_k) \ e_2(t_k) \ \dots \ e_n(t_k)]^T \quad (4.6)$$

onde:

- $\mathbf{z}$  – vetor com os  $n$  sinais amostrados de campo;
- $\mathbf{y}$  – vetor com os  $n$  sinais senoidais complexos sem ruídos;
- $n$  – número de sinais amostrados;
- $t_k$  – instante de tempo associado ao passo  $k$ ;
- $\mathbf{A}_i$  – matriz com as amplitudes da  $i$ -ésima senóide complexa;
- $f_i$  – frequência angular (em Hz) da  $i$ -ésima senóide complexa;
- $\sigma_i$  – fator de amortecimento da  $i$ -ésima senóide complexa;

- $\phi_i$  – vetor com as fases iniciais da  $i$ -ésima senóide complexa;
- $\bar{\mathbf{1}}$  – vetor igual a  $[1 \ 1 \dots 1]^T$  de dimensão  $n$ ;
- $p$  – número de senóides que foram utilizadas para o ajuste ao sinal;
- $e$  – ruído aditivo que pode estar presente no sinal e/ou eventuais erros na estimação provocados, por exemplo, pela presença de comportamentos não lineares nos sinais amostrados que não podem ser descritos por uma combinação de senóides complexas.

O ruído presente no termo  $e$  é usualmente assumido como sendo branco (FERNANDES, 2012). Caso esta forma de ruído não corresponda com a realidade é possível, desde que se conheça a forma do espectro do ruído, aplicar um filtro para torná-lo do tipo branco (DIAS, 2003). O método ESPRIT é baseado na construção de subespaços e depende fortemente da hipótese de que o ruído seja branco.

O objetivo do método ESPRIT consiste em, dado um conjunto de sinais amostrados  $\mathbf{z}$  em um determinado intervalo de tempo de amostragem, determinar o conjunto de parâmetros  $A_i$ ,  $f_i$ ,  $\sigma_i$  e  $\phi_i$ ,  $i = 1, \dots, p$ , tal que os sinais amostrados possam ser escritos pelo conjunto de senóides à direita da igualdade de (4.1), restringindo ruídos e comportamentos não lineares ao termo  $e$ . Em outras palavras, o termo  $\mathbf{y}$  em (4.1) deve, idealmente, conter apenas a parcela linear e sem ruídos de  $\mathbf{z}$  de modo que os resultados de estimação dos modos de oscilação eletromecânicos pelo método ESPRIT possam ser comparáveis a aqueles calculados via modelo matemático linearizado (conforme apresentado no capítulo anterior).

Uma vez estimados  $f_i$  e  $\sigma_i$ ,  $i = 1, \dots, p$ , os modos de resposta são escritos na forma  $\sigma_i + j2\pi f_i$ ,  $i = 1, \dots, p$ . A identificação dos modos de resposta que são eletromecânicos e classificados como sendo de baixa frequência deve ser feita, portanto, em uma etapa posterior à aplicação do método ESPRIT. Esta etapa de identificação será discutida no próximo capítulo.

O método ESPRIT pode ser dividido em duas partes. A primeira parte consiste em um conjunto de passos para obtenção dos fatores de amortecimento  $\sigma_i$  e das frequências angulares  $f_i$  dos  $p$  modos de resposta do sistema. Já a segunda parte do método consiste em determinar os demais parâmetros presentes nas senóides complexas, no caso, as amplitudes  $A_i$  e os ângulos de fase  $\phi_i$ ,  $i = 1, \dots, p$ , que são

importantes no processo de identificação dos modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência.

Assumindo-se que o número de senóides  $p$  é conhecido, então a técnica ESPRIT pode ser aplicada de acordo com os seguintes passos:

- **PARTE 1: Determinação dos fatores de amortecimento e frequências angulares**

**1º Passo)** Para uma matriz de sinais  $Y(t_k)$ , formada da seguinte maneira:

$$Y(t_k) = \begin{bmatrix} z_1(t_k) & z_2(t_k) & \cdots & z_n(t_k) \\ z_1(t_{k+1}) & z_2(t_{k+1}) & \cdots & z_n(t_{k+1}) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ z_1(t_{k+M-1}) & z_2(t_{k+M-1}) & \cdots & z_n(t_{k+M-1}) \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

onde  $M$ , que será usado como parâmetro de entrada no algoritmo, refere-se ao tamanho de cada medição. Considerando que o valor de  $M$  seja maior que de  $p$ , ( $M > p$ ), a estimativa amostral corresponde a matriz de covariância  $\mathbf{R}$  de dimensão  $M \times M$ , que é calculada pela equação abaixo:

$$\mathbf{R} = \frac{1}{M} \sum_{t_k=1}^M Y(t_k)Y(t_k)^T \quad (4.8)$$

Conforme discutido em (DIAS, 2003), a autoestrutura (ou seja, o conjunto de autovalores e autovetores) da matriz  $\mathbf{R}$  contém informação completa das frequências  $f_i$  e fatores de amortecimento  $\sigma_i$ ,  $i = 1, \dots, p$  das senóides de (4.1). Assim sendo, o próximo passo do método consiste em calcular a autoestrutura da matriz  $\mathbf{R}$ .

**2º Passo)** Calculam-se os autovalores  $\lambda_i$  e os correspondentes autovetores à direita  $s_i$ ,  $i = 1, \dots, M$ , da matriz  $\mathbf{R}$ . Sejam  $\lambda_1 \geq \lambda_2 \geq \dots \geq \lambda_p \geq \dots \geq \lambda_M$  os autovalores de  $\mathbf{R}$  organizados em ordem decrescente e sejam ainda  $\{s_1, s_2, \dots, s_p\}$  os autovetores ortonormais associados com os  $p$  maiores autovalores  $\{\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_p\}$ .

**3º Passo)** Constrói-se a matriz  $\mathbf{S}$  de dimensão  $M \times p$  seguinte maneira:

$$\mathbf{S} = [s_1 \cdots s_p] \quad (4.9)$$

sendo que  $s_1, \dots, s_p$  são vetores que formam uma base para o subespaço efetivo do sinal (BOLLEN; GU, 2006). Por outro lado, o conjunto de autovetores ortonormais  $\{g_1, \dots, g_{M-p}\}$  associados aos autovalores  $\{\lambda_{p+1}, \lambda_{p+2}, \dots, \lambda_M\}$  formam uma base para o subespaço de ruído (DIAS, 2003). Usando a matriz  $\mathbf{S}$ , as matrizes  $\mathbf{S}_1$  e  $\mathbf{S}_2$  são construídas da seguinte maneira:

$$\mathbf{S}_1 = [\mathbf{I}_{M-1} \quad 0] \mathbf{S} \quad (4.10)$$

$$\mathbf{S}_2 = [0 \quad \mathbf{I}_{M-1}] \mathbf{S} \quad (4.11)$$

sendo que  $\mathbf{I}_{M-1}$  é a matriz identidade com dimensão  $(M-1) \times (M-1)$ .

Conforme mostra a referência (DIAS, 2003), as frequências angulares  $f_i$  e os fatores de amortecimento  $\sigma_i$ ,  $i = 1, \dots, p$  das senóides de (4.1) podem ser obtidas a partir dos autovalores da matriz  $\boldsymbol{\psi}$  proveniente da solução do seguinte sistema de equações:

$$\mathbf{S}_2 = \mathbf{S}_1 \boldsymbol{\psi} \quad (4.12)$$

**4º Passo)** Resolvendo o sistema (4.12) pelo método dos mínimos quadrados obtém-se  $\boldsymbol{\psi} = (\mathbf{S}_1^T \mathbf{S}_1)^{-1} \mathbf{S}_1^T \mathbf{S}_2$ , e dela calculam-se os autovalores. A partir dos seus autovalores  $(c_1, \dots, c_p)$  as frequências  $f_i$  e os fatores de amortecimento  $\sigma_i$ ,  $i = 1, 2, \dots, p$ , de cada senóide são determinados por meio das equações abaixo:

$$f_i = \frac{\hat{\text{ângulo}}(c_i)}{2\pi\Delta t} \quad (4.13)$$

$$\sigma_i = \frac{\ln(|c_i|)}{\Delta t} \quad (4.14)$$

sendo que  $\Delta t$  é o período de amostragem do sinal utilizado, e  $\hat{\text{ângulo}}$  o cálculo do ângulo dos autovalores.

Deve-se ressaltar que as estimativas para as frequências e fatores de amortecimento foram obtidas a partir da matriz  $\psi$ , a qual foi calculada aplicando-se o método dos mínimos quadrados (ou, do inglês LS, sigla para *least squares*) para solucionar o sistema de equações (4.12). Na prática, já foi constatado empiricamente que uma maior precisão pode ser obtida se o sistema (4.12) for resolvido pelo método do total dos mínimos quadrados (ou, do inglês TLS, sigla para *total least squares*), o qual considera o erro quadrático separadamente nos dois lados de (4.12) (DIAS, 2003). Maiores detalhes sobre a obtenção da equação (4.12) são dados no Apêndice B. A solução do sistema (4.12) pelo método TLS gera uma das variações do método ESPRIT, no caso, o TLS-ESPRIT, que será discutido na próxima seção.

Este último passo finaliza a primeira parte do método ESPRIT, no qual as frequências angulares e os fatores de amortecimento são obtidos por meio das expressões (4.13) e (4.14), respectivamente.

- **PARTE 2: Determinação das amplitudes e ângulos de fase iniciais**

**5º Passo)** Para calcular os outros parâmetros da expressão (4.1), no caso, as amplitudes e ângulos de fase iniciais de cada senóide complexa, o seguinte sistema é resolvido utilizando N amostras<sup>2</sup> dos sinais (N > M):

$$\mathbf{X} = \mathbf{V}\mathcal{H} \quad (4.15)$$

sendo,

$$\mathbf{V} = \begin{pmatrix} 1 & 1 & \cdots & 1 \\ c_1 & c_2 & \cdots & c_p \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ c_1^{N-1} & c_2^{N-1} & \cdots & c_p^{N-1} \end{pmatrix} \quad (4.16)$$

$$\mathbf{X} = \begin{pmatrix} z_1(t_0) & \cdots & z_n(t_0) \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ z_1(t_{N-1}) & \cdots & z_n(t_{N-1}) \end{pmatrix} \quad (4.17)$$

---

<sup>2</sup> O número de amostras N é igual ao intervalo de amostragem do sinal dividido pelo período de amostragem.

$$\mathcal{H} = \begin{pmatrix} h_1^1 & \cdots & h_n^1 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ h_1^p & \cdots & h_n^p \end{pmatrix} \quad (4.18)$$

e solucionando a equação (4.15) por mínimos quadrados:

$$\mathcal{H} = (\mathbf{V}^H \mathbf{V})^{-1} \mathbf{V}^H \mathbf{X} \quad (4.19)$$

A partir, então, dos elementos de  $\mathcal{H}$ , a matriz com a amplitude de cada senoide  $A_i$ , com o índice  $i$  variando de 1 a  $p$ , é calculada através da equação:

$$\mathcal{A} = 2\mathcal{H} \quad (4.20)$$

onde:

$$\mathcal{A} = \begin{pmatrix} A_1^1 & \cdots & A_n^1 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ A_1^i & \cdots & A_n^i \end{pmatrix} \quad (4.21)$$

A matriz com a fase inicial de cada senoide  $\phi_i$ , com o índice  $i$  variando de 1 a  $p$ , é calculada através da equação:

$$\Phi = \hat{\text{ângulo}}(\mathcal{H}) \quad (4.22)$$

onde:

$$\Phi = \begin{pmatrix} \phi_1^1 & \cdots & \phi_n^1 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \phi_1^i & \cdots & \phi_n^1 \end{pmatrix} \quad (4.23)$$

### 4.3 MÉTODO TLS-ESPRIT

TLS, do inglês *Total Least Squares*, é um método de ajuste, apropriado quando há erros tanto no vetor de observação  $b(mx1)$  quanto na matriz de dados  $A (mxn)$  (GOLUB; VAN LOAN, 1980).

Quando associado ao ESPRIT, o método TLS oferece uma maior precisão quando há presença de erros. No método TLS-ESPRIT o sinal, que também pode ser representado pela equação (4.1), é decomposto em  $p$  vetores em  $M$  subespaços, de maneira semelhante à metodologia anterior, onde o subespaço do sinal propriamente dito se sobressai com relação ao sinal do ruído (GAJJAR; SOMAN, 2012). A formulação do TLS-ESPRIT será descrita na seção a seguir. Destaca-se que a diferença entre esta versão e a apresentada anteriormente ocorre somente no quarto passo.

#### 4.3.1 Formulação do TLS-ESPRIT

Sendo conhecido o número de senóides  $p$ , a técnica do TLS-ESPRIT pode ser aplicada de acordo com os seguintes passos (TREES, 2002):

- **PARTE 1: Determinação dos fatores de amortecimento e frequências angulares**

**1º Passo)** Para uma matriz de sinais  $Y(t_k)$ , formada da seguinte maneira:

$$Y(t_k) = \begin{bmatrix} z_1(t_k) & z_2(t_k) & \cdots & z_n(t_k) \\ z_1(t_{k+1}) & z_2(t_{k+1}) & \cdots & z_n(t_{k+1}) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ z_1(t_{k+M-1}) & z_2(t_{k+M-1}) & \cdots & z_n(t_{k+M-1}) \end{bmatrix} \quad (4.24)$$

onde  $M$ , que será usado como parâmetro de entrada no algoritmo, refere-se ao tamanho de cada medição. Considerando que o valor de  $M$  seja maior que de  $p$ , ( $M > p$ ), Calcula-se a matriz de covariância  $Y_{cov}$ :

$$\mathbf{Y}_{cov} = \frac{1}{M} \sum_{t_k=1}^M \mathbf{Y}(t_k) \mathbf{Y}(t_k)^T \quad (4.25)$$

**2º Passo)** São calculados os autovalores  $\lambda_i$ , com o índice  $i$  variando de 1 a  $p$ , e os correspondentes autovetores  $s_i$  da matriz  $\mathbf{Y}_{cov}$ . Após calculados, os autovalores são organizados em ordem decrescente.

**3º Passo)** Considerando os primeiros  $p$  autovetores os quais estão associados os  $p$  maiores autovalores, é formada então a matriz  $\mathbf{Us}$  segundo equação abaixo (TREES, 2002):

$$\mathbf{Us} = [s_1 \cdots s_p] \quad (4.26)$$

As matrizes  $\mathbf{Us}_1$  e  $\mathbf{Us}_2$  são construídas da seguinte maneira:

$$\mathbf{Us}_1 = [\mathbf{I}_{M-1} \quad 0] \mathbf{Us} \quad (4.27)$$

$$\mathbf{Us}_2 = [0 \quad \mathbf{I}_{M-1}] \mathbf{Us} \quad (4.28)$$

sendo que  $\mathbf{I}_{M-1}$  é a matriz identidade com dimensão  $(M - 1) \times (M - 1)$ .

**4º Passo)** Constrói-se a matriz  $\mathbf{C} = \begin{bmatrix} \mathbf{Us}_1^H \\ \mathbf{Us}_2^H \end{bmatrix} [\mathbf{Us}_1 \quad \mathbf{Us}_2]$ , de dimensão  $(2p \times 2p)$

e dela calculam-se os autovalores.

**5º Passo)** A partir dos seus autovetores  $(c_1, \dots, c_p)$  obtém-se as matrizes  $V_{12}$  e  $V_{22}$ , ambas de dimensão  $(p \times p)$ , de modo que:

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} \mathbf{Us}_1^H \\ \mathbf{Us}_2^H \end{bmatrix} [\mathbf{Us}_1 \quad \mathbf{Us}_2] = \begin{bmatrix} V_{11} & V_{12} \\ V_{21} & V_{22} \end{bmatrix} \Lambda_E \begin{bmatrix} V_{11}^H & V_{12}^H \\ V_{21}^H & V_{22}^H \end{bmatrix} \quad (4.29)$$

com

$$\Lambda_E = \text{diag}(\lambda_{E_1}, \lambda_{E_2}, \dots, \lambda_{E_{2p}}) \quad (4.30)$$

que são os autovalores ordenados de maneira crescente.

**6º Passo)** Realiza-se então uma auto decomposição em (4.29) para obter-se a seguinte matriz:

$$\Psi_{TLS} = -V_{12}V_{22}^{-1} \quad (4.31)$$

**7º Passo)** Calculam-se os autovalores da matriz  $\Psi_{TLS}$ , denominados  $\hat{\psi}_i = \hat{\lambda}_1, \hat{\lambda}_2, \dots, \hat{\lambda}_p$ .

**8º Passo)** As frequências  $f_i$ , com o índice  $i$  variando de 1 a  $p$ , e os fatores de amortecimento  $\sigma_i$  de cada senóide são determinados por meio das equações abaixo (GAJJAR, 2012):

$$f_i = \frac{\hat{\text{ângulo}}(\hat{\psi}_i)}{2\pi\Delta t} \quad (4.32)$$

$$\sigma_i = \frac{-\log(|\hat{\psi}_i|)}{\Delta t} \quad (4.33)$$

sendo que  $\Delta t$  é o período de amostragem do sinal utilizado, e ângulo o cálculo do ângulo dos autovalores.

Este último passo finaliza a primeira parte do método TLS-ESPRIT, no qual as frequências angulares e os fatores de amortecimento são obtidos por meio das expressões (4.32) e (4.33), respectivamente. A segunda parte do método é exatamente igual ao ESPRIT, apresentado na subseção anterior e, por conta disto, não será repetido novamente aqui.

#### 4.4 MÉTODO WTLS-ESPRIT

O método WTLS-ESPRIT, do inglês *Weighted Total Least Squares*, adiciona uma matriz de ponderação ao método anterior, de maneira que se varia o peso utilizado para aumentar determinadas grandezas, fazendo com que as mesmas

adquiram maior ou menor relevância, ademais permitindo um ajuste maior do resultado final. Stoica e Viberg (1995) comparam o WTLS-ESPRIT com outro método ponderado e comprovaram melhorias no WTLS-ESPRIT com relações às perturbações Gaussianas.

A formulação do WTLS-ESPRIT apresenta poucas variações com relação ao método anterior, sendo que a diferença significativa ocorre no segundo passo através da inclusão da matriz de ponderação, e será apresentada na seção a seguir.

#### 4.4.1 Formulação do WTLS-ESPRIT

O sinal de entrada mantém-se no formato descrito na expressão (4.1).

O número de senóides  $p$  é conhecido de antemão, logo, a técnica do WTLS-ESPRIT pode ser aplicada de acordo com os seguintes passos (TREES, 2002):

- **PARTE 1: Determinação dos fatores de amortecimento e frequências angulares**

**1º Passo)** Para uma matriz de sinais  $Y(t_k)$ , formada da seguinte maneira:

$$Y(t_k) = \begin{bmatrix} z_1(t_k) & z_2(t_k) & \cdots & z_n(t_k) \\ z_1(t_{k+1}) & z_2(t_{k+1}) & \cdots & z_n(t_{k+1}) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ z_1(t_{k+M-1}) & z_2(t_{k+M-1}) & \cdots & z_n(t_{k+M-1}) \end{bmatrix} \quad (4.43)$$

onde  $M$ , que será usado como parâmetro de entrada no algoritmo, refere-se ao tamanho de cada medição. Considerando que o valor de  $M$  seja maior que de  $p$ , ( $M > p$ ), calcula-se a matriz de covariância  $Z_{cov}$ :

$$Z_{cov} = \frac{1}{M} \sum_{t_k=1}^M Y(t_k)Y(t_k)^T \quad (4.44)$$

onde  $M$  é o número de subespaços dimensionais.

**2º Passo)** O fator de ponderação é incluído de acordo com a equação abaixo (TREES, 2002):

$$w = \min\{m_s, N - m_s - d_s + 1\} \quad (4.45)$$

onde:

- $m_s$  – indica onde limite do aumento da ponderação;
- $N$  – indica o número de amostras;
- $d_s$  – indica a distância entre os subespaços.

