

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**ANA KAREN APOLO PEÑALOZA**

**LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM SISTEMAS DE DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA  
ELÉTRICA: UMA ABORDAGEM BASEADA NA ANÁLISE DE TRANSITÓRIOS  
DE ALTA FREQUÊNCIA**

Porto Alegre

2017

ANA KAREN APOLO PEÑALOZA

**LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM SISTEMAS DE DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA  
ELÉTRICA: UMA ABORDAGEM BASEADA NA ANÁLISE DE TRANSITÓRIOS  
DE ALTA FREQUÊNCIA**

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Energia – Sistemas de Potência

ORIENTADOR: Prof. Dr. Gustavo Dorneles Ferreira

Porto Alegre

2017

ANA KAREN APOLO PEÑALOZA

**LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM SISTEMAS DE  
DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA: UMA  
ABORDAGEM BASEADA NA ANÁLISE DE TRANSITÓRIOS  
DE ALTA FREQUÊNCIA**

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica em Engenharia Elétrica e aprovada em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora.

Orientador: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. Gustavo Dorneles Ferreira UFRGS

Doutor pela Universidade do Rio Grande do Sul UFRGS, Porto Alegre – Brasil

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Ghendy Cardoso Jr., UFSM

Doutor pela Universidade Federal de Santa Catarina – Florianópolis, Brasil

Prof. Dr. Arturo Suman Bretas, UFL

Doutor pela Virginia Polytechnic Institute and State University – Blacksburg, EUA

Prof. Dr. Sérgio Luís Haffner, UFRGS

Doutor pela Universidade Estadual de Campinas – Campinas, Brasil

Coordenador do PPGEE: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. Valner João Brusamarello

Porto Alegre, maio de 2017.

## **DEDICATÓRIA**

Dedico este trabalho a Deus, por seu suporte em todos os momentos.

Aos meus pais, pela sua dedicação e seu apoio em todas as minhas decisões.

Ao Juliano, por seu apoio incondicional e amor ao longo deste ano.

## **AGRADECIMENTOS**

Nestes pouco mais de dois anos morando em Brasil eu compreendi o suporte que Deus me deu ao longo deste trabalho e de minha vida. Por isso, quero agradecer em primeiro lugar a Deus por todas as vezes que me faltou a vontade de seguir e ele me ajudou a continuar.

Agradeço aos meus pais por me apoiarem nesta aventura, sempre procurando estar perto para o que eu precisasse.

Meu especial agradecimento ao Juliano, pelas inúmeras vezes que leu este trabalho (perdi a conta) para revisar meus erros de gramática, suas ideias muito oportunas na organização do trabalho, seu constante amor, dedicação e compreensão.

Aos colegas do LASEP, que sempre estiveram dispostos a auxiliar com minhas dúvidas acadêmicas e pelas muitas conversas do laboratório, em especial a Rochele, César, Andrés, Leonardo e todos os que fazem parte do LASEP.

Meu especial agradecimento ao meu orientador o prof. Gustavo, que com suas sugestões e comentários certos, tornou realidade este trabalho.

Aos meus irmãos Brayan e Mauricio, por sempre me apoiarem apesar da distância.

Um agradecimento especial a todos os meus amigos do Equador, Dalila, Anabel, Ricardo, Yamile, Mariuxi e Diego, que me deram apoio durante estes dois anos de realização do mestrado.

Agradeço também aos meus amigos do Brasil: Duda, Taiana, Michele, Vanessa, Rafael, Marcelo e Bárbara, Manu, Yago, Leonardo, Martin, Maúcha, Lírian e Charles. Vocês foram um verdadeiro presente na minha vida, e tornaram mais fácil a minha estadia no Brasil.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE), agradeço pela oportunidade de realização deste trabalho na área de potência, e pelo conhecimento adquirido a longo destes dois anos.

Por fim, agradeço à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pela provisão da bolsa durante parte do mestrado.