**3º Passo)** A partir dele monta-se a matriz de pesos. Diferentes matrizes podem ser montadas, contanto que sejam diagonais. A Figura 5 ilustra três diferentes tipos possíveis de matriz de ponderação. A equação abaixo é para uma matriz que atribui maior valor para os elementos centrais.:

$$W = \text{diag}[1, \sqrt{2}, \sqrt{3}, \dots, \sqrt{w}, \sqrt{w}, \sqrt{w}, \dots, \sqrt{3}, \sqrt{2}, 1] \quad (4.46)$$

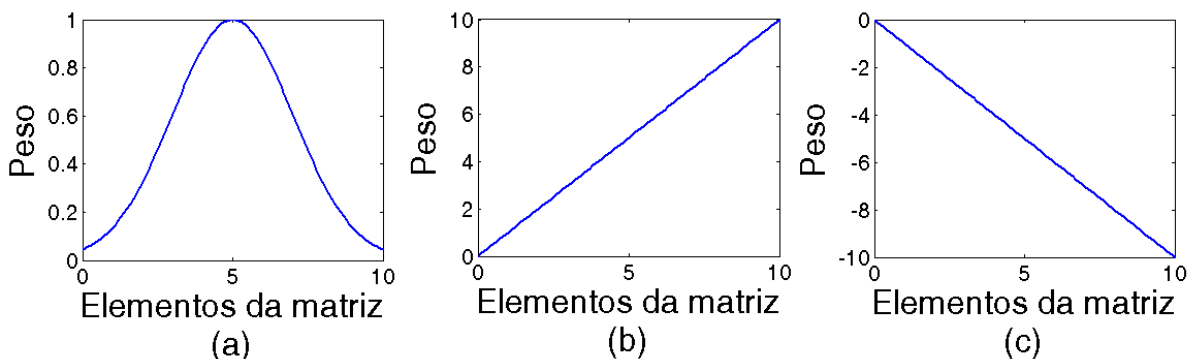


Figura 5 - Exemplo de matrizes de ponderação. (a) O peso maior é atribuído aos elementos centrais da matriz (b) O peso maior é atribuído aos elementos finais (c) O peso maior é atribuído aos elementos iniciais

**4º Passo)** São calculadas as matrizes de seleção:

$$Js_1 = [W \ 0] \quad (4.47)$$

$$Js_2 = [0 \ W] \quad (4.48)$$

**5º Passo)** São calculados os autovalores  $\lambda_i$  e os correspondentes autovetores  $s_i$  da matriz  $Z_{cov}$ , formando a matriz,  $S = [s_1 \dots s_p]$ .

**6º Passo)** Após calculados os autovalores calcula-se a base do subespaço do sinal através das equações (TREES, 2002)::

$$Us_1 = Js_1 S \quad (4.49)$$

$$Us_2 = Js_2 S \quad (4.50)$$

**7º Passo)** Constrói-se a matriz  $C_{WTLS} = \begin{bmatrix} Us_1^H \\ Us_2^H \end{bmatrix} [Us_1 \quad Us_2]$ , de dimensão  $(2px2p)$  e então são calculados os autovalores.

**8º Passo)** As matrizes  $V_{12}$  e  $V_{22}$ , ambas de dimensão  $(pxp)$ , são obtidas através autovetores  $(c_1, \dots, c_p)$  da matriz  $C_{WTLS}$  de modo que (TREES, 2002)::

$$C_{WTLS} = \begin{bmatrix} Us_1^H \\ Us_2^H \end{bmatrix} [Us_1 \quad Us_2] = \begin{bmatrix} V_{11} & V_{12} \\ V_{21} & V_{22} \end{bmatrix} \Lambda_E \begin{bmatrix} V_{11}^H & V_{12}^H \\ V_{21}^H & V_{22}^H \end{bmatrix} \quad (4.51)$$

com

$$\Lambda_E = \text{diag}(\lambda_{E_1}, \lambda_{E_2}, \dots, \lambda_{E_{2p}}) \quad (4.52)$$

que são os autovalores ordenados de maneira crescente.

**9º Passo)** Para obtenção da matriz abaixo, é realizada a auto decomposição em 4.46.

$$\Psi_{TLS} = -V_{12}V_{22}^{-1} \quad (4.53)$$

**10º Passo)** Calculam-se os autovalores da matriz  $\Psi_{TLS}$ , denominados  $\hat{\psi}_i = \hat{\lambda}_1, \hat{\lambda}_2, \dots, \hat{\lambda}_p$ .

**11º Passo)** As frequências  $f_i$ , com o índice  $i$  variando de 1 a  $p$ , os fatores de amortecimento  $\sigma_i$  de cada senóide são determinados por meio das equações abaixo (GAJJAR, 2012):

$$f_i = \frac{\hat{\text{angulo}}(\hat{\psi}_i)}{2\pi\Delta t} \quad (4.54)$$

$$\sigma_i = \frac{-\log(|\hat{\psi}_i|)}{\Delta t} \quad (4.55)$$

sendo que  $\Delta t$  é o período de amostragem do sinal utilizado, e ângulo o cálculo do ângulo dos autovalores.

Este último passo finaliza a primeira parte do método WTLS-ESPRIT, no qual as frequências angulares e os fatores de amortecimento são obtidos por meio das expressões (4.54) e (4.55), respectivamente. A segunda parte do método é exatamente igual ao ESPRIT, apresentado anteriormente e, por conta disto, não será repetido novamente aqui.

#### 4.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS DO CAPÍTULO

Este capítulo apresentou a modelagem matemática multivariável para as três técnicas de decomposição modal utilizadas neste trabalho. Como são técnicas semelhantes, porém com algumas diferenças, a Tabela 1 apresenta as características de cada técnica, a fim de facilitar o entendimento.

Tabela 1 – Comparação das características das técnicas ESPRIT, TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT

ESPRIT	TLS-ESPRIT	WTLS-ESPRIT
Separa o sinal do ruído	Considera erros no vetor de observação e na matriz de dados	Adiciona uma matriz de ponderação
Fornecer estimativas precisas de frequência	Apresenta maior precisão na presença de erros	Permite ponderação das grandezas
Possui alta precisão estatística		Possibilita melhor ajuste do resultado final
Possui baixo custo computacional		

Por serem variações de uma mesma técnica, destaca-se que as características são somadas, sendo assim, as apresentadas pelo ESPRIT também estarão presentes nas versões subsequentes, TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT. Percebe-se ainda que há uma busca por um melhor desempenho na presença de ruído, e um melhor ajuste dos resultados finais, o que justifica a utilização das três técnicas.

## **5 ALGORITMO PROPOSTO PARA IDENTIFICAÇÃO DE MODOS ELETROMECAÑICOS DE BAIXA FREQUÊNÇIA**

O capítulo anterior apresentou a formulação matemática do método ESPRIT e duas variações, no caso, o TLS-ESPRIT e o WTLS-ESPRIT, para estimação modal. Todos eles foram apresentados em suas versões multi-entradas. A utilização de métodos de decomposição modal multi-entradas para a identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência não é comum, e um dos motivos para o pouco uso é a dificuldade em garantir que todos os modos sejam estimulados simultaneamente quando submetidos a uma mesma falta.

No algoritmo proposto, para estimação dos modos eletromecânicos, o método ESPRIT é aplicado um determinado número de vezes, variando-se aleatoriamente os parâmetros de entrada do método. Fez-se necessário o desenvolvimento de um algoritmo que apresentasse um elevado número de aplicações uma vez que, diferentemente dos sistemas de geração e transmissão, a distribuição não dispõe de um banco de dados para referência. As repetidas aplicações do método de decomposição modal escolhido criam um elevado número de dados para cada sistema de distribuição simulado, permitindo assim, a análise do mesmo. O conjunto de resultados é então processado por uma sub-rotina de identificação de forma que os modos eletromecânicos de baixa frequência sejam selecionados dentre todos os modos de resposta estimados. Após este processo, calculam-se valores médios e desvios padrão do conjunto dos modos eletromecânicos identificados.

A proposta para a sub-rotina de identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência deste trabalho baseia-se no fator de participação dos modos resultantes e no número de ocorrências dos mesmos, onde fator de participação é a medida da participação de cada modo no sinal reconstituído, e o número de ocorrências é a quantidade de vezes que cada modo apareceu no resultado final após cada aplicação do método ESPRIT. Os conceitos de fator de participação e número de ocorrências serão melhor compreendidos mais adiante.

Cada uma das etapas do algoritmo proposto é discutida com maiores detalhes na próxima seção.

## 5.1 ALGORITMO PROPOSTO

Cada passo do algoritmo é discutido em detalhes na sequência, e em seguida será apresentado o fluxograma do algoritmo proposto para a identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência via decomposição modal.

**1ª Etapa) Obtenção dos dados de campo:** nesta primeira etapa ocorre a coleta dos dados de campo que serão processados pelo método ESPRIT. Os dados adquiridos devem ser provenientes de uma resposta transitória do sistema, causada pela incidência de um curto-circuito de pequena intensidade, por exemplo. Idealmente, a perturbação não pode ser severa, tendo em vista que grandes perturbações estimulam comportamentos não-lineares do sistema, o que pode afetar a estimativa dos modos eletromecânicos e/ou levar ao aparecimento de modos de resposta não comparáveis aos modos calculados via modelo matemático linearizado. Usualmente são utilizados sinais de velocidade angular dos geradores síncronos, potência acelerante, modulo de tensão de determinadas barras da rede, entre outros.

A Figura 6 ilustra um sinal transitório do desvio da velocidade angular (em Hz) de um gerador síncrono em relação a velocidade síncrona (no caso, 60 Hz).

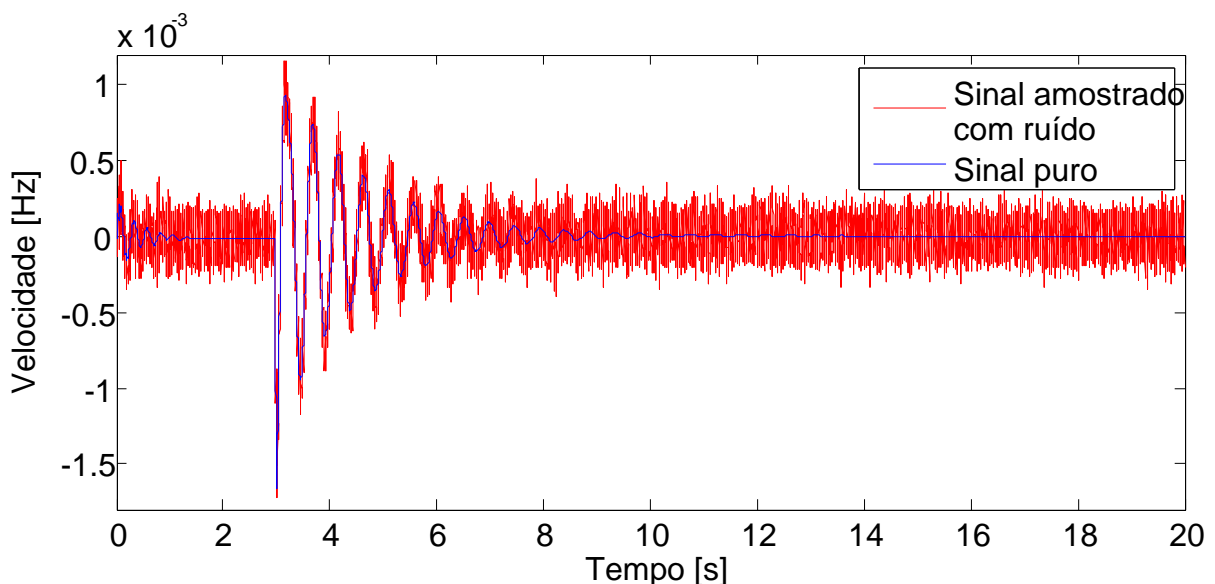


Figura 6 - Exemplo de resposta transitória obtida através da simulação do sistema elétrico para a incidência de uma perturbação e comparado com o sinal puro

A perturbação está sendo aplicada ao sistema no instante de tempo igual a 2,5 s. Este sinal é apresentado com a incidência de ruído branco (em vermelho) e sem a presença de ruído (em azul), sendo esta, evidentemente, a situação desejada na prática.

**2ª Etapa) Filtragem:** assumindo que o sinal adquirido como resposta do sistema seja um sinal real, há a presença de ruídos. A segunda etapa do algoritmo realiza a filtragem desse sinal, minimizando a presença de ruídos e resultando então no sinal que será processado pelo método ESPRIT.

A Figura 7 ilustra a resultante do sinal amostrado após ter sido realizada a filtragem do mesmo. Neste caso foi utilizado um filtro passivo do tipo passa-baixa de 2ª ordem com frequência de corte igual a 15 Hz. Como o ruído considerado é do tipo branco, evidentemente que o filtro passa-baixa não atenuará todo o espectro do ruído, o que significa que na identificação dos modos eletromecânicos podem aparecer modos de resposta associados a presença de ruídos. Como será discutido no próximo capítulo, devido a estratégia utilizada pelo algoritmo proposto em aplicar repetidas vezes o método ESPRIT variando-se aleatoriamente os parâmetros de entrada, é possível identificar os modos de resposta associados a presença de ruídos a partir do número de ocorrências (geralmente baixo) e do desvio padrão (geralmente alto) do respectivo modo.

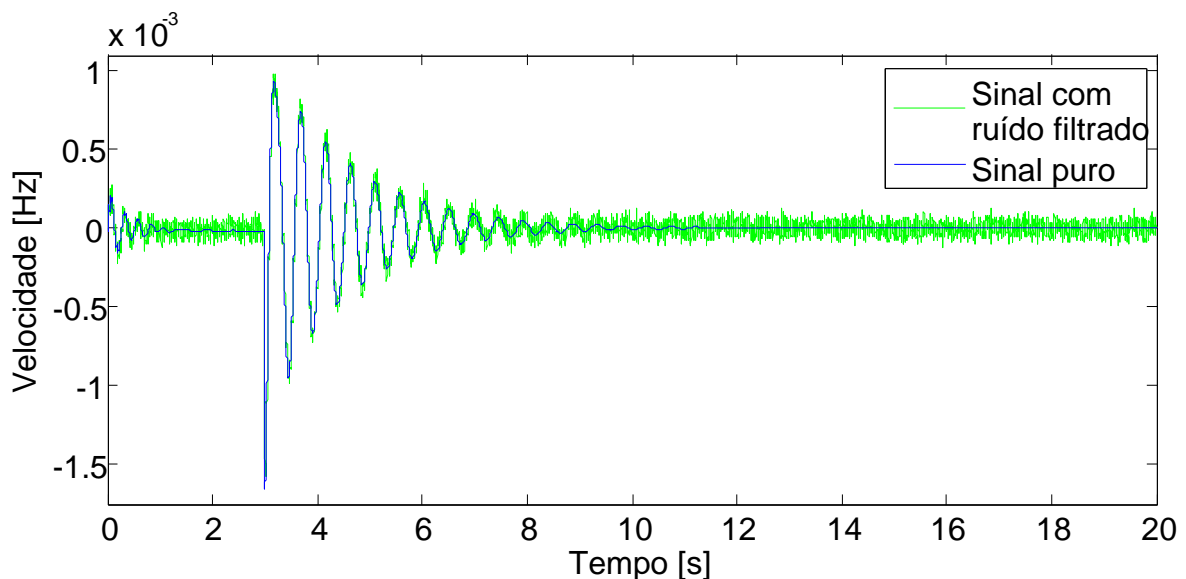


Figura 7 - Exemplo de sinal com ruído já filtrado e comparado com o sinal puro

**3ª Etapa) Reamostragem:** a reamostragem do sinal é feita para que sejam eliminadas as partes referentes ao regime permanente do sinal (nos períodos anterior e posterior a incidência da perturbação). Além disto, os sinais podem ser reamostrados com um período de amostragem entre 1 ms e 10 ms, para que o custo computacional de processamento não seja muito elevado. Neste trabalho adotou-se o valor de 10 ms para o período de amostragem, em conformidade com (FERNANDES, 2012).

Ainda, os métodos de decomposição modal da categoria *Ringdown Analysis* utilizam, geralmente, apenas alguns segundos do período transitório. Este trabalho utiliza as terminologias  $t_{inicial}$  e  $t_{final}$  para denotar, respectivamente, os instantes de tempo de início e fim do sinal reamostrado que será utilizado como entrada do método de decomposição modal.

A Figura 8 ilustra um sinal reamostrado de velocidade angular, onde os períodos de tempo em regime permanente anterior e posterior à incidência da perturbação foram eliminados e apenas uma parcela do regime transitório foi considerado. Neste caso,  $t_{inicial}$  e  $t_{final}$  são iguais a, respectivamente, 3 s e 7 s.

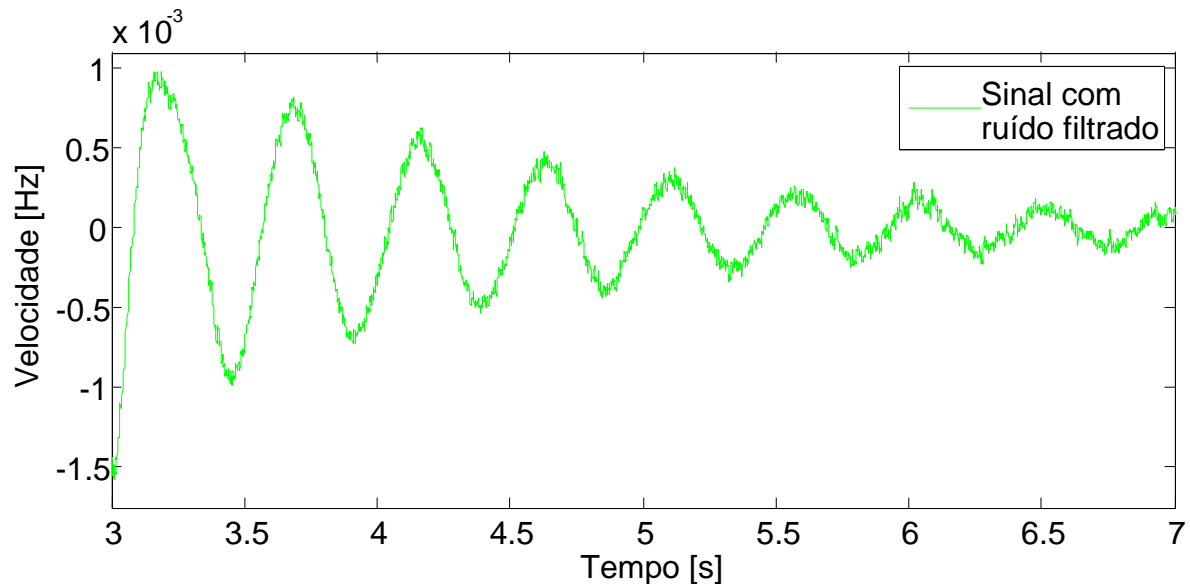


Figura 8 - Exemplo de reamostragem do sinal com o ruído filtrado

**4ª Etapa) Número de aplicações e início do contador:** nesta etapa é feita a definição do número de vezes ( $N_{ap}$ ) que será aplicado o método de decomposição modal. Feita essa definição, inicia-se também o contador de aplicações.

Apenas para ilustrar, neste trabalho todos os resultados foram gerados considerando  $N_{ap}$  igual a 130. Esse número é variável, porém deve ser o suficiente para garantir a confiabilidade das futuras análises.

**5ª Etapa) Escolha dos parâmetros:** os parâmetros de entrada utilizados para cada aplicação do método de decomposição modal são definidos nesta etapa. São definidos quatro parâmetros de entrada:  $p$ , que indica a quantidade de componentes senoidais que serão usadas para decompor o sinal (em conformidade com a expressão (4.1)), ou seja, a ordem do modelo;  $M$ , que indica a dimensão (número de linhas) da matriz de covariância  $\mathbf{R}$  (em conformidade com (4.7)) e;  $t_{inicial}$  e  $t_{final}$ , já definidos anteriormente na 3ª etapa do algoritmo. Para cada aplicação do método de decomposição modal, os quatro parâmetros são selecionados aleatoriamente dentro de uma faixa de valores pré-especificada.