## RESUMO

Os Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica (SDEE) estão constantemente expostos à ocorrência de faltas, o que torna de primordial importância para as concessionárias que estas sejam localizadas com rapidez e precisão. Com isso, a degradação da confiabilidade do sistema e as perdas econômicas são minimizadas. Com este intuito, diversas pesquisas vêm sendo conduzidas nas últimas décadas tendo em vista o desenvolvimento de métodos computacionais para Localização de Faltas (LF) em SDEE. Embora as técnicas disponíveis atualmente sejam capazes de estimar a distância das faltas com relativa exatidão, algumas características intrínsecas aos SDEE ainda impõem limitações à LF em alimentadores radiais. Em geral, o aspecto econômico requer o uso de dados provenientes de um único terminal de medição. Ainda, a quantidade significativa de ramais laterais tipicamente presentes nos SDEE faz com que o problema das múltiplas estimativas da LF seja considerado como a principal limitação à efetividade das técnicas existentes na atualidade. Neste contexto, este trabalho apresenta uma metodologia baseada na análise dos transitórios de alta frequência gerados pelas faltas, a qual é capaz de fornecer uma estimativa única para a LF em SDEE ramificados a partir de medições somente no terminal local. O ramal em falta e a distância da falta em relação ao terminal de medição são determinados através da comparação entre as frequências características identificadas no espectro do transitório, e as frequências teóricas calculadas para os possíveis caminhos de propagação. Uma das principais contribuições deste trabalho consiste na formulação de um modelo detalhado das linhas de distribuição desequilibradas. A formulação proposta é baseada na modificação nas equações de Carson, considerando a dependência da frequência e a inclusão dos efeitos pelicular e da corrente de retorno pela terra para altas frequências. Como resultado, esta abordagem permite uma maior exatidão na determinação dos parâmetros modais que descrevem a propagação de transitórios em SDEE desequilibrados, eliminando as aproximações adotadas pela maioria das técnicas propostas na literatura atual. A técnica proposta foi avaliada considerando simulações de faltas nos alimentadores IEEE 13 e 34 barras através do ATP/EMTP. Os resultados apresentados incluem diversos cenários de faltas, bem como a comparação com um método de LF para SDEE considerado estado da arte atualmente.

**Palavras-Chave: Sistemas de Distribuição, Localização de Faltas, Transitórios de Alta Frequência.**

## ABSTRACT

Electric power distribution systems (EPDS) are continuously exposed to faults, therefore fast and accurate fault location is of paramount importance for utilities. Thus, degradation of system reliability and economic losses are minimized. In this sense, several studies have been conducted in the last decades aiming to the development of computational methods for Fault Localization (FL) in EPDS. Although the currently available techniques are able to estimate fault distance with relative accuracy, some intrinsic characteristics of EPDS still impose limitations to FL in radial feeders. In general, the economic aspect requires use of data from one-terminal measurements. Also, typical EPDS have a large number of branches, which makes the problem of multiple FL estimates the main limitation to the effectiveness of the existing techniques. In this context, this work presents a methodology based on the analysis of the high frequency transient generated by faults, which is able to provide a unique FL estimate in branched EPDS by using only one-terminal measurements. The faulted branch and the fault distance from the measurement terminal are determined by correlating the characteristic frequencies identified in the transient spectrum and theoretical frequencies calculated for the possible propagation paths. One of the main contributions of this work is the formulation of a detailed model of unbalanced distribution lines. The proposed formulation is based on the modification of Carson's equations, considering frequency dependence and inclusion of skin effects and the ground current return at high frequencies. As a result, this approach allows a greater accuracy in determining the modal parameters that describe the transients' propagation in unbalanced EPDS, thus eliminating the approximations adopted by most of the techniques proposed in the current literature. The proposed technique was evaluated considering fault simulations in the IEEE 13 and 34 nodes feeders through the ATP/EMTP. Results presented include several fault scenarios as well as the comparison with a FL method for SDEE currently considered as the state of the art.