A faixa de valores para o parâmetro  $p$  deve ser escolhida levando-se em consideração o número de geradores síncronos ( $n_g$ ) presentes no sistema. Além do mais, ressalta-se que um valor muito elevado de  $p$  pode induzir o surgimento de modos de resposta associados a presença de ruído (enquanto que, idealmente, o ruído deve fazer parte do termo  $e$  da expressão (4.1)). Por outro lado, um valor muito baixo de  $p$  pode não ser suficiente para caracterizar todos os modos eletromecânicos, fazendo com que o termo  $e$  da expressão (4.1) contenha não apenas ruído, mas também, dinâmicas eletromecânicas relevantes para o processo de estimação. Neste trabalho, considerou-se a faixa de valores de  $p$  dada por  $2n_g \leq p \leq 5n_g$  em todas as aplicações dos métodos de decomposição modal para o caso sem ruído. Na presença de ruído no sinal adotou-se a faixa de  $10n_g \leq p \leq 17n_g$ .

A faixa de valores para o número de linhas  $M$  da matriz de covariâncias  $\mathbf{R}$  foi selecionada entre 30% e 70% do número de amostras do intervalo de tempo considerado na reamostragem do sinal (ou seja,  $t_{final} - t_{inicial}$ ). A partir de diversas simulações constatou-se que para o sistema teste, geralmente, para valores abaixo de 30% e acima de 70% do número de amostras deste intervalo, ocorriam erros numéricos ao longo da aplicação do método de decomposição modal. É importante salientar que  $M$  deve ser maior que  $p$ .

As faixas de valores para  $t_{inicial}$  e  $t_{final}$  foram escolhidas de modo que  $t_{final} - t_{inicial} \geq 4$  s em todas as aplicações do método de decomposição modal.

**6ª Etapa) Aplicação da decomposição modal:** nesta etapa aplica-se o método de decomposição modal (ESPRIT, TLS-ESPRIT ou WTLS-ESPRIT) considerando-se o conjunto de parâmetros selecionados na etapa anterior. A Figura 9 ilustra o sinal amostrado versus o sinal reconstituído após a aplicação da técnica de estimação modal. Para determinar se o sinal reconstituído é fiel ao amostrado, determina-se um limite máximo para o termo  $e$  que seja considerado aceitável.

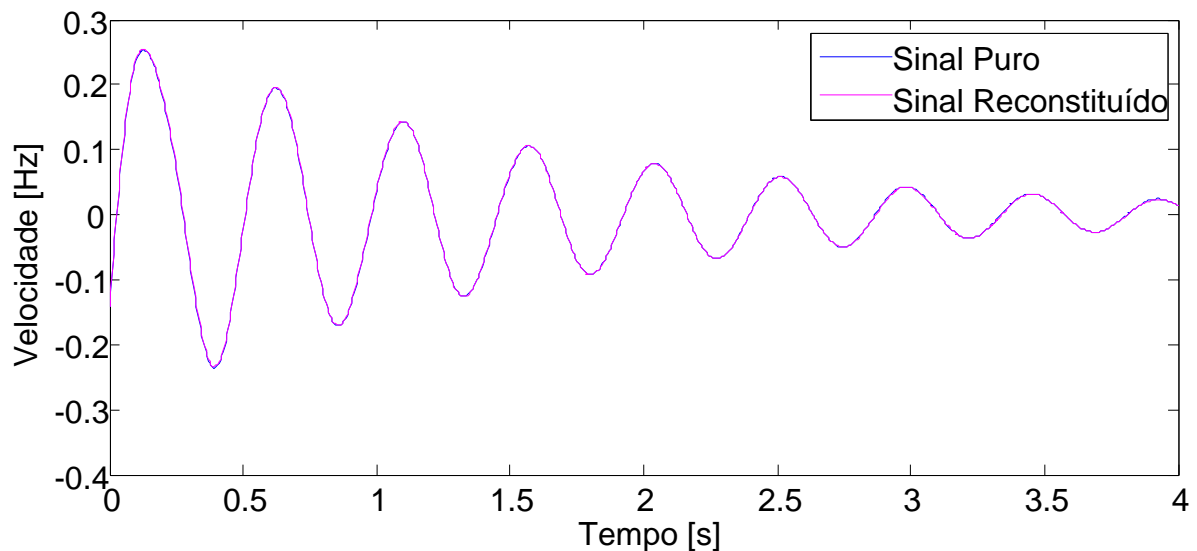


Figura 9 - Exemplo de sinal reconstituído após a aplicação da técnica de estimação modal

**7ª Etapa) Identificação dos modos eletromecânicos:** após a aplicação do método de decomposição modal na etapa 6, obtém-se a estimativa dos  $p$  modos de resposta do sistema. No entanto, nem todos estes  $p$  modos de resposta são categorizados como sendo eletromecânicos de baixa frequência (em conformidade com os conceitos estabelecidos no capítulo 3). Dentre todos os  $p$  modos de resposta estimados, a identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência é feita através de limites impostos para a frequência de oscilação, taxa de amortecimento e índice de participação. Os critérios adotados são descritos a seguir:

- Considerar apenas modos de resposta oscilatórios cuja frequência esteja acima de 0,1 Hz e abaixo de 6 Hz, abrangendo assim somente a faixa de frequência com os valores típicos das oscilações eletromecânicas;
- Dentre as senóides restantes deve-se descartar as que possuírem uma taxa de amortecimento superior a 30% pois, para o estudo das oscilações

eletromecânicas são de interesse as senóides com baixa taxa de amortecimento. A taxa de amortecimento deve ser calculada seguindo a equação (3.17).

Estas duas primeiras etapas de identificação costumam eliminar a maioria dos modos de resposta que não são classificados como sendo eletromecânicos de baixa frequência (FERNANDES, 2012). No entanto, devido a presença de ruídos e comportamentos não-lineares, outros modos de resposta que não sejam eletromecânicos podem ainda não ser eliminados por meios dos dois critérios acima. Por conta disto, propõe-se nesta etapa de identificação um terceiro critério, definido neste trabalho como índice de participação, o qual é discutido a seguir:

- O terceiro critério da etapa de identificação consiste, então, em selecionar as senóides que apresentarem um índice de participação superior a 3% (porém, este valor pode ser ajustado). O índice de participação pode ser obtido pelo módulo de cada modo resposta dividido pelo somatório dos  $k$  modos de resposta encontrados, determinando assim a relevância de um determinado modo no resultado final. Esse cálculo é feito através da equação a seguir:

$$Participação (\%) = \frac{|modo\ de\ resposta_i|}{\sum_{i=1}^k |modo\ de\ resposta_i|} * 100 \quad (5.1)$$

onde  $k$ , refere-e ao total de modos identificados, e  $i$  é o  $i$ -ésimo modo.

**8ª Etapa) Incremento no contador:** o valor do contador é acrescido em uma unidade no contador, até que se chegue no valor do número de aplicações definido anteriormente.

**9ª Etapa) Ponto de decisão – verifica-se o valor do contador:** confere-se se o contador já é igual ao número de aplicações definido. Caso a resposta seja negativa, retorna-se à 5ª Etapa. Caso a resposta seja afirmativa, passa-se para a etapa seguinte.

**10ª Etapa) Análise dos resultados:** com os resultados das aplicações, realiza-se a análise dos mesmos através de cálculo do valor médio e do desvio padrão.

A Figura 10 apresenta o fluxograma do algoritmo proposto para a identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência via decomposição modal. O próximo capítulo apresenta testes e resultados do algoritmo proposto.

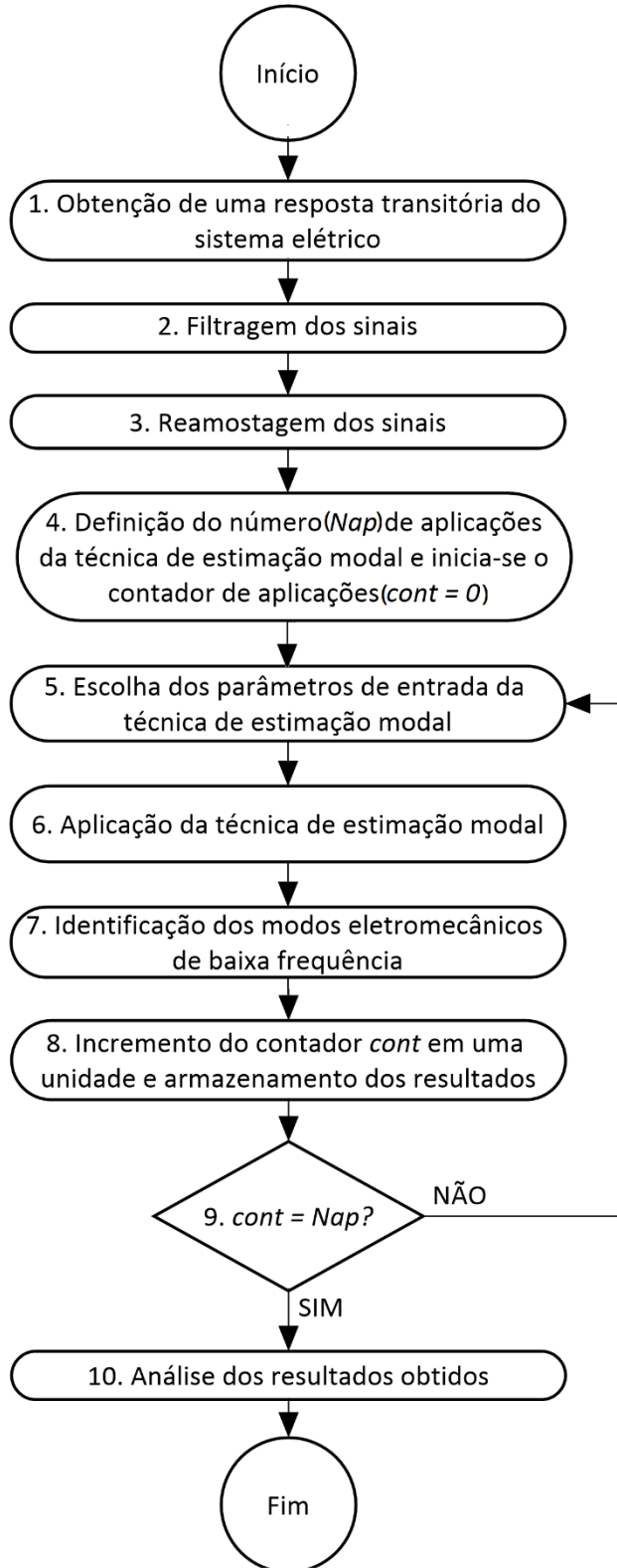


Figura 10 - Fluxograma do algoritmo proposto para identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência via técnica de decomposição modal

## 6 TESTES E RESULTADOS

Para validação do algoritmo proposto no Capítulo 5 foram elaborados testes em uma rede de distribuição com a presença geradores síncronos. Respostas transitórias das grandezas de interesse (no caso, das velocidades angulares dos geradores) foram obtidas a partir da implementação do sistema teste no *software Simulink*<sup>®</sup> do *Matlab*<sup>®</sup> através do auxílio da *Toolbox SimPowerSystems*. O algoritmo apresentado no capítulo anterior foi implementado via elaboração de *script*, também no *software Matlab*<sup>®</sup>.

Para a rede de distribuição em estudo foram elaborados dois casos, um com a presença de três geradores síncronos e outro com a presença de seis geradores síncronos acoplados a diferentes barras da rede. Para cada um destes casos, resultados de aplicação do algoritmo foram obtidas para três perturbações distintas na forma de curtos-circuitos aplicados em barras específicas da rede. Para efeito de comparação e validação dos resultados, testes similares foram realizados no *software PacDyn*<sup>3</sup> para obtenção dos modos eletromecânicos de baixa frequência para os dois casos considerados. Ressalta-se que o *PacDyn* utiliza o modelo linearizado para o cálculo dos autovalores e os modos eletromecânicos do sistema (CEPEL, 2009; CEPEL, 2015).

A visualização e análise dos resultados é feita a partir de figuras que mostram a localização no plano complexo dos modos de oscilação eletromecânicos de baixa frequência identificados por cada aplicação do método de decomposição modal realizada a cada iteração do laço (ou *loop*) do algoritmo proposto. O número total de iterações do laço é dado pelo parâmetro ajustável  $N_{ap}$ , que foi considerado igual a 130 para todos os testes realizados.

Nestas mesmas figuras foram incluídos os valores, em porcentagem, da taxa de ocorrência de cada modo  $V_i$ , onde  $i$  varia de 1 a  $k$ , sendo  $k$  o número total de modos identificados (ou seja, modos que não foram eliminados na etapa 7 do algoritmo, conforme discutido no capítulo anterior). A taxa de ocorrência do  $i$ -ésimo modo ( $V_i$ ) é calculada pela razão entre o número de ocorrências do respectivo modo e o número total de aplicações do método de decomposição modal (no caso,  $N_{ap}$ ) multiplicado por 100. Para entender melhor o conceito de taxa de ocorrência suponha

---

<sup>3</sup> Software desenvolvido pelo Centro de Pesquisas em Energia Elétrica (CEPEL) voltado à análise e controle de oscilações resultantes de pequenas perturbações em sistemas elétricos de grande porte.

que um mesmo modo de resposta tenha sido identificado em 100 de 130 aplicações de um mesmo método de decomposição modal. Isso significa que a taxa de ocorrência deste modo é de, aproximadamente, 77%. A taxa de ocorrência de um modo de resposta é um parâmetro de análise proposto neste trabalho e, conforme os resultados mais adiante comprovam, tal parâmetro permite distinguir modos eletromecânicos de baixa frequência de modos de resposta associados a presença de ruídos que, eventualmente, não tenham sido eliminados na etapa de identificação do algoritmo (etapa 7).

A cada iteração do laço do algoritmo, os quatro parâmetros de entrada do método de decomposição modal foram aleatoriamente selecionados dentro de uma faixa de valores pré-especificada para cada um deles, conforme discutido no capítulo anterior na etapa 5 do algoritmo. Com relação ao método de decomposição modal WTLS-ESPRIT, a matriz de ponderação descrita na Figura 5 que apresentou os melhores resultados foi aquela que prioriza os primeiros valores (reta decrescente), e são estes os resultados que serão apresentados no decorrer do capítulo.

Este capítulo possui algumas subseções. A subseção 6.1 apresenta a rede de distribuição em estudo. Em seguida, na subseção 6.2 são apresentados os resultados obtidos neste trabalho. Algo importante a ser comentado é de que na subseção 6.2.1, resultados preliminares são apresentados para o caso com três geradores e respostas transitórias do sistema sem a presença de ruídos (ou seja, o caso ideal). Estes resultados preliminares são importantes, pois trazem informações a respeito da influência da presença de ruídos na estimativa dos modos eletromecânicos de baixa frequência. Na sequência do capítulo são, então, apresentados e discutidos os resultados para os dois casos (três e seis geradores) considerando sinais com a incidência de ruído branco.

## 6.1 SISTEMA DE DISTRIBUIÇÃO EM ESTUDO

A rede de distribuição em estudo é apresentada na Figura 11. Esta rede localiza-se no interior do estado de São Paulo, porém a referência (ABREU, 2004) não apresenta maiores detalhes a respeito de sua localização geográfica. A rede é interligada ao sistema de transmissão nacional através da conexão com um sistema de subtransmissão de 138 kV, 60 Hz. O valor da potência de curto-circuito no ponto de conexão entre as redes de distribuição e de transmissão é de cerca de 2000 MVA,



## 6.2 TESTES REALIZADOS

Os testes foram realizados para a rede de distribuição da Figura 11 considerando dois casos de inserção de geração distribuída, um com três geradores, e outro com seis geradores. Para cada um dos casos foram obtidas respostas transitórias para três perturbações temporárias aplicadas em locais distintos da rede, todas elas com duração de 0,1 s.

Como referência para comparação e validação dos resultados obtidos pelo algoritmo proposto, os modos eletromecânicos de baixa frequência foram calculados via abordagem por modelo matemático linearizado (conforme discutido no capítulo 3) usando o *software PacDyn*. Ressalta-se, no entanto, que pequenas diferenças de modelagem dos elementos que constituem o sistema (principalmente de geradores síncronos) utilizados no *Pacdyn* e biblioteca *SimpowerSystems* do *Matlab/Simulink* podem contribuir no surgimento de diferenças nos resultados obtidos por estes dois *softwares*.

Além do mais, é importante comentar que, em aplicações reais, o operador possivelmente não terá acesso a resultados dos modos eletromecânicos obtidos via abordagem por modelo linearizado, o que significa que os resultados provenientes dos métodos de decomposição modal devem ser autossuficientes para eventuais tomadas de decisão. É com base nesta premissa que o algoritmo apresentado no capítulo anterior foi desenvolvido.

### 6.2.1 Resultados preliminares

Para a elaboração dos resultados preliminares foi utilizada a configuração com três geradores, onde analisou-se o sinal sem a presença de ruído, ou seja, o caso ideal. Neste caso são inseridas máquinas síncronas nas barras 601, 602 e 603, conforme configuração original apresentada em (ABREU, 2005). A potência ativa injetada por estes geradores é, respectivamente, 1,5 MW, 5 MW e 3,5 MW.

Os modos eletromecânicos de baixa frequência calculados via abordagem por modelo linearizado pelo *software PacDyn* são mostrados na Tabela 2. Ao todo são três modos eletromecânicos identificados pela numeração 1, 2 e 3 na primeira coluna da esquerda para a direita. Nas demais colunas,  $\sigma$ ,  $\omega$  e  $\xi$  são, respectivamente, a parte

real, a parte imaginária (em Hz) e a taxa de amortecimento (em %) do respectivo modo.

Os resultados apresentados na Tabela 2 mostram que para o caso com três geradores síncronos e nível de carregamento base (ou seja, aquele apresentado em (ABREU, 2005)), o sistema possui dois modos eletromecânicos com taxa de amortecimento superior a 5 % (modos 2 e 3) e um deles com amortecimento próximo (porém, inferior) a 5 % (modo 1). Para melhorar o amortecimento deste modo é possível incluir estabilizadores de sistemas de potência (ESPs, ou PSSs, sigla em inglês para *Power System Stabilizers*), conforme já comprovado em (KUIAVA, 2007).

O grande desafio dos métodos de decomposição modal é então identificar estes mesmos modos de resposta por meio de sinais extraídos do sistema, o que é discutido nas próximas subseções.

Tabela 2 - Modos eletromecânicos para o caso com três geradores calculados via *PacDyn*

	$\sigma$	$\omega$	$\xi$
1	-0,64220	13,26800	4,83440
2	-1,62710	27,78500	5,84600
3	-2,70160	24,46800	10,97500

Tendo em vista que a escolha dos parâmetros de entrada é uma parte importante dos métodos de decomposição modal, e uma série de critérios para a seleção dos mesmos foi definida no capítulo 5, a Figura 12 mostra os histogramas da frequência de utilização dos parâmetros  $p$  e  $M$  por cada método, em porcentagem. Nota-se que a divisão da utilização dos parâmetros dentro dos limites impostos ocorreu de maneira igualitária, com uma pequena preferência pelo limite superior de  $p$  pelo método WTLS-ESPRIT. Essa utilização de toda a faixa delimitada indica que para ambos os parâmetros os limites impostos foram bem estabelecidos e fornecem resultados satisfatórios.

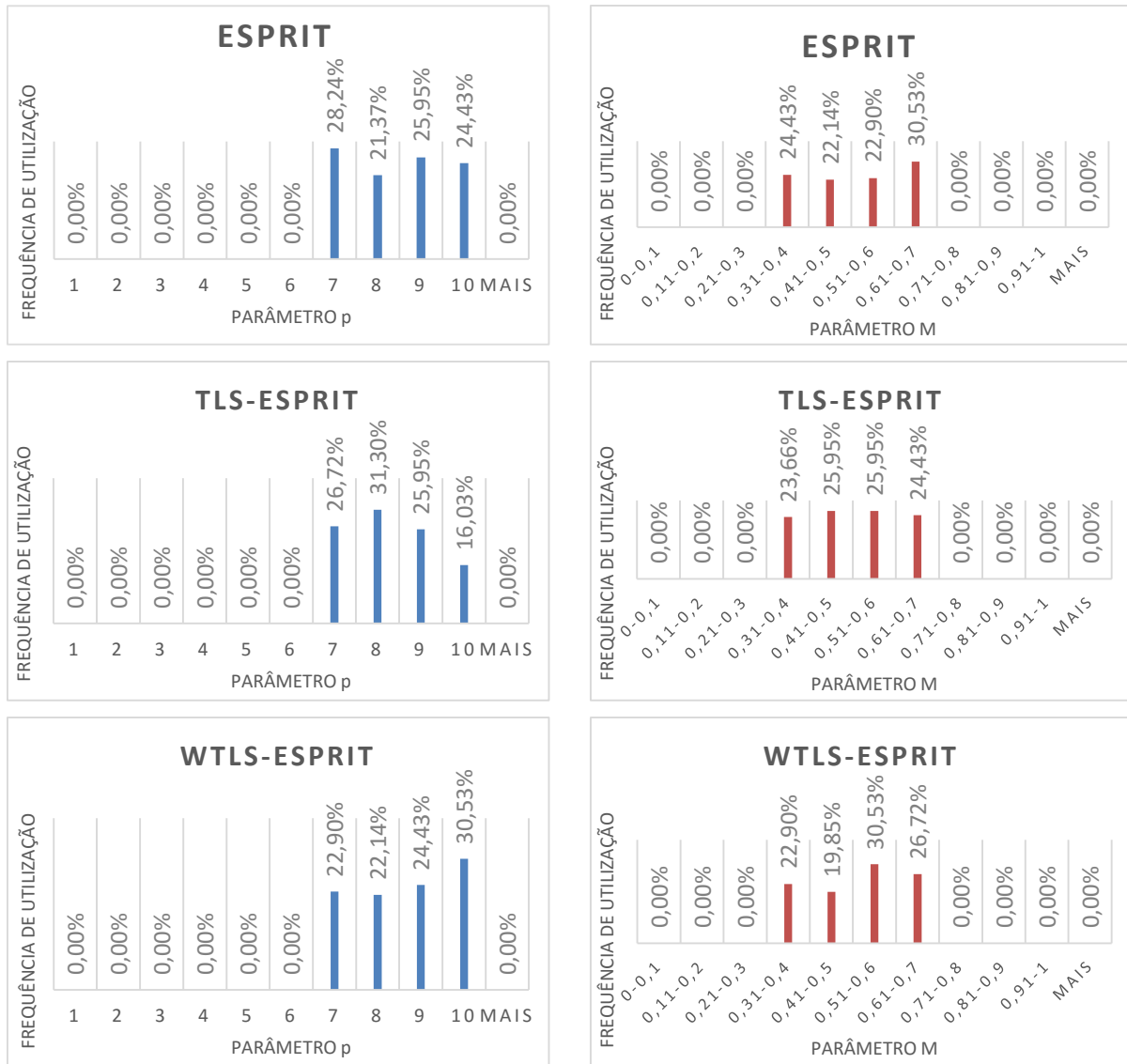


Figura 12 - Frequência de utilização dos parâmetros p e M para a obtenção dos resultados preliminares

A Figura 13 mostra os resultados de identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência considerando na etapa 6 do algoritmo as três versões em estudo do método ESPRIT. Foram utilizados um conjunto de três sinais transitórios do sistema, no caso, as velocidades angulares dos três geradores. A perturbação utilizada foi um curto-circuito no ramo 292-701. Apenas para lembrar, considerou-se que os sinais transitórios estão livres de ruídos.

Para entender melhor os resultados apresentados nesta figura, considere primeiramente a subfigura na qual foi utilizada a versão clássica do método ESPRIT na etapa 6 (ou seja, a subfigura no canto superior esquerdo). Ela mostra que três modos de resposta foram identificados como sendo eletromecânicos de baixa frequência (em preto, em azul e em vermelho), ou seja, de todos os  $p$  modos de

resposta estimados na etapa 6 do algoritmo, apenas três modos passaram pela etapa 7 de identificação, o que significa que estes três modos atendem aos critérios de frequência, taxa de amortecimento e fator de participação definidos no capítulo anterior. Além do mais, a taxa de ocorrência de todos os modos (ou seja,  $V_1, V_2$  e  $V_3$ ) é 100 %, o que significa que estes modos foram identificados em todas as iterações do laço do algoritmo, em um total de 130 iterações (parâmetro  $N_{ap}$ ).

Percebe-se ainda, nesta mesma subfigura, que o desvio padrão das estimativas obtidas para os três modos identificados deve ser um valor baixo, tendo em vista que as estimativas das 130 aplicações estão praticamente sobrepostas umas nas outras. Este resultado é comprovado pela Tabela 3, mais especificamente no conjunto de resultados associados ao método ESPRIT. Veja nesta tabela, por exemplo, que a parte real ( $\sigma$ ) do modo 1 (destacado na cor vermelha nas subfiguras da Figura 13) tem um valor médio ( $\bar{x}$ ) igual a -0,6381 e desvio padrão igual a 0,009176, o que é um valor pequeno, quando comparado aos resultados que são obtidos mais adiante para os casos onde foram utilizados sinais com a incidência de ruído branco.

A Figura 13 mostra também os resultados obtidos levando-se em consideração o uso dos métodos TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT na etapa 6 do algoritmo. Estes dois métodos identificaram de forma satisfatória os três modos eletromecânicos de baixa frequência do sistema (em conformidade com resultados apresentados na Tabela 3), porém, é interessante observar que a aplicação do algoritmo com o método WTLS-ESPRIT levou ao aparecimento de um quarto modo de resposta (que passou pela etapa 7 de identificação). Este modo de resposta não é comparável aos modos eletromecânicos calculados via abordagem por modelo matemático linearizado (conforme mostra a Tabela 2) e, portanto, deve ser descartado de alguma forma da análise dos resultados obtidos pelo algoritmo.

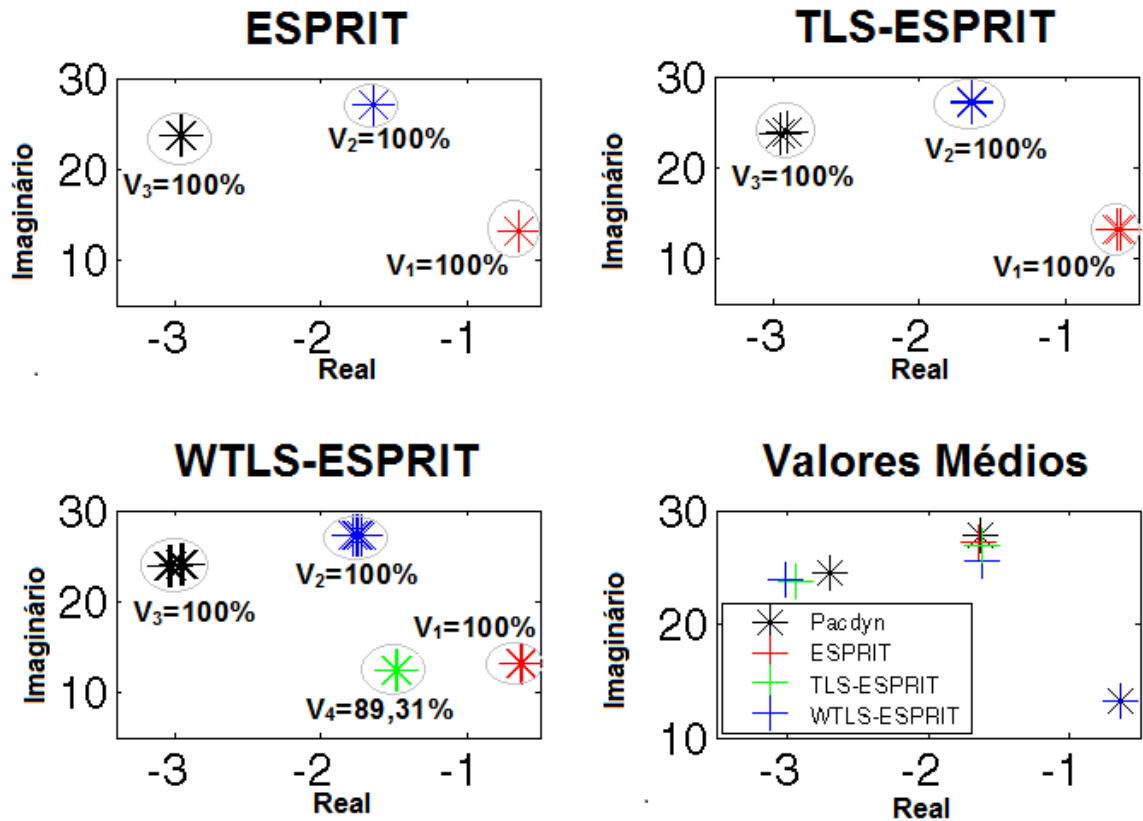


Figura 13 - Resultado das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito nos ramos 292-701 sem a presença de ruído

Tendo em vista que, em aplicações reais o operador não terá acesso aos resultados obtidos via modelo linearizado, a forma encontrada aqui para a eliminação deste modo 4 é pela taxa de ocorrência do respectivo modo que, diferente dos demais modos de resposta, não é de 100 %. Uma outra estratégia para eliminação deste modo 4 é pela aplicação do algoritmo usando-se diferentes métodos de decomposição modal (conforme foi feito neste trabalho). Assim, comparando-se os resultados obtidos pelos métodos ESPRIT e TLS-ESPRT, percebe-se que o modo 4 não foi identificado por nenhum deles.

Tabela 3 - Resultados das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito nos ramos 292-701 sem a presença de ruído com cálculo de valor médio ( $\bar{x}$ ) e desvio padrão ( $\sigma^2$ )

		$\sigma$	$\omega$	$\xi$
<i>PacDyn</i>	1	-0,64220	13,26800	4,83440
	2	-1,62710	27,78500	5,84600
	3	-2,70160	24,46800	10,97500
<i>ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,6381	13,25377	4,808907
	$\sigma^2$	0,009176	0,004541	0,070556
	2 $\bar{x}$	-1,642	27,19539	6,026908
	$\sigma^2$	0,001796	0,089772	0,024982
	3 $\bar{x}$	-2,94158	23,72967	12,30291
	$\sigma^2$	0,023363	0,136538	0,163314
<i>TLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,63955	13,25288	4,820138
	$\sigma^2$	0,008211	0,003943	0,063093
	2 $\bar{x}$	-1,62302	26,96762	5,998555
	$\sigma^2$	0,122382	1,71649	0,144165
	3 $\bar{x}$	-2,94169	23,70224	12,31716
	$\sigma^2$	0,018324	0,120352	0,13459
<i>WTLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-1,62026	25,52669	6,235467
	$\sigma^2$	0,371244	4,593883	0,56311
	2 $\bar{x}$	-1,51207	14,21655	11,17937
	$\sigma^2$	0,087446	4,87846	1,793837
	3 $\bar{x}$	-3,01255	23,968	12,47151
	$\sigma^2$	0,043974	0,075572	0,21695
	4 $\bar{x}$	-0,63329	13,25765	4,771359
	$\sigma^2$	0,005998	0,000824	0,044992

Tanto na Tabela 3 como na Figura 13 são mostrados os resultados obtidos por meio do *software PacDyn*, de modo que fosse possível realizar a validação e comparação dos resultados provenientes do algoritmo proposto.

### 6.2.2 Caso com três geradores

Nesta subseção são apresentados os resultados para o mesmo caso com três geradores utilizado anteriormente nos testes preliminares da subseção 6.2.1, mas agora assumindo a incidência de ruídos nos sinais transitórios de velocidade angular dos geradores síncronos, a fim de aproximar-se da forma de um sinal real amostrado.

Além do mais, foram obtidos resultados de identificação de modos eletromecânicos a partir de sinais transitórios provenientes de outras duas perturbações, além do curto-circuito no ramo 292-701. Para a escolha dos ramos da rede nos quais seriam aplicadas<sup>4</sup> as perturbações na forma de curtos-circuitos temporários seguiu-se o critério de não permitir o ilhamento (mesmo que temporário) dos geradores com o sistema de subtransmissão (barra 291), aqui modelada por um barramento infinito (ou seja, um gerador de tensão e frequência constantes).

#### 6.2.2.1 Resultados obtidos para um curto-circuito no ramo 292-701

Como entrada para as técnicas de estimação modal utilizou-se o sinal correspondente ao desvio da velocidade angular (em Hz) dos geradores síncronos em relação a velocidade síncrona (no caso, 60 Hz). A Figura 14 ilustra esses sinais de entrada para os três geradores com ocorrência de ruído de  $0,1n V^2/Hz$ .

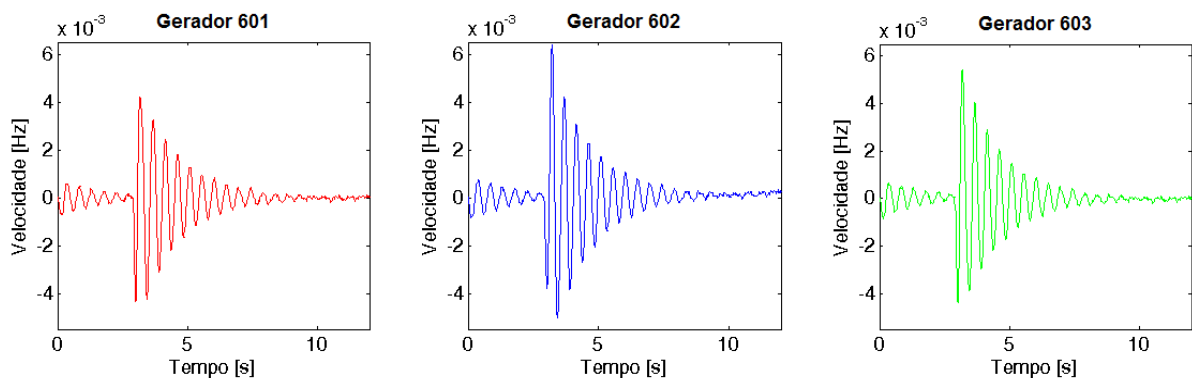


Figura 14 - Sinais das velocidades angulares dos geradores para caso com curto circuito entre as barras 292-701 com presença de ruído

Com relação a escolha dos parâmetros de entrada a Figura 15 mostra os histogramas da frequência de utilização dos parâmetros  $p$  e  $M$  por cada método, em porcentagem. Nota-se que a presença do ruído demandou uma amplitude maior na faixa delimitada para o parâmetro  $p$ , e este não apresentou uma distribuição tão

<sup>4</sup> Utiliza-se aqui o termo “aplicadas” pelo fato de que as respostas transitórias foram obtidas a partir de simulações computacionais. Evidentemente que, em aplicações reais, as perturbações não são “aplicadas” ao sistema, mas sim, elas ocorrem naturalmente em determinadas situações e, quando se manifestam, o centro de operação deve possuir algoritmos que identifiquem os transitórios provenientes destas perturbações.

igualitária como os testes sem ruído. Houve uma tendência a utilização dos valores mais próximos do limite superior para  $p$ , e  $M$  manteve-se com a distribuição equilibrada.

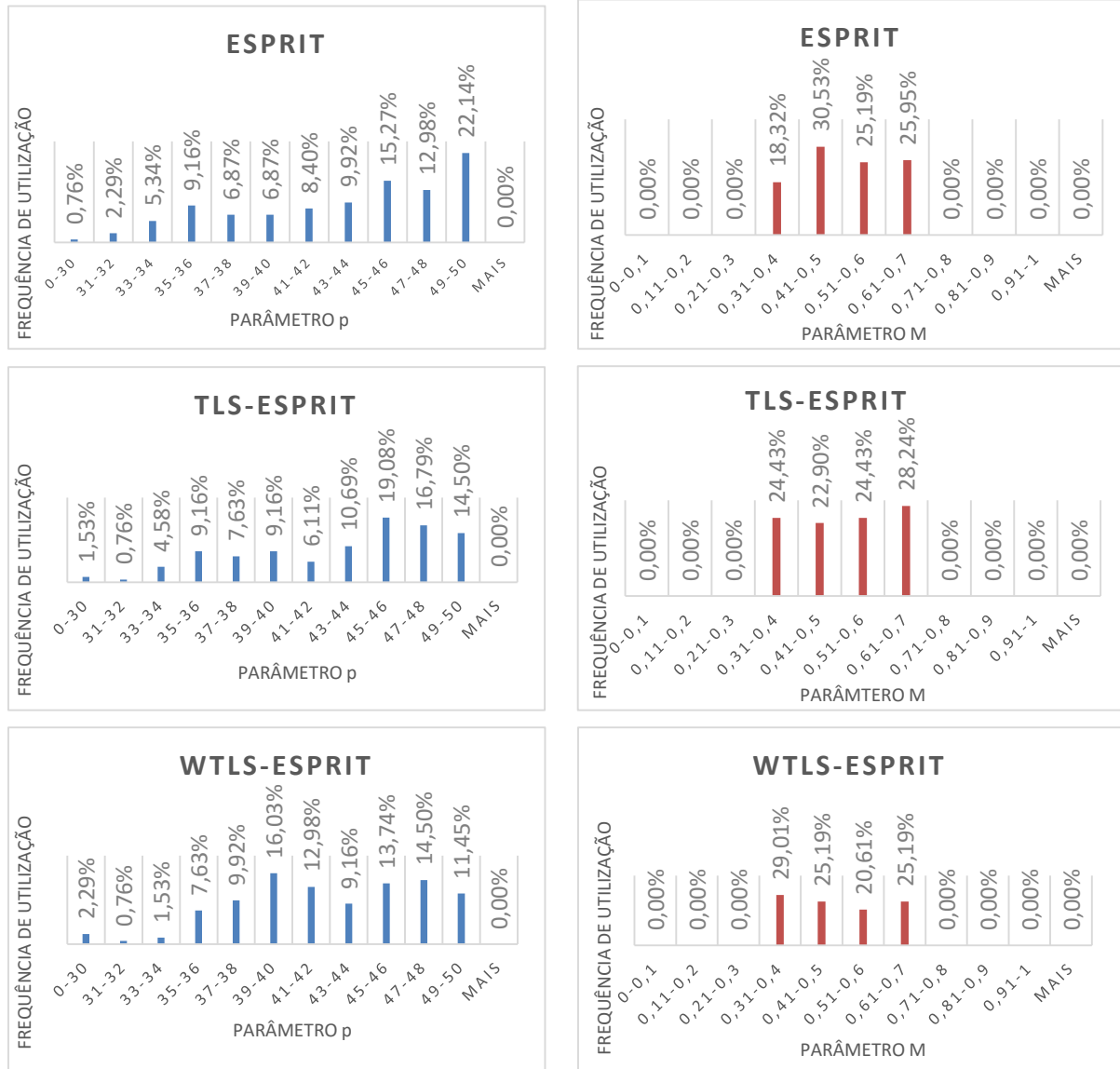


Figura 15 - Frequência de utilização dos parâmetros  $p$  e  $M$  para caso com 3 geradores e falta entre os ramos 292-701

A Figura 16 mostra os resultados obtidos da aplicação do algoritmo proposto levando-se em consideração os sinais transitórios das velocidades angulares dos geradores síncronos, em resposta à incidência de curto-circuito temporário aplicado no ramo 292-701. Assume-se que estes sinais apresentem ruído branco. Na etapa 2 do algoritmo (etapa de filtragem) foi utilizado um filtro passivo de 2ª ordem do tipo passa alta.