**Keywords: Distribution Systems, Fault Location, High-Frequency Transients.**

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>12</b>
1.1	OBJETIVOS DO TRABALHO .....	15
1.2	ESTRUTURA DO TRABALHO .....	15
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTOS PARA LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM SDEE .....</b>	<b>17</b>
2.1	METODOLOGIAS PARA LOCALIZAÇÃO DE FALTAS .....	17
2.1.1	Métodos Baseados na Impedância Aparente .....	17
2.1.2	Métodos Baseados em Ondas Viajantes.....	19
2.1.3	Métodos Baseados em Transitórios de Altas Frequências .....	20
2.2	CONSIDERAÇÕES ACERCA DO ESTADO DA ARTE.....	22
2.3	PROPAGAÇÃO DE ONDAS EM LINHAS DE TRANSMISSÃO .....	23
2.3.4	Equações de Ondas, Constante de propagação e Impedância Característica .....	23
2.3.5	Reflexão e Refração de OV .....	26
<b>3</b>	<b>METODOLOGIA PROPOSTA.....</b>	<b>31</b>
3.1	FILTRAGEM.....	32
3.2	TRANSFORMAÇÃO TEMPO-FREQUÊNCIA.....	33
3.3	CÁLCULO DAS MATRIZES IMPEDÂNCIA E ADMITÂNCIA .....	34
3.3.1	Cálculo da Matriz Impedância .....	35
3.3.2	Efeito Pelicular .....	38
3.3.3	Cálculo da Matriz Admitância Shunt .....	39
3.4	TRANSFORMAÇÃO MODAL.....	40
3.5	DETERMINAÇÃO DAS FREQUÊNCIAS CARACTERÍSTICAS TEÓRICAS .....	42
3.6	ANÁLISE DO ESPECTRO .....	43
3.7	DETERMINAÇÃO DA SEÇÃO E DA DISTÂNCIA DA FALTA .....	44
<b>4</b>	<b>MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE TRANSITÓRIOS EM SDEE.....</b>	<b>47</b>
4.1	SISTEMA EQUIVALENTE DA TRANSMISSÃO.....	47
4.2	LINHAS DE TRANSMISSÃO .....	47
4.3	TRANSFORMADORES .....	47
4.4	CARGAS .....	49
4.5	GERADORES.....	49
<b>5</b>	<b>TESTES E RESULTADOS .....</b>	<b>50</b>
5.1	ALIMENTADOR IEEE 13 BARRAS .....	50
5.2	ALIMENTADOR IEEE 34 BARRAS .....	60
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>66</b>
6.1	TRABALHOS FUTUROS.....	67
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>68</b>
	<b>APÊNDICE A: DETALHAMENTO DOS RESULTADOS.....</b>	<b>73</b>



## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1. Múltiplas estimativas da LF resultante do cálculo da IA.....	13
Figura 2. Modelo de linha de transmissão com parâmetros distribuídos. ....	24
Figura 3. Reflexão e refração de uma OV.....	26
Figura 4. Reflexões de uma OV em um alimentador em falta. ....	27
Figura 5. Fluxograma da metodologia proposta para LF em SDEE. ....	31
Figura 6. Respostas (a) em magnitude e (b) em fase do filtro Butterworth para $\omega_c = 50$ kHz. ....	33
Figura 7. Condutores de uma linha e suas imagens. ....	35
Figura 8. Campo elétrico de um condutor circular.....	39
Figura 9. Caminhos de propagação do transitório gerado por uma falta.....	42
Figura 10. Espectro da tensão de modo 1 para uma falta trifásica no ponto F do alimentador da Figura 9.....	44
Figura 11. Modelo utilizado na representação dos transformadores.....	48
Figura 12. Alimentador IEEE 13 barras.....	50
Figura 13. Sinal transitório gerado pela falta fase-terra na barra 634 do alimentador IEEE 13 barras antes (a) e após (b) a filtragem. ....	51
Figura 14. Espectro do sinal transitório da tensão para falta fase-terra no alimentador IEEE 13 barras. ....	51
Figura 15. Espectro da tensão de modo 0 para falta fase-terra no alimentador IEEE 13 barras. ....	54
Figura 16. Erros médios percentuais na estimativa das distâncias das faltas de acordo com o tipo de falta.....	56
Figura 17. Erros médios percentuais de acordo com a distância das faltas.....	56
Figura 18. Erros médios percentuais na estimativa das distâncias das faltas de acordo com o tipo e resistência de falta. ....	57
Figura 19. Percentual de estimativas corretas do ramal em falta de acordo com o tipo de falta.....	58
Figura 20. Percentual de estimativas corretas do ramal em falta de acordo com a distância das faltas.....	58
Figura 21. Percentual de estimativas corretas do ramal em falta de acordo com o tipo e resistência de falta.....	59
Figura 22. Representação do Alimentador IEEE 34 barras no ATP/EMTP. ....	61
Figura 23 Sinal transitório gerado pela falta trifásica na barra 612 do alimentador IEEE 34 barras antes (a) e após (b) a filtragem. ....	62
Figura 24. Espectro do sinal transitório da tensão para falta trifásica na barra 612 do alimentador IEEE 34 barras. ....	62
Figura 25. Comparação do método proposto com o de Borghetti, et al., (2008) em termos dos erros percentuais nas estimativas de acordo com a distância das faltas. ....	63
Figura 26. Comparação do método proposto com o de Borghetti, et al., (2008) em termos dos erros percentuais nas estimativas para faltas fase-terra de acordo com a distância das faltas. ....	64
Figura 27. Percentual de estimativas corretas do ramal em falta para faltas fase-terra e trifásicas simuladas no alimentador IEEE 34 barras. ....	65