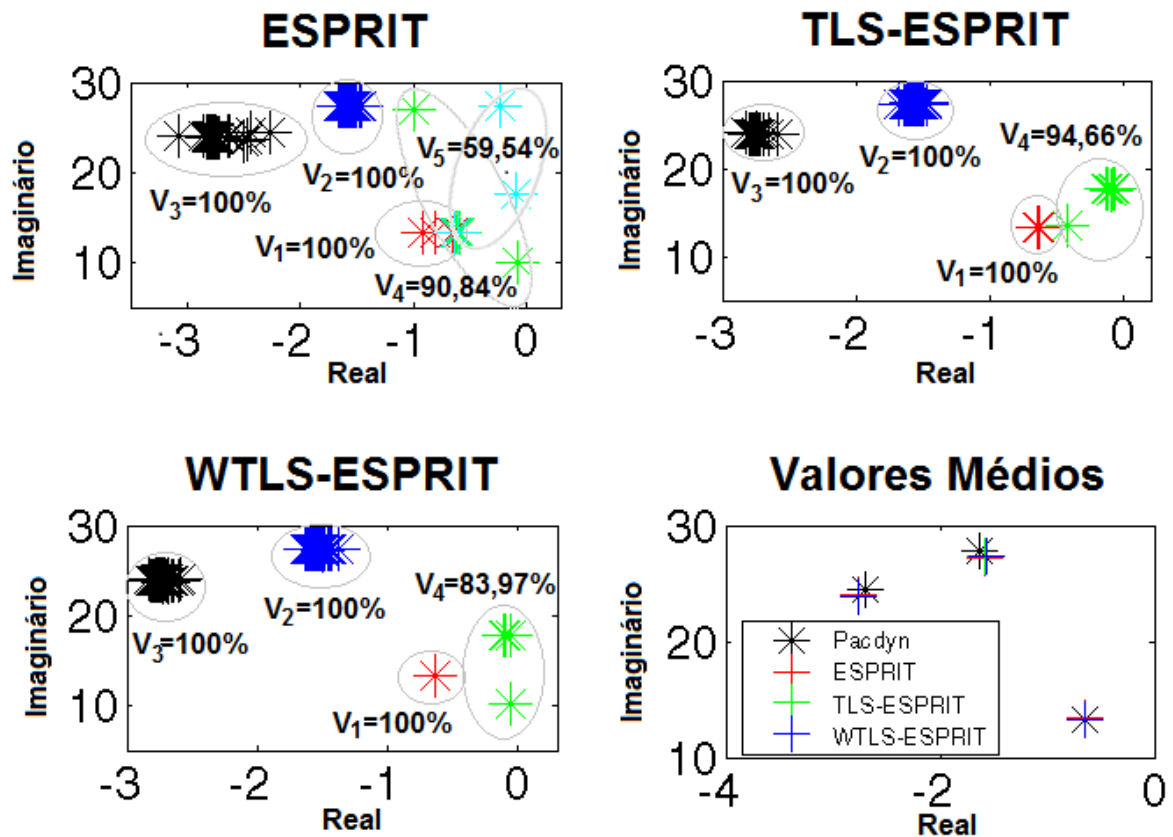


Figura 16 - Resultado das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito entre os ramos 292-701

Na Figura 16 é possível concluir que o algoritmo identificou os três modos eletromecânicos de baixa frequência, em conformidade com os resultados da análise por modelo matemático linearizado, usando-se qualquer um dos três métodos de decomposição modal (ESPRIT, TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT). No entanto, percebe-se uma clara vantagem do uso dos métodos TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT em relação ao método ESPRIT nos seguintes aspectos:

- As aplicações do algoritmo proposto com os métodos TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT identificaram de forma mais clara o modo 1, enquanto que, a aplicação do algoritmo com o método ESPRIT gerou resultados para o modo 1 que se confundem com um quarto e quinto modo de resposta, também identificados como sendo possíveis modos eletromecânicos. Estes dois modos de resposta estão, possivelmente, associados a incidência de ruídos. Esta conclusão pode ser feita comparando-se as Figuras 13 e 16. Perceba que no caso sem ruído (Figura 13), não há a presença destes modos 4 e 5. Agora, os resultados da Figura 16 em

conjunto com a Tabela 4 sugerem que estes dois modos de resposta podem ser descartados levando-se em consideração a taxa de ocorrência abaixo de 100% e o desvio padrão mais elevado, conforme pode ser visto na Tabela 4.

- As aplicações do algoritmo proposto com os métodos TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT identificaram o modo 3 com um desvio padrão menor do aquele observado pela aplicação do método ESPRIT.

A Tabela 4 apresenta os valores médios para cada modo estimado, o desvio padrão das medidas, e os valores de referência obtidos via *software PacDyn*.

Tabela 4 - Resultados das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito entre as barras 292-701 com cálculo de valor médio ( $\bar{x}$ ) e desvio padrão ( $\sigma^2$ )

(*Continua*)

		$\sigma$	$\omega$	$\xi$
<i>PacDyn</i>	1	-0,64220	13,26800	4,83440
	2	-1,62710	27,78500	5,84600
	3	-2,70160	24,46800	10,97500
<i>ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,64384	13,35551	4,82418
	$\sigma^2$	0,030668	1,195392	0,102642
	2 $\bar{x}$	-1,58404	27,22252	5,809817
	$\sigma^2$	0,080426	1,226813	0,151699
	3 $\bar{x}$	-2,76656	23,94106	11,48476
	$\sigma^2$	0,115138	0,301352	0,536041
	4 $\bar{x}$	-0,89042	5,594644	0,890415
	$\sigma^2$	0,54353	3,415102	0,54353
	5 $\bar{x}$	-0,66191	4,158929	0,661914
	$\sigma^2$	0,183825	1,155008	0,183825
<i>TLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,64003	13,25109	4,824406
	$\sigma^2$	0,001616	0,002519	0,011532
	2 $\bar{x}$	-1,5866	27,33505	5,794506
	$\sigma^2$	0,040078	0,026918	0,145728
	3 $\bar{x}$	-2,7618	23,91457	11,47235
	$\sigma^2$	0,027975	0,032675	0,114662
	4 $\bar{x}$	-0,34396	14,61173	2,49113
	$\sigma^2$	0,135203	1,861407	1,095723

(Continuação)

		$\sigma$	$\omega$	$\xi$
WTLS-ESPRIT	1 $\bar{x}$	-0,64125	13,25092	4,833613
	$\sigma^2$	0,001226	0,001105	0,009292
	2 $\bar{x}$	-1,56732	27,34111	5,723086
	$\sigma^2$	0,052494	0,033616	0,192376
	3 $\bar{x}$	-2,76217	23,90734	11,47729
	$\sigma^2$	0,034527	0,045617	0,141391
	4 $\bar{x}$	-0,13252	12,39818	1,046974
	$\sigma^2$	0,18053	3,208405	1,340082

### 6.2.2.1 Resultados obtidos para um curto-circuito no ramo 801-808

A Figura 17 mostra os resultados obtidos da aplicação do algoritmo proposto levando-se em consideração os sinais transitórios das velocidades angulares dos geradores síncronos, em resposta à incidência de curto-circuito temporário aplicado no ramo 801-808. Assume-se que estes sinais apresentem ruído branco.

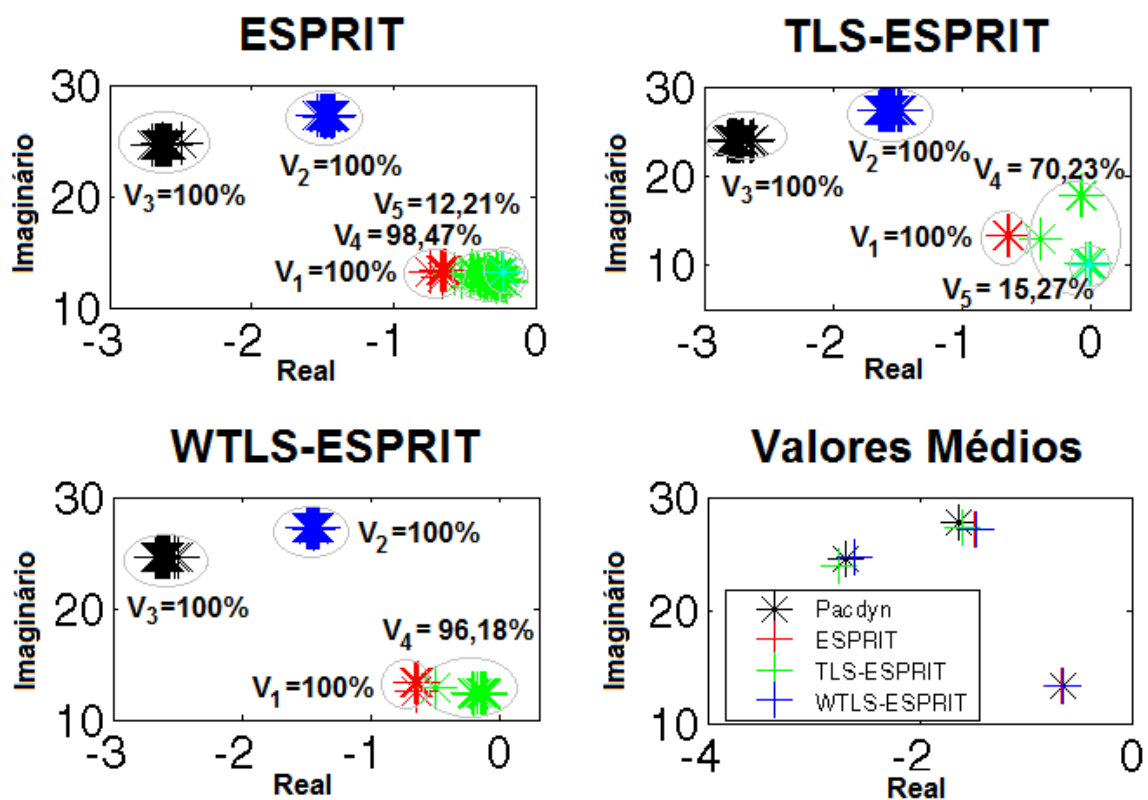


Figura 17 - Resultado das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito entre os ramos 801-808

A Tabela 5 apresenta os valores médios para cada modo estimado, o desvio padrão das medidas, bem como os valores de referência obtidos via *software PacDyn*. A utilização dos parâmetros de entrada pode ser conferida no Apêndice.

Tabela 5 - Resultados das simulações do caso com três geradores com curto-circuito entre os ramos 801-808 com cálculo de valor médio ( $\bar{x}$ ) e desvio padrão ( $\sigma^2$ ).

		$\sigma$	$\omega$	$\xi$
<i>PacDyn</i>	1	-0,64220	13,26800	4,83440
	2	-1,62710	27,78500	5,84600
	3	-2,70160	24,46800	10,97500
<i>ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,65794	13,29104	4,944691
	$\sigma^2$	0,01752	0,113846	0,142865
	2 $\bar{x}$	-1,4794	27,20311	5,430316
	$\sigma^2$	0,021173	0,018575	0,077279
	3 $\bar{x}$	-2,61982	24,62434	10,57943
	$\sigma^2$	0,027763	0,024766	0,110482
	4 $\bar{x}$	-0,35585	12,7685	17,40432
	$\sigma^2$	0,139619	0,307004	6,469141
	5 $\bar{x}$	-0,27717	-2,01468	-2,19167
	$\sigma^2$	0,020451	0,043761	0,184796
<i>TLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,64003	13,25109	4,824406
	$\sigma^2$	0,001616	0,002519	0,011532
	2 $\bar{x}$	-1,5866	27,33505	5,794506
	$\sigma^2$	0,040078	0,026918	0,145728
	3 $\bar{x}$	-2,7618	23,91457	11,47235
	$\sigma^2$	0,027975	0,032675	0,114662
	4 $\bar{x}$	-0,34396	14,61173	2,49113
	$\sigma^2$	0,135203	1,861407	1,095723
<i>WTLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,64125	13,25092	4,833613
	$\sigma^2$	0,001226	0,001105	0,009292
	2 $\bar{x}$	-1,56732	27,34111	5,723086
	$\sigma^2$	0,052494	0,033616	0,192376
	3 $\bar{x}$	-2,76217	23,90734	11,47729
	$\sigma^2$	0,034527	0,045617	0,141391
	4 $\bar{x}$	-0,13252	12,39818	1,046974
	$\sigma^2$	0,18053	3,208405	1,340082

Uma conclusão semelhante a aquela feita nos resultados anteriores pode ser estabelecida aqui. Em geral, as aplicações do algoritmo proposto com os métodos TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT identificaram de forma mais adequada os modos eletromecânicos (modos 1, 2 e 3) e forneceram indícios para o descarte dos demais modos que foram identificados (ou pelo menos, para associá-los a incidência de ruídos). Observe, por exemplo, como a taxa de ocorrência dos modos 4 e 5 identificados pela aplicação do algoritmo com o TLS-ESPRIT é baixa (comparando-se com a taxa de ocorrência de 100 % dos modos 1, 2 e 3, que são eletromecânicos).

#### 6.2.2.2 Resultados obtidos para um curto-circuito no ramo 904-905

A Figura 18 mostra os resultados obtidos da aplicação do algoritmo proposto levando-se em consideração os sinais transitórios das velocidades angulares dos geradores síncronos, em resposta à incidência de curto-circuito temporário aplicado no ramo 904-905. Assume-se que estes sinais apresentam ruído branco.

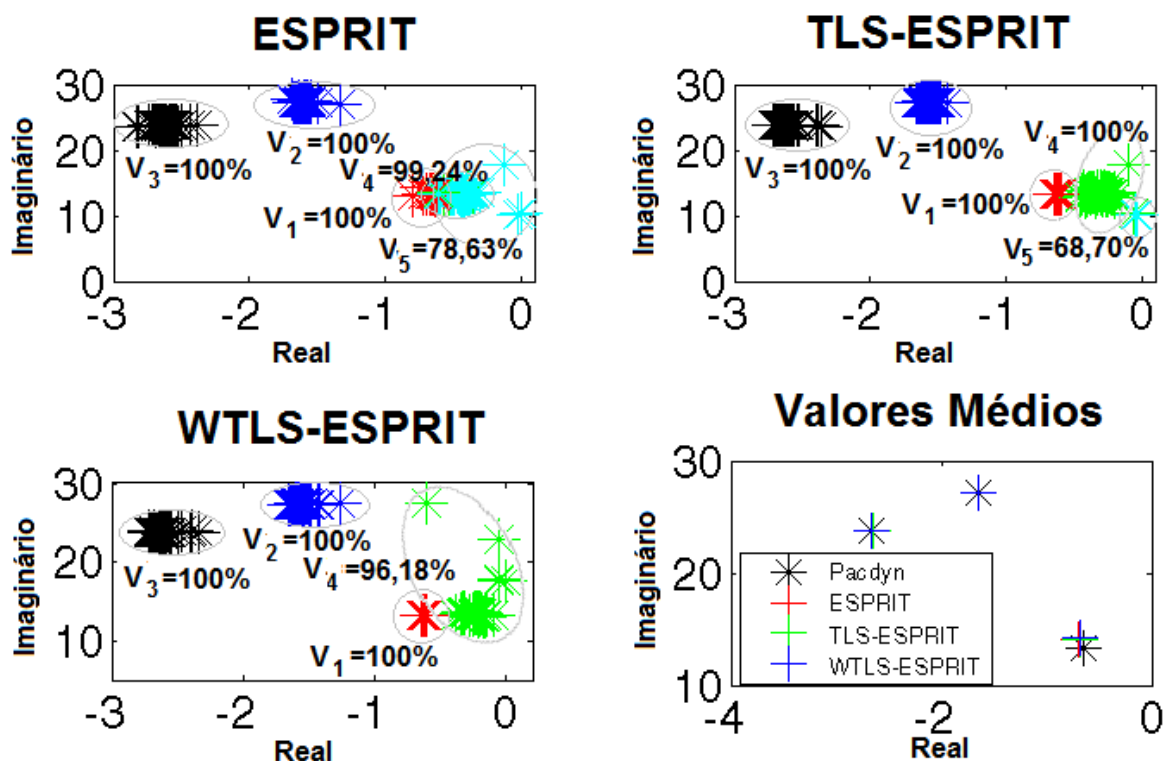


Figura 18 - Resultado das simulações para o caso com três geradores com curto-circuito entre os ramos 904-905

A Tabela 6 apresenta os valores médios para cada modo estimado, o desvio padrão das medidas, bem como os valores de referência obtidos via *software PacDyn*. A utilização dos parâmetros de entrada pode ser conferida no Apêndice.

Tabela 6 - Resultados das simulações do caso com três geradores com curto-circuito entre os ramos 904-905 com cálculo de valor médio ( $\bar{x}$ ) e desvio padrão ( $\sigma^2$ )

		$\sigma$	$\omega$	$\xi$
<i>PacDyn</i>	1	-0.64220	13.26800	4.83440
	2	-1.62710	27.78500	5.84600
	3	-2.70160	24.46800	10.97500
<i>ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,68862	14,1473	4,812995
	$\sigma^2$	0,22293	3,390879	0,348872
	2 $\bar{x}$	-1,64194	27,1924	6,049646
	$\sigma^2$	0,2046	0,654003	0,997762
	3 $\bar{x}$	-2,6655	23,79219	11,13462
	$\sigma^2$	0,076842	0,107547	0,360914
	4 $\bar{x}$	-0,59172	-2,11705	-4,43807
	$\sigma^2$	0,078911	0,044749	0,597214
	5 $\bar{x}$	-0,44869	-2,13141	-3,34116
	$\sigma^2$	0,114059	0,100321	0,850154
<i>TLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,67495	14,14823	4,705797
	$\sigma^2$	0,225959	3,373561	0,260892
	2 $\bar{x}$	-1,64631	27,15896	6,078215
	$\sigma^2$	0,211809	0,747584	1,059668
	3 $\bar{x}$	-2,64813	23,797	11,05955
	$\sigma^2$	0,053222	0,048963	0,21402
	4 $\bar{x}$	-0,36024	13,2538	2,709759
	$\sigma^2$	0,131782	0,706712	0,996131
	5 $\bar{x}$	-0,03819	10,21371	0,373928
	$\sigma^2$	0,004695	0,031076	0,046232
<i>WTLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,68653	14,25569	4,736832
	$\sigma^2$	0,24775	3,570775	0,300505
	2 $\bar{x}$	-1,65358	27,08168	6,136226
	$\sigma^2$	0,265549	0,913319	1,316859
	3 $\bar{x}$	-2,65762	23,78883	11,10262
	$\sigma^2$	0,053034	0,05331	0,22068
	4 $\bar{x}$	-0,32047	13,90712	2,35202
	$\sigma^2$	0,173746	2,14499	1,288055

Os resultados mostram que todos os modos eletromecânicos foram identificados, seja lá qual método de decomposição modal tenha sido utilizado. No entanto, o algoritmo identificou outros dois modos de resposta, com o uso do ESPRIT e TLS-ESPRIT. Além do mais, um destes modos adicionais (no caso, o modo 4) possui taxa de ocorrência de 100%, o que dificulta a sua exclusão como modo eletromecânico (a não ser que o operador possua informações provenientes de análise por modelo linearizado).

Estes resultados podem ser um indicativo de que nem todos os sinais transitórios coletados do sistema são adequados para se estimar os modos eletromecânicos do sistema.

### 6.2.3 Caso com seis geradores

Nesta subseção são apresentados os resultados de aplicação do algoritmo proposto para o caso com seis geradores, lembrando que este caso é constituído pela presença de geradores síncronos acoplados nas barras 601, 602, 603, 701, 902 e 1000. A escolha destas barras não foi feita seguindo algum um critério específico, mas buscou-se evitar a inserção de geradores na barra 292. Para a escolha dos ramos nos quais seriam aplicadas as perturbações seguiu-se o critério de não permitir o ilhamento de nenhum gerador em relação a barra 292.

Para este caso com seis geradores, o sistema possui seis modos eletromecânicos de baixa frequência, o que se conclui a partir da análise baseada em modelo matemático feita por meio do *software PacDyn*, conforme mostra a Tabela 7.

Tabela 7 - Modos eletromecânicos para o caso com seis geradores calculados via *PacDyn*

	$\sigma$	$\omega$	$\xi$
1	-1,6277	27,794	5,8464
2	-1,4743	25,405	5,7933
3	-2,6315	24,493	10,682
4	-1,6214	17,48	9,2361
5	-1,2767	15,15	8,3977
6	-0,6335	10,814	5,8477

As próximas três subseções mostram os resultados da aplicação do algoritmo considerando-se sinais transitórios provenientes de diferentes perturbações. As conclusões que podem ser feitas para cada um dos resultados a seguir são parecidas

entre si e, portanto, elas serão feitas na sequência, mais precisamente, na subseção 6.3.

### 6.2.3.1 Resultados obtidos para um curto-circuito no ramo 801-808

A Figura 19 mostra os resultados obtidos da aplicação do algoritmo proposto levando-se em consideração os sinais transitórios das velocidades angulares dos seis geradores síncronos, em resposta à incidência de curto-circuito temporário aplicado no ramo 801-808. Assume-se que estes sinais apresentam ruído branco. A Tabela 8 apresenta os valores médios para cada modo estimado, o desvio padrão das medidas, bem como os valores de referência obtidos via *software PacDyn*.

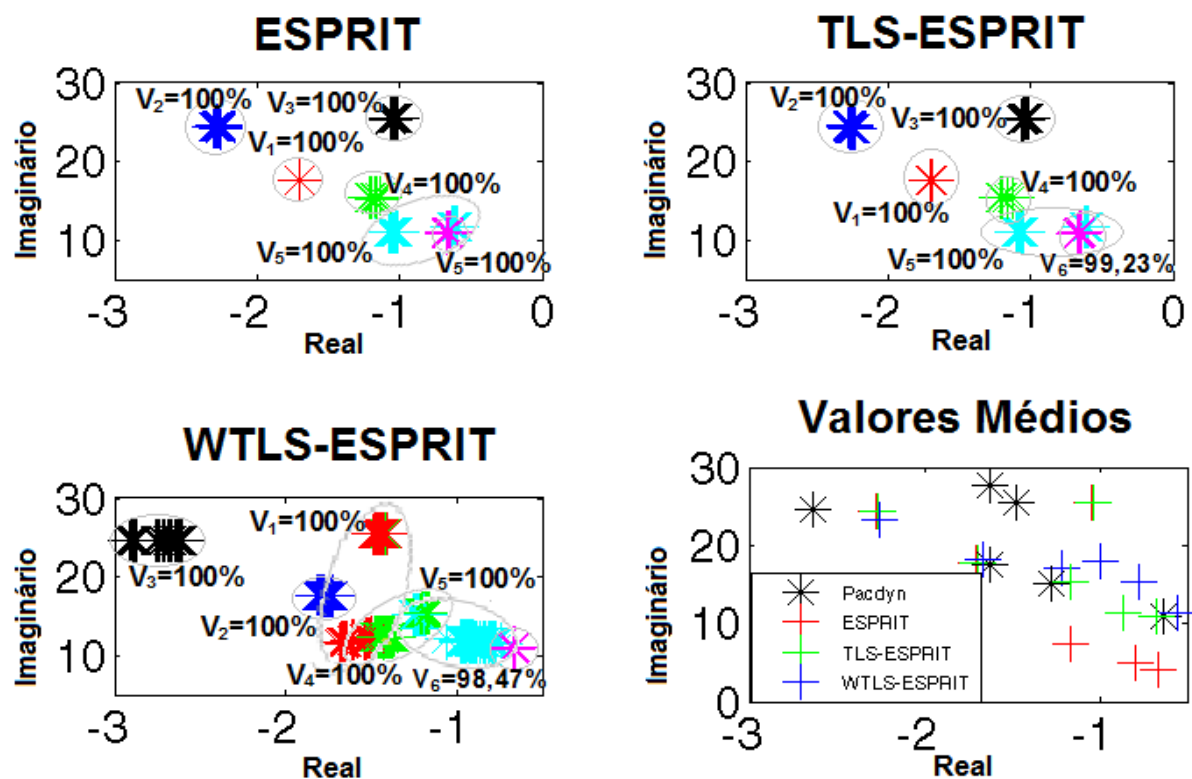


Figura 19 - Resultado das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre os ramos 801-808

Tabela 8 - Resultados das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre os ramos 801-808 com cálculo de valor médio ( $\bar{x}$ ) e desvio padrão ( $\sigma^2$ )

		$\sigma$	$\omega$	$\xi$
<i>PacDyn</i>	1	-1,6277	27,794	5,8464
	2	-1,4743	25,405	5,7933
	3	-2,6315	24,493	10,682
	4	-1,6214	17,48	9,2361
	5	-1,2767	15,15	8,3977
	6	-0,6335	10,814	5,8477
<i>ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-1,70083	17,67112	9,580668
	$\sigma^2$	0,001292	0,001599	0,00786
	2 $\bar{x}$	-2,27299	24,41498	9,269831
	$\sigma^2$	0,012767	0,083417	0,057792
	3 $\bar{x}$	-1,04628	25,45508	4,106931
	$\sigma^2$	0,015732	0,042055	0,067918
	4 $\bar{x}$	-1,16802	7,338905	1,168023
	$\sigma^2$	0,028548	0,179371	0,028548
	5 $\bar{x}$	-0,79726	5,009316	0,797257
	$\sigma^2$	0,215647	1,354948	0,215647
	6 $\bar{x}$	-0,66381	4,17086	0,663813
	$\sigma^2$	0,033073	0,207804	0,033073
<i>TLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-1,69521	17,67103	9,5493
	$\sigma^2$	0,001459	0,001382	0,008742
	2 $\bar{x}$	-2,26089	24,39179	9,229525
	$\sigma^2$	0,013044	0,10493	0,037689
	3 $\bar{x}$	-1,03515	25,43949	4,065883
	$\sigma^2$	0,02014	0,055402	0,087741
	4 $\bar{x}$	-1,16272	15,3293	7,562978
	$\sigma^2$	0,033663	0,014573	0,211299
	5 $\bar{x}$	-0,86961	11,27968	7,742541
	$\sigma^2$	0,232197	0,337256	2,237697
	6 $\bar{x}$	-0,67584	10,94217	6,163735
	$\sigma^2$	0,083221	0,030115	0,747936
<i>WTLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-1,21045	17,14468	7,197996
	$\sigma^2$	0,124195	3,86615	0,767016
	2 $\bar{x}$	-1,66866	18,11799	9,28822
	$\sigma^2$	0,07372	2,158185	1,02405
	3 $\bar{x}$	-2,25081	23,25066	9,685057
	$\sigma^2$	0,280715	2,306257	1,282439
	4 $\bar{x}$	-0,99432	17,91675	6,507703
	$\sigma^2$	0,108749	6,950246	2,68833
	5 $\bar{x}$	-0,77286	15,23656	5,567535
	$\sigma^2$	0,155241	6,680958	1,412784
	6 $\bar{x}$	-0,55268	11,33962	4,887774
	$\sigma^2$	0,091661	0,316582	0,906457

### 6.2.3.2 Resultados obtidos para um curto-circuito no ramo 805-806

A Figura 20 mostra os resultados obtidos da aplicação do algoritmo proposto levando-se em consideração os sinais transitórios das velocidades angulares dos seis geradores síncronos, em resposta à incidência de curto-circuito temporário aplicado no ramo 805-806. Assume-se que estes sinais apresentam ruído branco. A Tabela 9 apresenta os valores médios para cada modo estimado, o desvio padrão das medidas, bem como os valores de referência obtidos via *software PacDyn*.

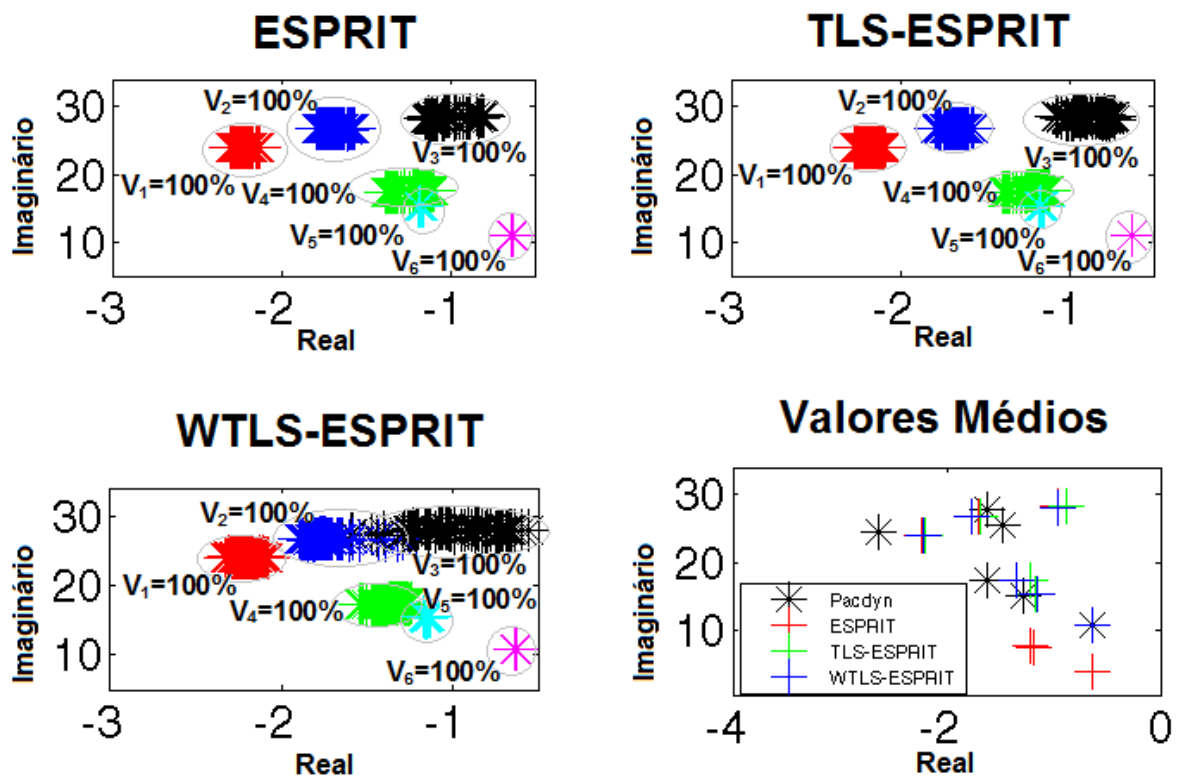


Figura 20 - Resultado das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre os ramos 805-806

Tabela 9 - Resultados das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre as barras 805-806 com cálculo de valor médio ( $\bar{x}$ ) e desvio padrão ( $\sigma^2$ )

		$\sigma$	$\omega$	$\xi$
<i>PacDyn</i>	1	-1,6277	27,794	5,8464
	2	-1,4743	25,405	5,7933
	3	-2,6315	24,493	10,682
	4	-1,6214	17,48	9,2361
	5	-1,2767	15,15	8,3977
	6	-0,6335	10,814	5,8477
<i>ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,96637	28,40228	3,401783
	$\sigma^2$	0,106825	0,226409	0,387224
	2 $\bar{x}$	-1,69466	26,69492	6,335339
	$\sigma^2$	0,061779	0,025101	0,226754
	3 $\bar{x}$	-2,22763	23,99529	9,243707
	$\sigma^2$	0,052748	0,021717	0,213026
	4 $\bar{x}$	-1,22099	7,671724	1,220993
	$\sigma^2$	0,093129	0,585147	0,093129
	5 $\bar{x}$	-1,1837	7,437406	1,1837
	$\sigma^2$	0,01074	0,067481	0,01074
	6 $\bar{x}$	-0,63174	3,969355	0,631742
	$\sigma^2$	0,001719	0,0108	0,001719
<i>TLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,87248	28,41015	3,069704
	$\sigma^2$	0,102519	0,207822	0,361708
	2 $\bar{x}$	-1,68972	26,75619	6,302691
	$\sigma^2$	0,052241	0,026191	0,194547
	3 $\bar{x}$	-2,20139	24,02602	9,124149
	$\sigma^2$	0,058145	0,016186	0,236601
	4 $\bar{x}$	-1,21913	17,49495	6,952575
	$\sigma^2$	0,082934	0,048379	0,488734
	5 $\bar{x}$	-1,1735	15,39868	7,598704
	$\sigma^2$	0,007998	0,009945	0,047982
	6 $\bar{x}$	-0,62931	10,88814	5,770172
	$\sigma^2$	0,001857	0,002055	0,016048
<i>WTLS-ESPRIT</i>	1 $\bar{x}$	-0,96636	27,96938	3,454022
	$\sigma^2$	0,222468	0,233585	0,804215
	2 $\bar{x}$	-1,76154	26,70671	6,581254
	$\sigma^2$	0,109924	0,09584	0,407554
	3 $\bar{x}$	-2,22191	24,06748	9,192893
	$\sigma^2$	0,072944	0,026294	0,302149
	4 $\bar{x}$	-1,34954	17,37273	7,745379
	$\sigma^2$	0,082929	0,05623	0,486571
	5 $\bar{x}$	-1,15386	15,40758	7,468028
	$\sigma^2$	0,009276	0,017593	0,059998
	6 $\bar{x}$	-0,63319	10,8893	5,804972
	$\sigma^2$	0,002619	0,002632	0,022578

### 6.2.3.3 Falta entre as barras 904-905

A Figura 21 mostra os resultados obtidos da aplicação do algoritmo proposto levando-se em consideração os sinais transitórios das velocidades angulares dos seis geradores síncronos, em resposta à incidência de curto-circuito temporário aplicado no ramo 904-905. Assume-se que estes sinais apresentam ruído branco. A Tabela 10 apresenta os valores médios para cada modo estimado, o desvio padrão das medidas, bem como os valores de referência obtidos via *software PacDyn*.

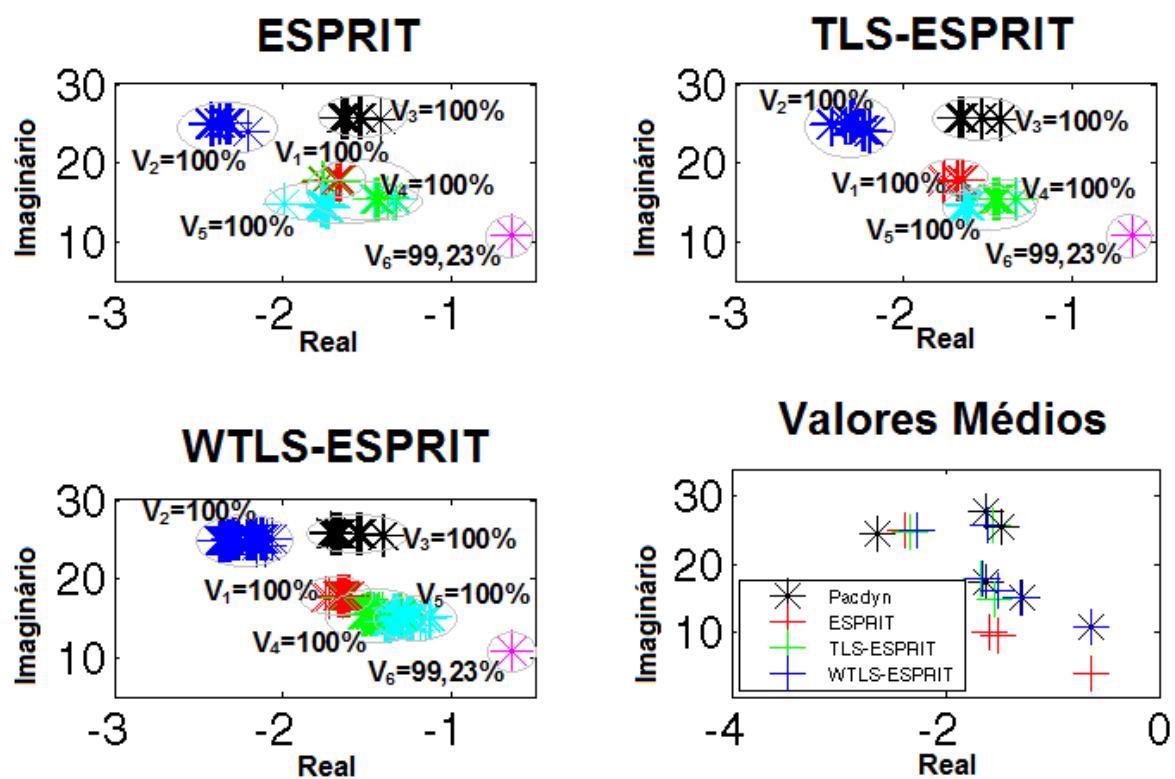


Figura 21 - Resultado das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre os ramos 904-905

Tabela 10 - Resultados das simulações para o caso com seis geradores com curto-circuito entre as barras 904-905 com cálculo de valor médio ( $\bar{x}$ ) e desvio padrão ( $\sigma^2$ )

		$\sigma$	$\omega$	$\xi$
<i>PacDyn</i>	1	-1,6277	27,794	5,8464
	2	-1,4743	25,405	5,7933
	3	-2,6315	24,493	10,682
	4	-1,6214	17,48	9,2361
	5	-1,2767	15,15	8,3977
	6	-0,6335	10,814	5,8477
<i>ESPRIT</i>	1	$\bar{x}$ -1,58391	25,6512	6,162814
		$\sigma^2$ 0,060217	0,028617	0,228253
	2	$\bar{x}$ -2,37187	25,00371	9,443952
		$\sigma^2$ 0,052689	0,218382	0,208251
	3	$\bar{x}$ -1,66962	17,82147	9,327873
		$\sigma^2$ 0,017023	0,026399	0,106994
	4	$\bar{x}$ -1,51152	9,497145	1,511518
		$\sigma^2$ 0,124518	0,782367	0,124518
	5	$\bar{x}$ -1,59355	10,0126	1,593555
		$\sigma^2$ 0,21924	1,377524	0,21924
	6	$\bar{x}$ -0,63645	3,998935	0,63645
		$\sigma^2$ 0,000694	0,004363	0,000694
<i>TLS-ESPRIT</i>	1	$\bar{x}$ -1,55594	25,62853	6,059137
		$\sigma^2$ 0,095439	0,057143	0,358523
	2	$\bar{x}$ -2,32831	24,84207	9,330933
		$\sigma^2$ 0,079012	0,405579	0,256835
	3	$\bar{x}$ -1,67139	17,80558	9,346136
		$\sigma^2$ 0,03312	0,039741	0,201441
	4	$\bar{x}$ -1,50521	16,10513	9,294405
		$\sigma^2$ 0,142336	1,093839	0,388976
	5	$\bar{x}$ -1,54758	14,8804	10,35434
		$\sigma^2$ 0,141025	0,486748	1,047616
	6	$\bar{x}$ -0,63628	10,88797	5,833946
		$\sigma^2$ 0,00081	0,000784	0,007714
<i>WTLS-ESPRIT</i>	1	$\bar{x}$ -1,60135	25,70945	6,216138
		$\sigma^2$ 0,073892	0,046123	0,276857
	2	$\bar{x}$ -2,27208	25,02663	9,042413
		$\sigma^2$ 0,087966	0,146225	0,371731
	3	$\bar{x}$ -1,65305	17,81732	9,238234
		$\sigma^2$ 0,022225	0,023653	0,134707
	4	$\bar{x}$ -1,51054	16,22963	9,267803
		$\sigma^2$ 0,113172	1,067763	0,3687
	5	$\bar{x}$ -1,29478	15,01973	8,589165
		$\sigma^2$ 0,100231	0,482901	0,66006
	6	$\bar{x}$ -0,63635	10,88858	5,834212
		$\sigma^2$ 0,000698	0,000488	0,006484

### 6.3 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados de aplicação do algoritmo proposto para o caso com seis geradores mostram que os seis modos eletromecânicos de baixa frequência foram potencialmente identificados. No entanto, os valores médios destes modos quando comparados com aqueles calculados via abordagem por modelo matemático são consideravelmente diferentes. Isso pode ter ocorrido por várias razões. Citam-se duas:

- Podem existir divergências entre os modelos matemáticos utilizados pela biblioteca *SimPowerSystems* e *software PacDyn*, que se acentuaram para o caso de seis geradores;
- Com o aumento do número de geradores no sistema, é possível que as dinâmicas não-lineares sejam mais acentuadas, mesmo com a incidência de perturbações menos severas, o que tem levado a alterações nas estimativas dos modos de resposta.

Outras razões podem ser citadas, como por exemplo, a possível existência de um número adequado de sinais para serem processados simultaneamente.

Tendo como base os resultados obtidos para os casos de três e seis geradores pode-se dizer de que o algoritmo proposto apresentou melhores resultados quando aplicado a um sistema com um número menor de geradores. Com um número elevado de geradores acoplados ao sistema, os resultados se afastaram do valor de referência, o que deve ser melhor analisado.

## 7 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

### 7.1 CONCLUSÕES FINAIS

A proposta deste trabalho, como descrita ao longo do texto, foi elaborar um algoritmo para a identificação dos modos eletromecânicos de baixa frequência em sistemas com geração distribuída.

Para este estudo, inicialmente realizou-se a implementação do sistema teste a ser estudado. O sistema foi implementado seguindo uma modelagem trifásica, e para os cálculos de fluxo de potência e decomposição modal utilizou-se uma implementação monofásica. Na sequência, realizou-se a implementação computacional das técnicas de estimação modal utilizadas, ESPRIT, TLS-ESPRIT E WTLS-ESPRIT.