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Relação entre as frequências características teóricas e a inferida do espectro para falta no ponto F do alimentador da Figura 9. ....	45
Tabela 2. Valores experimentais das capacitâncias $C_L$ , $C_M$ e $C_{LM}$ para diferentes frequências. ....	49
Tabela 3. Parâmetros modais para a frequência de 94,43 kHz. ....	53
Tabela 4. Frequências teóricas para o alimentador IEEE 13 barras. ....	54
Tabela 5. Relação entre as frequências teóricas e as identificadas no espectro para falta fase-terra no alimentador IEEE 13 barras. ....	55
Tabela 6. Resultados totais para o alimentador IEEE 13 barras. ....	59
Tabela 7. Frequências teóricas para o alimentador IEEE 34 barras. ....	63
Tabela 8. Resultados para faltas trifásicas no alimentador IEEE 13 barras. ....	73
Tabela 9. Resultados para faltas fase-terra no alimentador IEEE 13 barras. ....	75
Tabela 10. Resultados para faltas bifásicas à terra no alimentador IEEE 13 barras. ....	77
Tabela 11. Resultados para faltas bifásicas no alimentador IEEE 13 barras. ....	79
Tabela 12. Resultados para faltas trifásicas no alimentador IEEE 34 barras. ....	81
Tabela 13. Resultados para faltas fase-terra no alimentador IEEE 34 barras. ....	81

## **LISTA DE ABREVIATURAS**

IA Impedância Aparente

LF Localização de Falhas

OV Ondas Viajantes

SDEE Sistema de Distribuição de Energia elétrica

TAF Transitórios de Alta Frequência

## 1 INTRODUÇÃO

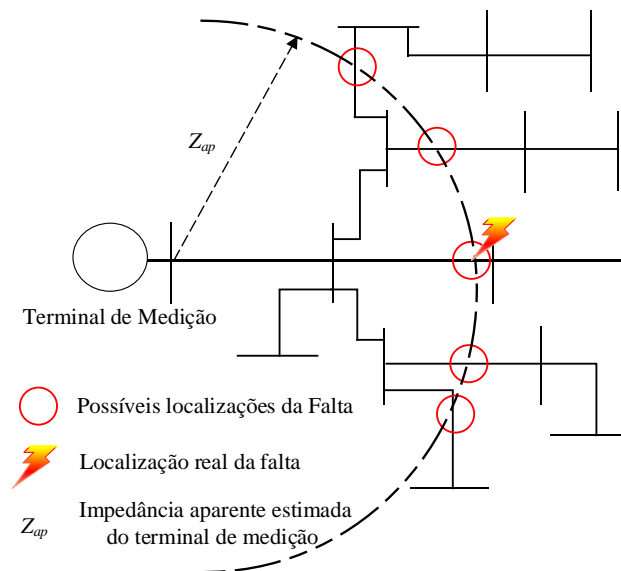
Os sistemas elétricos de potência encontram-se constantemente sujeitos à ocorrência de faltas causadas por diversos fatores, tais como a incidência de descargas atmosféricas, ruptura de isoladores, contato dos condutores com animais e árvores, dentre outros (LEE *et al.*, 2004). Em geral, as faltas provocam o aumento substancial na corrente elétrica ao longo da rede, causando a atuação da proteção de sobrecorrente e o desligamento do circuito. Os Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica (SDEE) são em sua maioria compostos por alimentadores radiais, os quais têm a subestação como única fonte de energia em condições normais de operação. Do ponto de vista econômico, a necessidade de equipamentos de medição e supervisão somente na subestação é um dos fatores que justificam a operação radial. Nestas redes em particular, a eliminação de faltas por parte da proteção resulta necessariamente no desligamento de consumidores. Como resultado, estudos indicam que cerca de 90% dos problemas relacionados à confiabilidade e qualidade do serviço de fornecimento de energia aos consumidores são devidos a faltas que ocorrem nos SDEE (BROWN, 2009).

Embora inevitáveis, os efeitos negativos das faltas sobre a confiabilidade dos SDEE podem ser mitigados através da redução do tempo necessário à sua localização por parte das equipes de manutenção. O crescente avanço da pesquisa e da utilização da tecnologia digital nas subestações, tem viabilizado a implantação de esquemas automáticos de Localização de Faltas (LF). Através da análise dos sinais das tensões e/ou correntes durante a falta, estes esquemas permitem estimar a localização geográfica das faltas na rede e, desta forma, reduzir o tempo necessário ao restabelecimento do fornecimento de energia. Dentre os métodos automáticos de LF destacam-se os métodos baseados na Impedância Aparente (IA), os métodos baseados em Ondas Viajantes (OV) e os métodos baseados na análise de Transitório de Alta Frequência (TAF) gerados pelas faltas (SAHA, IZYKOWSKI, ROSOLOWSKI, 2010).