O início dos testes ocorreu para a definição das melhores faixas de valores para os parâmetros de entrada das técnicas de estimação modal. Verificou-se que para sinais sem ruído o número de senóides utilizadas na decomposição do sinal varia entre duas a cinco vezes o número de geradores presentes no sistema. Para um sinal com a presença de ruído esse número aumenta para valores de 10 a 17 vezes maiores que o número de geradores presentes no sistema. Com relação ao número de linhas selecionadas da matriz de covariância, a faixa entre 30 % e 70 % do número de amostras do intervalo de tempo considerado foi adotada em todas as situações, e apresentou bons resultados. O período de reamostragem do sinal define os últimos dois parâmetros de entrada dos métodos de decomposição modal, que se referem a eliminação dos períodos pré e pós falta do sinal amostrado. Para o sistema teste adotado esse período de reamostragem foi definido como tendo no mínimo 4 segundos.

Elaborou-se então o algoritmo para estimação dos modos eletromecânicos. O algoritmo apresenta um elevado número de aplicações, pois as repetidas aplicações do método de decomposição modal escolhido criam um elevado número de dados para cada sistema simulado, e com isso permitem a análise do mesmo. O conjunto de resultados é então processado por uma sub-rotina de identificação de forma que os modos eletromecânicos de baixa frequência sejam selecionados dentre todos os modos de resposta estimados. Com os modos estimados, realizam-se os cálculos de

valores médios e desvios padrão do conjunto dos modos eletromecânicos identificados.

É importante comentar que, em aplicações reais, o operador possivelmente não terá acesso a resultados dos modos eletromecânicos obtidos via abordagem por modelo linearizado, o que significa que os resultados provenientes dos métodos de decomposição modal devem ser autossuficientes para eventuais tomadas de decisão. É com base nesta premissa que o algoritmo apresentado foi desenvolvido. Como vantagens da utilização deste algoritmo, pode-se destacar a identificação dos modos eletromecânicos sem a necessidade de um valor de referência. Os parâmetros de taxa de ocorrência e desvio padrão podem ser indicativos para a eliminação de eventuais modos de resposta que não tenham sido eliminados pela etapa de identificação do algoritmo.

As simulações foram realizadas com um sistema com três máquinas síncronas acopladas, no qual foram obtidas as respostas transitórias em relação a incidência de curtos-circuitos em diferentes barras. A partir destes sinais transitórios aplicou-se o algoritmo de identificação de modos eletromecânicos. Os resultados foram comparados com aqueles provenientes por meio do software *PacDyn*. Os resultados obtidos pelo algoritmo proposto foram satisfatórios, principalmente, em se tratando do caso com três geradores, pois os valores médios dos resultados obtidos aproximaram-se dos valores estimados através do software *PacDyn*, ademais as estimações obtidas apresentaram um desvio padrão baixo.

Após essa etapa, o mesmo sistema com três geradores foi utilizado para obter-se novos sinais, porém desta vez com a presença de ruídos na amostra. Para esta análise, o ESPRIT apresentou o pior desempenho, chegando a apresentar resultados inconclusivos na estimação do modo 3. As demais variações apresentaram resultados satisfatórios, estimando modos com valores médios próximos aos de referência, porém houve a ocorrência de dois modos além dos três obtidos pelo *PacDyn*, resultando assim na identificação de cinco modos. A ocorrência destes modos está associada a presença de ruído no sinal, uma vez que os testes sem ruído não apresentaram estes modos excedentes. Outro fator que influencia na ocorrência destes modos é a não linearidade do sistema, pois os valores de referência são obtidos através de um sistema linearizado. A variação WTLS-ESPRIT apresentou resultados diferentes para diferentes matrizes de ponderação, sendo que os melhores

resultados, e os que foram apresentados, foram obtidos quando se utilizou a matriz que atribuiu maior peso aos primeiros valores.

O último teste realizado utilizou mesmo sistema, porém, desta vez com seis geradores acoplados. Os resultados obtidos para os três curtos-circuitos simulados não apontaram nenhum modo adicional, além de apresentarem um desvio padrão baixo. Porém o valor médio dos modos identificados encontra-se distante dos valores de referência obtidos via software *PacDyn*. Com o aumento do número de geradores acoplados ao sistema, os resultados se afastaram do valor de referência, indicando uma possível saturação da versão multi-entradas dos métodos de decomposição modal. Diferentemente do caso com três geradores, neste com seis geradores a técnica de estimação modal que apresentou os piores resultados foi o WTLS-ESPRIT.

Com relação a utilização das três técnicas de estimação modal notou-se que para um sistema com número limitado de geradores e sem a presença de ruídos o ESPRIT apresentou os melhores resultados. Quando se passou a considerar ruídos no mesmo sistema, a variação WTLS-ESPRIT apresentou os melhores resultados. Porém, para um número elevado de geradores com a presença de ruído a variação WTLS-ESPRIT apresentou os piores resultados. Sendo assim nota-se que as versões TLS-ESPRIT e WTLS-ESPRIT são de fato mais adequadas para casos com presença de ruído.

Conclui-se então, que o algoritmo proposto para identificação de modos eletromecânicos de baixa frequência tem potencial para aplicações reais, porém necessita de aprimoramentos.

## 7.2 TRABALHOS FUTUROS

Com relação a trabalhos futuros, existem algumas sugestões que poderiam ser utilizadas como temas de futuras pesquisas.

É sugerido, primeiramente a realização de um estudo mais detalhado a respeito da escolha dos sinais mais adequados a serem decompostos pelas técnicas de estimação modal. Essa escolha pode ser feita através da inclusão de uma sub-rotina após a etapa 2 do algoritmo.

Outro aprimoramento está relacionado a presença de ruído, onde foi constatada a necessidade da aplicação de filtros mais eficientes, uma vez que um filtro de maior ordem pode fornecer melhores resultados na filtragem do sinal, aprimorando assim a estimação modal a ser realizada. Para situações com a presença de ruído sugere-se ainda um estudo com variações no nível do ruído, quantificando assim a influência do ruído na eficácia do algoritmo. Podem ainda ser analisados critérios como, por exemplo, grau de impacto da incidência de ruídos e presença de dinâmicas não-lineares para se classificar os sinais mais adequados para a finalidade de identificação dos modos eletromecânicos.

Recomenda-se também que sejam utilizadas diferentes matrizes de ponderação para o WTLS-ESPRIT, respeitando o formato diagonal que a matriz deve ter, e identifique-se a melhor matriz.

Embora nem todos os resultados obtidos tenham sido conclusivos, a maioria dos resultados adquiridos com as simulações contidas nesse trabalho mostram situações em que a identificação dos modos eletromecânicos foi satisfatória, especialmente para casos com número limitado de geradores. Isso sugere que o algoritmo pode ser aplicado a outros sistemas e permite alcance de resultados adequados.

Por fim, é importante ressaltar que, embora os estudos apresentados nesta dissertação sejam realizados utilizando três variações da técnica de estimação modal ESPRIT, os resultados gerais são o suficiente para serem aplicados a outras técnicas de estimação modal baseadas na categoria *Ringdown Analysis*.

## REFERÊNCIAS

- ABREU, L. V. L. DE. **Análise Do Desempenho Dinâmico De Geradores Síncronos Conectados Em Redes De Distribuição De Energia Elétrica** Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP, 2005. UNICAMP.
- ACKERMANN, T.; ANDERSSON, G.; SÖDER, L. Distributed generation: a definition. **Electric Power Systems Research**, v. 57, n. 3, p. 195–204, 2001.
- ALFIERI, L.; CARPINELLI, G.; BRACALE, A. New ESPRIT-based method for an efficient assessment of waveform distortions in power systems. **Electric Power Systems Research**, v. 122, p. 130–139, 2015. Elsevier B.V.
- ANDERSON, P. M.; FUAD, A. A. **Power System Control and Stability**. 2<sup>o</sup> ed. IEEE Press Power Engineering Series, 2003.
- AZMY, A. M.; ERLICH, I. Impact of distributed generation on the stability of electrical power system. *IEEE Power Engineering Society General Meeting*, 2005, 2005, pp. 1056-1063 Vol. 2.
- BOLLEN, M. H. J.; GU, I. Y. H. **Signal Processing of Power Quality Disturbances**. John Wiley & Sons, Inc., 2006.
- BOLLEN, M. H. J.; STYVAKTAKIS, E.; GU, I. Y. Categorization and Analysis of Power System Transients. **IEEE TRANSACTIONS ON POWER DELIVERY**, v. 20, n. 3, p. 2298–2306, 2005.
- BRETAS, N. G.; ALBERTO, L. F. C. **Estabilidade transitória em sistema eletroenergéticos**. São Carlos: EESC/USP, 2000.
- CEPEL. **PacDyn Version 9.4 - User's Manual**. 2009.
- CEPEL. PacDyn - Análise e Controle de Oscilações Eletromecânicas em Sistemas de Potência. Disponível em: <<http://www.cepel.br/main.jsp?lumPageld=21CF888C4A1692FF014A784FD2AE60D0&lumItemld=4028B88136E3DBC70136E40D45E12D98>>. Acesso em: 30/1/2016.
- CHEN, C. **Linear System Theory and Design**. Oxford University Press, 1999.
- CHENG, Q.; SYDNEY, W. A REVIEW OF PARAMETRIC HIGH-RESOLUTION. **High-Resolution and Robust Signal Processing**. p.1–62, 2003.
- CIGRE 38-113. **Analysis and Damping of Inter-Area Oscillations in the UCTE/CENTREL Power System**. 2000.
- DAFIS, C. J.; NWANKPA, C.O.; PETROPUH, A. Analysis of Power System Transient Disturbances Using an ESPRIT-based Method. *IEEE Power Engineering Society Summer Meeting*, 2000, *IEEE*, Seattle, WA, 2000, pp. 437-442 vol. 1
- DIAS, M. H. C. **Estimação das respostas do canal real de propagação rádio-móvel nos domínios espacial e temporal**, 2003. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.
- EDWARDS, F. V.; DUDGEON, G. J. W.; MCDOLNARD, J. R.; LEITHEAD, W. E. Dynamics of Distribution Networks with Distributed Generation. **IEEE PES General**

**Meeting**, n. bus 130, p. 1032–1037, 2000.

FERNANDES, T. C. DA C. **Aplicação de Técnicas de Estimação Modal para Análise da Estabilidade a Pequenas Perturbações de Sistemas de Distribuição com Geração Distribuída**, 2012. Universidade de São Paulo.

GAJJAR, G. Power System Oscillation Modes Identifications From Wide Area Frequency Measurement System. *Power System Technology (POWERCON)*, 2012 IEEE International Conference on, Auckland, 2012, pp. 1-6.

GAJJAR, G. R.; SOMAN, S. A. Power System Oscillation Modes Identifications: Guidelines for applying TLS-ESPRIT Method. **International Journal of Emerging Electric Power Systems**, v. 14, n. 1, p. 57–66, 2012.

GOLUB, G. H.; VAN LOAN, C. F. An Analysis of the Total Least Squares Problem. **SIAM Journal on Numerical Analysis**, v. 17, p. 883–893, 1980.

GOMES, P.; SCHILLING, M. T.; LIMA, J. W. M.; MARTINS, N. GERAÇÃO DISTRIBUÍDA: VANTAGENS, PROBLEMAS E PERSPECTIVAS P. XV Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, 1999. Foz do Iguaçu - Paraná - Brasil.

GU, I. Y.; BOLLEN, M. H. J. Estimating Interharmonics by Using Sliding-Window ESPRIT. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 23, n. 1, p. 13–23, 2008.

HAUER, J.; CRESAP, R. Measurement and Modeling of Pacific AC Intertie Response to Random Load Switching. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-100, n. 1, p. 353–359, 1981.

HAUER, J. F.; DEMEURE, C. J.; SCHARF, L. L. Initial results in Prony analysis of power system response signals. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 5, n. 1, p. 80–89, 1990.

**IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies**. 2006.

KAUHANIEMI, K.; KUMPULAINEN, L. Impact of distributed generation on the protection of distribution networks. *Developments in Power System Protection, 2004. Eighth IEE International Conference*, 2004, pp. 315-318 Vol.1

KIMBARK, E. W. **Power System Stability**. John Wiley & Sons, 1995.

KUIAVA, R. **Projeto de controladores para o amortecimento de oscilações em sistemas elétricos com geração distribuída**, 2010. Universidade de São Paulo.

KUIAVA, R.; RAMOS, R. A.; OLIVEIRA, R. V.; BRETAS., N. G. Uma análise dos possíveis impactos das oscilações eletromecânicas na estabilidade e qualidade de tensão em sistemas de geração distribuída. XI SIMPÓSIO DE ESPECIALISTAS EM PLANEJAMENTO DA OPERAÇÃO E EXPANSÃO ELÉTRICA. . p.1–11, 2009. Bélem (PA) - Brasil.

KUIAVA, R.; RAMOS, R. A.; OLIVEIRA, R. V. DE; BRETAS, N. G. An Analysis of the Potential Impacts of Electromechanical Oscillations on the Stability and Power Quality of Distributed Generation Systems. *Power and Energy Society General Meeting - Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century, 2008 IEEE*. Pittsburgh, PA, 2008, pp. 1-7.

KUNDUR, P. **Power System Stability And Control**. McGraw-Hill, 1994.

- KUNDUR, P.; PASERBA, J.; AJJARAPU, V.; Definition and Classification of Power System Stability. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 19, n. 2, p. 1387–1401, 2004.
- KUO, B. C. **Automatic Control Systems**. 3<sup>o</sup> ed. Prentice Hall, 1994.
- LOBOS, T.; REZMER, J.; JANIK, P.; WACLAWEK, Z. Prony and nonlinear regression methods used for determination of transient parameters in wind energy conversion system. *Power Tech, 2007 IEEE Lausanne*, Lausanne, 2007, pp. 1764-1769.
- MACHOWSKI, J.; BIALEK, J. W.; BUMBY, J. R. **Power System Dynamics: Stability and Control**. John Wiley & Sons, Inc., 2008.
- MARPLE, L. Spectral line analysis by Pisarenko and Prony methods. *Acoustics, Speech, and Signal Processing, IEEE International Conference on ICASSP '79* 1979, pp. 159-161
- MME; GRUPO DE TRABALHO DE REDES ELÉTRICAS INTELIGENTES. **Smart Grid**. 2010.
- MONTICELLI, A.; GARCIA, A. **Introdução a Sistemas de Energia Elétrica**. 2<sup>o</sup> ed. Campinas, 2011.
- PAULRAJ A.; ROY, R. . K. T. Estimation Of Signal Parameters Via Rotational Invariance Techniques - Esprit. *Nineteenth Asilomar Conference on Circuits, Systems and Computers*, pp.83–89, 1985.
- PIERRE, J. W.; TRUDNOWSKI, D. J.; DONNELLY, M. K. Initial results in electromechanical mode identification from ambient data. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 12, n. 3, p. 1245–1251, 1997.
- QUINTERO, J.; VENKATASUBRAMANIAN, V. M. Oscillation monitoring system based on wide area synchrophasors in power systems. **2007 iREP Symposium - Bulk Power System Dynamics and Control - VII. Revitalizing Operational Reliability**, p. 1–13, 2007.
- R. H. SALIM; R. KUIAVA; R. A. RAMOS; N. G. BRETAS. Impact of power factor regulation on small-signal stability of power distribution systems with distributed synchronous generators. **Electric Power Systems Research**, v. 20, n. 2, p. 1–6, 2010.
- RAMOS, R. A. **Procedimento de Projeto de Controladores Robustos Para o Amortecimento de Oscilações Eletromecânicas em Sistemas de Potência**, 2002. Universidade de São Paulo.
- RAMOS, R. A.; ALBERTO, L. F. C.; BRETAS, N. G. A New Methodology for the Coordinated Design of Robust Decentralized Power System Damping Controllers. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 19, n. 1, p. 444–454, 2004.
- ROY, R.; KAILATH, T. ESPRIT-estimation of signal parameters via rotational invariance techniques. **IEEE Transactions on Acoustics, Speech, and Signal Processing**, v. 37, n. 7, p. 984–995, 1989.
- SALIM, R. H.; RAMOS, R. A. A framework for analyzing the small-signal dynamic performance of unbalanced power systems. *2011 IEEE Power and Energy Society General Meeting*, San Diego, CA, pp.1–8, 2011.
- SALIM, R. H.; RAMOS, R. A. A model-based approach for small-signal stability

- assessment of unbalanced power systems. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 27, n. 4, p. 2006–2014, 2012.
- SANCHEZ-GASCA, J. J.; CHOW, J. H. Computation of Power System Low-Order Models from Time Domain Simulations Using a Hankel Matrix. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 12, n. 4, p. 1461–1467, 1997.
- SCHMIDT, R. Multiple emitter location and signal parameter estimation. **IEEE Transactions on Antennas and Propagation**, v. 34, n. 3, p. 276–280, 1986.
- STOICA, P.; MOSES, R. **Spectral Analysis of Signals**. 2004.
- STOICA, P.; VIBERG, M. Weighted LS and TLS approaches yield asymptotically equivalent results. **Signal Processing**, v. 45, n. 2, p. 255–259, 1995.
- TAYEM, N.; OMER, M.; RAZA, S. A.; EL-LAKKIS, M.; NAYFEH, J. QR-TLS ESPRIT for Source Localization and Frequency Estimations. *2013 Asilomar Conference on Signals, Systems and Computers*, Pacific Grove, CA, 2013, pp.190–194.
- TREES, H. L. VAN. **Optimum Array Processing: Part IV of Detection, Estimation, and Modulation Theory**. John Wiley & Sons, Inc., 2002.
- TRIPATHY, P.; SRIVASTAVA, S. C.; MEMBER, S.; SINGH, S. N. A Modified TLS-ESPRIT-Based Method for Low-Frequency Mode Identification in Power Systems Utilizing Synchrophasor Measurements. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 26, n. 2, p. 719–727, 2011.
- TRUDNOWSKI, D. J.; MEMBER, S.; PIERRE, J. W.; et al. Performance of Three Mode-Meter Block-Processing Algorithms for Automated Dynamic Stability Assessment. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 23, n. 2, p. 680–690, 2008.
- TRUDNOWSKI, D. J.; MEMBER, S.; PIERRE, J. W. Overview of Algorithms for Estimating Swing Modes from Measured Responses. *2009 IEEE Power & Energy Society General Meeting*, pp.1–8, 2009. Calgary, AB.
- WANG, D.; LU, Y. The signal subspace decomposition method for extracting harmonic signal. *2006 IEEE Information Theory Workshop - ITW'06 Punta del Este*, Uruguay, 2006, pp.714–717.
- ZOLFAGHARI, R.; SHRIVASTAVA, Y.; AGELIDIS, V. G.; CHU, G. M. L. Using Windowed ESPRIT Spectral Estimation for Measuring Power Quality Indices. *2010 IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies Conference Europe (ISGT Europe)*, Gothenburg, 2010, pp. 1-8

## ANEXO A

### A.1 DADOS DAS CARGAS E BARRAS DO SISTEMA

A rede de distribuição em estudo nesta dissertação é composta por 32 barras, 5 transformadores e 27 ramos, compreendendo um total de 57 km de extensão. Esta rede de distribuição é conectada ao sistema de transmissão através de uma subestação de 138 kV representada pela barra 291. A operação da rede se dá em 13,8 kV, com exceção da barra 603 que opera em 2,4 kV (ABREU, 2005).

Os dados do sistema referentes as barras e cargas são apresentados na Tabela 11.

Cada barra representada possuiu uma entrada específica na tabela, onde a primeira coluna indica o número da barra. A Base é a tensão de base, dada em kV. A coluna tipo, refere-se aos tipos de barras, que podem ser: 0 – barra de carga; 1 – barra de geração, e 2 – barra flutuante, ou swing. Base é a tensão de base, dada em kV.  $B_L$  é a componente reativa da admitância shunt em MVAR e não deve incluir qualquer carga reativa que faça parte dos dados da carga.  $B_L$  apresenta valores positivos para capacitores e negativos para reatores ou componentes indutivos.

Cada carga possuiu uma entrada na tabela na linha referente a barra na qual está conectada.  $P_L$  é a componente ativa da carga de potência constante em MW, e  $Q_L$  é a componente reativa em MVAR.

Tabela 11- Dados das cargas e barras do sistema.

(Continua)

Número da Barra	Base	Tipo	$B_L$	$P_L$	$Q_L$
291	138	2	0	0	0
292	13,8	0	1,2	0	0
293	13,8	0	0	0	0
501	13,8	0	0	0	0
601	13,8	1	0	0	0,2
602	13,8	1	0	5,5	0
603	2,4	1	0	0	0

(Continuação)

Número da Barra	Base	Tipo	B <sub>L</sub>	P <sub>L</sub>	Q <sub>L</sub>
701	13,8	0	0	1,9	0,866
801	13,8	0	0	0	0
802	13,8	0	0	0,013	0,006
803	13,8	0	0	0,022	0,01
804	13,8	0	1,5	1,248	0,569
805	13,8	0	0	0	0
806	13,8	0	0	0,04	0,018
807	13,8	0	0	0,052	0,024
808	13,8	0	0	0,056	0,026
809	13,8	0	0	0,111	0,051
810	13,8	0	0	0,103	0,047
811	13,8	0	0	0,067	0,031
812	13,8	0	0	0,028	0,013
813	13,8	0	0	0	0
901	13,8	0	0	0,121	0,059
902	13,8	0	0	0,057	0,028
903	13,8	0	0	0	0
904	13,8	0	0	0,105	0,051
905	13,8	0	0,3	0,59	0,286
906	13,8	0	0	0,158	0,077
907	13,8	0	0	0	0
908	13,8	0	0	0,076	0,037
909	13,8	0	0	0,094	0,046
910	13,8	0	0	0,1	0,048
911	13,8	0	0	0	0

## A.2 DADOS DAS LINHAS

As linhas estão representadas cada com uma entrada específica na Tabela 12. A identificação da linha é feita pelas colunas I e J, onde I refere-se a barra de e J a barra de chegada. R e X são respectivamente a resistência e a impedância. LEN é o comprimento da linha em pu por unidade de comprimento. V base é a tensão de base em kV. S base a potência de base em MW.  $\omega$  é a frequência do sistema em rad/s. R real, X real e L real são respectivamente a resistência, a impedância e a

indutância das linhas com os valores devidamente multiplicados pelos comprimentos das linhas.

Tabela 12 - Dados das linhas

I	J	R	X	LEN	V base	S base	$\omega$	R real	X real	L real
292	701	0,01	0,0208	0,25	13,8	10	376,991	0,04761	0,09903	0,00026
292	901	0,01	0,0208	1,75	13,8	10	376,991	0,33327	0,69320	0,00184
292	801	0,01	0,0208	0,01	13,8	10	376,991	0,00190	0,00396	0,00001
901	501	0,0193	0,025	0,01	13,8	10	376,991	0,00368	0,00476	0,00001
901	902	0,01	0,0208	3,65	13,8	10	376,991	0,69511	1,44582	0,00384
901	904	0,01	0,0208	0,33	13,8	10	376,991	0,06285	0,13072	0,00035
902	903	0,01	0,0208	4,4	13,8	10	376,991	0,83794	1,74291	0,00462
904	905	0,0365	0,0275	0,55	13,8	10	376,991	0,38231	0,28804	0,00076
905	906	0,0292	0,0269	0,13	13,8	10	376,991	0,07229	0,06660	0,00018
906	907	0,0292	0,0269	0,75	13,8	10	376,991	0,41706	0,38421	0,00102
906	908	0,0292	0,0269	0,3	13,8	10	376,991	0,16683	0,15369	0,00041
908	909	0,0839	0,0276	1,42	13,8	10	376,991	2,26886	0,74637	0,00198
908	910	0,0839	0,0276	1,76	13,8	10	376,991	2,81211	0,92508	0,00245
910	911	0,0839	0,0276	9	13,8	10	376,991	14,38012	4,73053	0,01255
801	802	0,01	0,0208	2	13,8	10	376,991	0,38088	0,79223	0,00210
802	803	0,01	0,0208	2,3	13,8	10	376,991	0,43801	0,91106	0,00242
803	804	0,01	0,0208	2,65	13,8	10	376,991	0,50467	1,04971	0,00278
804	601	0	0,0001	1	13,8	10	376,991	0,00000	0,00190	0,00001
803	805	0,0839	0,0276	3,2	13,8	10	376,991	5,11293	1,68197	0,00446
805	806	0,0839	0,0276	1,73	13,8	10	376,991	2,76418	0,90931	0,00241
806	807	0,0839	0,0276	3,55	13,8	10	376,991	5,67216	1,86593	0,00495
801	808	0,01	0,0208	2,3	13,8	10	376,991	0,43801	0,91106	0,00242
808	809	0,01	0,0208	0,25	13,8	10	376,991	0,04761	0,09903	0,00026
809	810	0,01	0,0208	1,55	13,8	10	376,991	0,29518	0,61398	0,00163
810	811	0,0551	0,0278	0,92	13,8	10	376,991	0,96538	0,48707	0,00129
810	812	0,01	0,0208	1	13,8	10	376,991	0,19044	0,39612	0,00105
812	813	0,01	0,0208	4,5	13,8	10	376,991	0,85698	1,78252	0,00473

### A.3 DADOS DOS GERADORES

Neste trabalho foram adotadas como geração distribuída máquinas rotativas do tipo síncrona, devido à grande aplicabilidade deste tipo de máquina no cenário atual de geração distribuída.

Cada gerador representado tem uma entrada específica na Tabela 13. A identificação de cada gerador é feita com referência na barra na qual o mesmo está acoplado.  $P$  é a potência ativa gerada em MW.  $Q_{\max}$  e  $Q_{\min}$  são os limites máximo e mínimo de geração de potência reativa em MVAR.

Com relação aos parâmetros do gerador,  $H$  é a constante de inércia e  $D$  é a constante de amortecimento.  $T'_{d0}$  e  $T''_{d0}$  são as constantes de tempo transitória e subtransitória no eixo em quadratura (eixo q) e  $T'_{q0}$  e  $T''_{q0}$  são as constantes de tempo transitória e subtransitória de no eixo direto (eixo d) respectivamente.  $X_d$  e  $X_q$  são as reatâncias síncronas nos eixos d e q,  $X'_d$  e  $X'_q$  são as reatâncias síncronas nos eixos d e q respectivamente e  $X_L$  é reatância de dispersão do estator, entradas em pu na base do sistema.

Tabela 13 - Características operativas e dados dos parâmetros do modelo do gerador

	$P$	$Q_{\max}$	$Q_{\min}$	$T'_{d0}$	$T''_{d0}$	$T'_{q0}$	$T''_{q0}$	$H$	$D$	$X_d$	$X'_d$	$X''_d$	$X_q$	$X'_q$	$X''_{q0}$	$X_L$
G601	1,5	1,5	-0,75	7,8	0,066	3	0,075	1	0	2,06	0,398	0,254	2,5	0,3	0,254	0,1
G602	5	1,5	-0,75	7,8	0,066	3	0,075	1	0	2,06	0,398	0,254	2,5	0,3	0,254	0,1
G603	3,5	1,5	-0,75	7,8	0,066	3	0,075	1	0	1,87	0,176	0,146	2,13	0,3	0,254	0,1
G701	1,5	1,5	-0,75	7,8	0,066	3	0,075	1	0	2,06	0,398	0,254	2,5	0,3	0,254	0,1
G902	1,5	1,5	-0,75	7,8	0,066	3	0,075	1	0	2,06	0,398	0,254	2,5	0,3	0,254	0,1
G1000	1,5	1,5	-0,75	7,8	0,066	3	0,075	1	0	2,06	0,398	0,254	2,5	0,3	0,254	0,1

## ANEXO B – INVARIÂNCIA ROTACIONAL

O método ESPRIT consiste na exploração da invariância rotacional para obtenção de sistemas equivalentes por transformação de similaridade, por isso fez-se necessária a explicação da origem do sistema linear descrito na equação (4.12) (Dias, 2003).

Sendo assim, sejam:

$$\mathbf{A} = [A_{i1} \ A_{i2} \ \dots \ A_{in}] \quad (\text{B.1})$$

$$\mathbf{A}_1 = [\mathbf{I}_{M-1} \ 0] \mathbf{A} \quad (\text{B.2})$$

$$\mathbf{A}_2 = [0 \ \mathbf{I}_{M-1}] \mathbf{A} \quad (\text{B.3})$$

onde,  $m$ , indica o número de amostras e é um número positivo inteiro;  $A$  possuiu dimensão  $(m \times n)$ , é uma matriz de Vandermonde, que possuiu a característica de que  $\text{posto}(A) = n$  (para  $m \geq n$ );  $A_1$  e  $A_2$  são matrizes de dimensão  $(m-1) \times n$ , e  $[\mathbf{I}_{M-1} \ 0]$  e  $[0 \ \mathbf{I}_{M-1}]$  são matrizes de dimensão  $(m-1) \times n$ . Pode-se verificar que:

$$\mathbf{A}_2 = \mathbf{A}_1 \mathbf{D} \quad (\text{B.4})$$

onde a matriz  $D$  é construída da seguinte maneira:

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} e^{-i\omega_1} & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & e^{-i\omega_n} \end{bmatrix} \quad (\text{B.5})$$

Como a matriz  $A$  é uma matriz quadrada, a matriz formada pela justaposição de vetores coluna que são os autovetores de  $A$  é dita uma matriz unitária. Uma vez que  $D$  é uma matriz unitária, a equação descrita em (B.4) é uma rotação.

O método ESPRIT baseia-se na transformação descrita em (B.4), sendo assim retornando às equações (4.10) e (4.11), reescritas abaixo para melhor visualização e compreensão:

$$\mathbf{S}_1 = [\mathbf{I}_{M-1} \ 0] \mathbf{S} \quad (\text{B.6})$$

$$\mathbf{S}_2 = [0 \ \mathbf{I}_{M-1}] \mathbf{S} \quad (\text{B.7})$$

onde:

$$\mathbf{S} = [s_1 \cdots s_p] \quad (\text{B.8})$$

tem-se que:

$$\mathbf{S} = \mathbf{A}\mathbf{C} \quad (\text{B.9})$$

onde  $\mathbf{C}$  é a matriz não-singular  $n \times n$  dada por:

$$\mathbf{C} = \mathbf{P}\mathbf{A}^T\mathbf{S}\mathbf{\Lambda}^{-1} \quad (\text{B.10})$$

com a matriz  $\mathbf{\Lambda}$  sendo:

$$\mathbf{\Lambda} = \begin{bmatrix} \lambda_1 - \sigma^2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & \lambda_n - \sigma^2 \end{bmatrix} \quad (\text{B.11})$$

A partir das equações (B.2) (B.4), e (B.9), pode-se escrever:

$$\mathbf{S}_2 = \mathbf{A}_2\mathbf{C} = \mathbf{A}_1\mathbf{D}\mathbf{C} = \mathbf{S}_1\mathbf{C}^{-1}\mathbf{D}\mathbf{C} = \mathbf{S}_1\boldsymbol{\psi} \quad (\text{B.12})$$

onde:

$$\boldsymbol{\psi} = \mathbf{C}^{-1}\mathbf{D}\mathbf{C} \quad (\text{B.13})$$

Por  $\mathbf{A}$  possuir uma estrutura de Vandermonde, as matrizes  $\mathbf{A}_1$  e  $\mathbf{A}_2$  apresentam posto de coluna completo (igual a  $n$ ). Sendo assim a com base na equação (B.9), as matrizes,  $\mathbf{S}_1$  e  $\mathbf{S}_2$  também devem apresentar posto de coluna completo. Com isso, a matriz  $\boldsymbol{\psi}$  é dada exclusivamente por:

$$\boldsymbol{\psi} = (\mathbf{S}_1^T\mathbf{S}_1)^{-1}\mathbf{S}_1^T\mathbf{S}_2 \quad (\text{B.14})$$

A equação (B.14) expressa  $\boldsymbol{\psi}$  como uma função de algumas grandezas que podem ser estimadas a partir das amostras disponíveis. A estimação de  $\boldsymbol{\psi}$  reside no fato de que  $\boldsymbol{\psi}$  e  $\mathbf{D}$  apresentam os mesmos autovalores, e a equação (B.13) é chamada de “transformação de similaridade” entre  $\boldsymbol{\psi}$  e  $\mathbf{D}$ .

Ressaltar-se que a estimativa de  $\boldsymbol{\psi}$  dada pela equação acima é obtida implicitamente pela solução do seguinte sistema linear de equações:

$$S_2 = S_1\psi \tag{B.15}$$

## APÊNDICE

No apêndice serão apresentados os dados de frequência de utilização dos parâmetros p e M para as simulações do caso com três geradores e faltas entre os ramos 801-808 e 904-905.

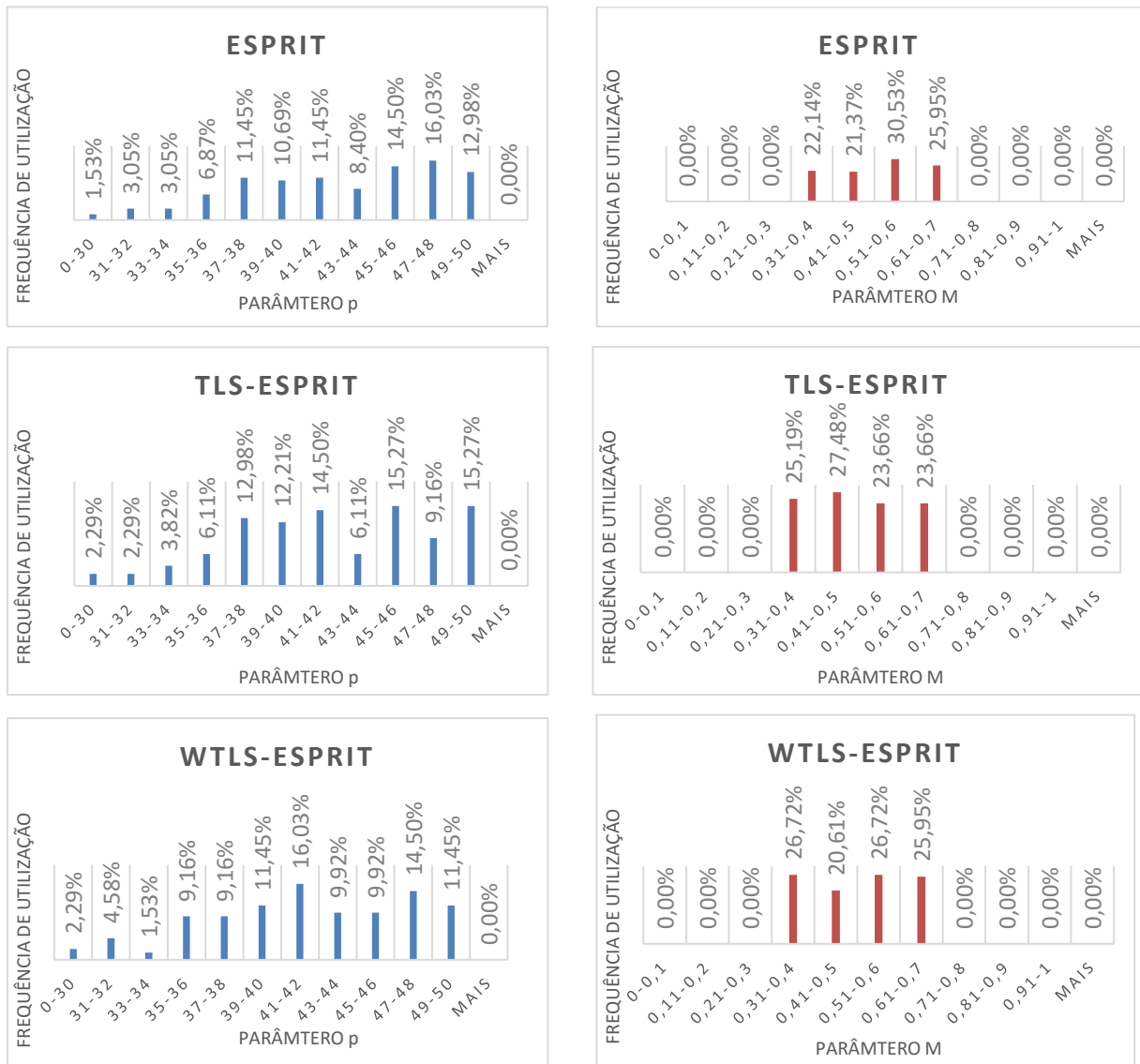


Figura 22 - Frequência de utilização dos parâmetros p e M para caso com 3 geradores e falta entre os ramos 801-808

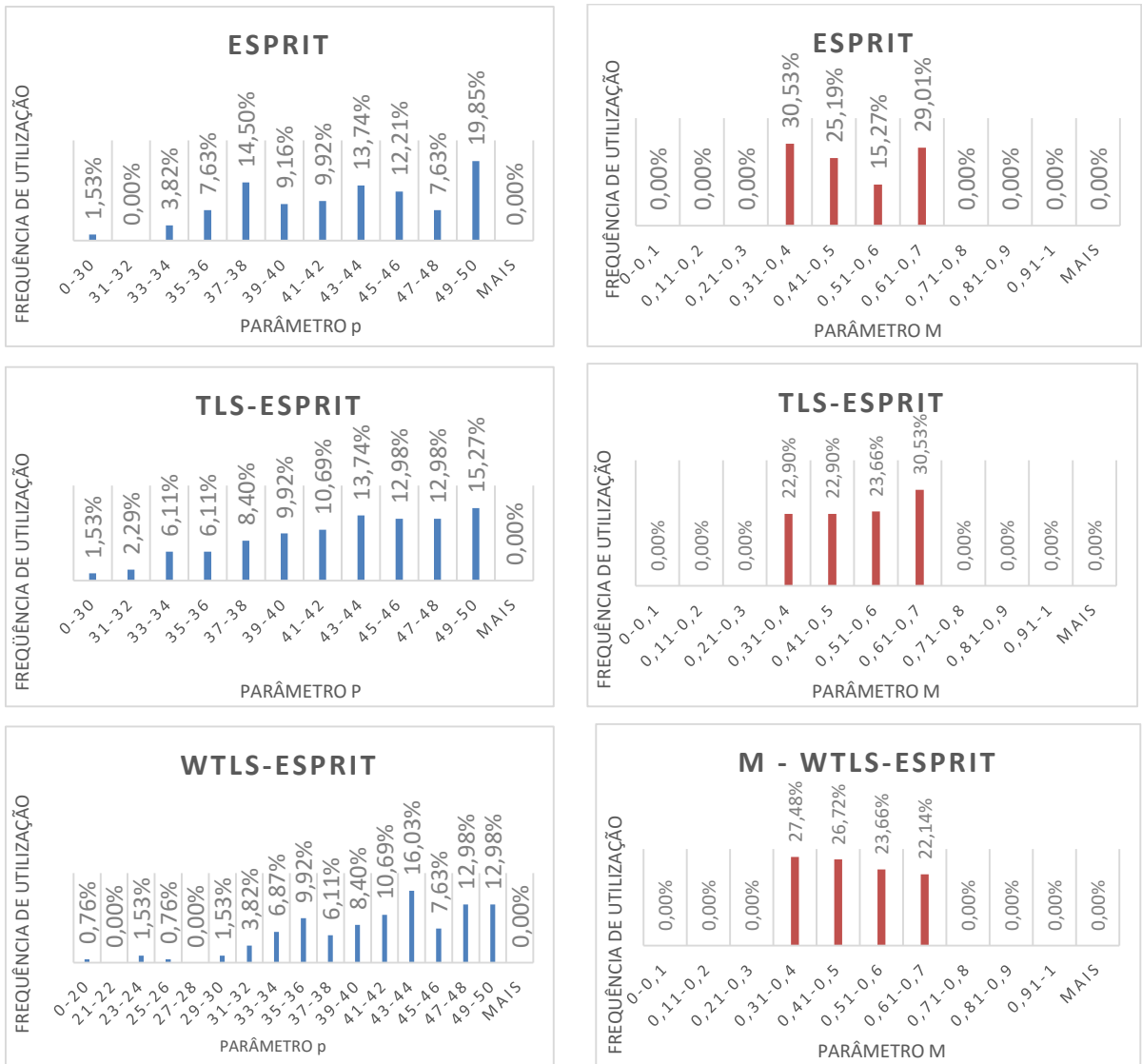


Figura 23 - Frequência de utilização dos parâmetros p e M para caso com 3 geradores e falta entre os ramos 904-905