Os métodos baseados na IA determinam a distância da falta em relação ao terminal de medição como uma função da impedância aparente do circuito, estimada a partir dos fasores das tensões e correntes de falta calculados na frequência fundamental (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005). Embora atrativos devido ao baixo custo de implementação, estes métodos mostram-se bastante suscetíveis a incertezas nos dados de entrada, tais como impedâncias dos condutores e carregamento da rede (TANG *et*

*al.*, 2000). Em geral, os erros introduzidos na estimativa da distância da falta tendem a aumentar com a resistência de falta e com o nível de carregamento do sistema. Via de regra, a aplicação destes métodos em SDEE com derivações laterais requer a determinação de sistemas equivalentes para cada caminho possível do fluxo de potência entre o terminal de medição e a falta, sendo a distância determinada para cada sistema equivalente. Com isso, a análise da IA por si só não é capaz de estimar uma localização única para faltas em SDEE ramificados. Como mostra a Figura 1, o cálculo da IA resulta em múltiplas estimativas com a mesma impedância (distância elétrica) em relação à subestação, mas em diferentes ramais do alimentador. Este é um dos principais problemas da LF em SDEE, referido como “problema das múltiplas estimativas” da LF.

**Figura 1. Múltiplas estimativas da LF resultante do cálculo da IA.**



Os métodos baseados em OV se utilizam da análise da perturbação causada pela falta que se propaga ao longo da rede, comportando-se como uma OV. A onda é refletida no ponto da falta, nos terminais da linha e outras discontinuidades, ao mesmo tempo em que sofre atenuação devido à componente resistiva do meio (HE, 2016; TANG *et al.*, 2000). O princípio básico destas técnicas consiste na determinação do tempo entre duas reflexões da onda, a partir do qual a distância da falta é obtida assumindo a velocidade de propagação igual à velocidade da luz. A análise no domínio do tempo impõe dificuldades à aplicação destes métodos em SDEE, tendo em vista a multiplicidade de OV que incidem no terminal local em diferentes velocidades, originadas das reflexões ao longo da rede (SAHA, IZYKOWSKI, ROSOLOWSKI, 2010).

Os métodos baseados na análise do TAF empregam a análise do conteúdo espectral do sinal transitório gerado pela falta. Esta abordagem pode ser considerada como uma variação dos métodos baseados em OV, tendo em vista a propagação das ondas no SDEE é essencialmente um fenômeno transitório. O princípio básico destes métodos consiste na aplicação de uma transformação tempo-frequência ao sinal transitório para identificação da frequência característica associada à LF. Esta frequência é definida como aquela que apresenta a maior amplitude (energia) no espectro, e geralmente localiza-se na faixa de frequências acima de 10 kHz (SWIFT; 1979). Além da distância da falta em relação ao terminal local, a análise do conteúdo espectral do transitório permite também a inferência do ramal em falta, mitigando assim o problema das múltiplas estimativas (SADEH, *et al.*, 2013; GAZZANA *et al.*, 2014; MAGNAGO e ABUR, 1999). No entanto, a eficiência destes métodos depende da modelagem detalhada dos SDEE, considerando as peculiaridades inerentes à propagação de TAF em redes desequilibradas.

Embora as técnicas disponíveis atualmente sejam capazes de estimar com relativa exatidão a distância das faltas, algumas características intrínsecas aos SDEE ainda impõem limitações à LF em alimentadores radiais. O aspecto econômico em geral impõe restrições quanto à aquisição remota de dados para fins de LF. Desta forma, o uso de dados provenientes de um único terminal pode ser considerado um pré-requisito para o desenvolvimento de métodos de LF suficientemente generalizados para aplicações em SDEE típicos. A quantidade significativa de ramais laterais presentes nas redes de distribuição faz com que o problema das múltiplas estimativas da LF seja considerado como a principal limitação à efetividade das técnicas existentes na atualidade. Algumas técnicas encontradas na literatura propõem o uso de sistemas especialistas, ou integração de informações provenientes das medições na subestação, conhecimento da topologia e do sistema de proteção do alimentador (ZHU *et al.*, 1997; LEE *et al.* 2004). No entanto, tais informações geralmente são insuficientes, imprecisas ou indisponíveis (SAHA, IZYKOWSKI, ROSOLOWSKI, 2010). Desta forma, a localização da lateral faltosa é um problema que ainda não foi efetivamente solucionado até o presente momento.

A análise de TAF é uma abordagem que tem despertado interesse da comunidade científica atualmente, sendo considerada uma potencial solução para o problema das múltiplas estimativas da LF. Até então, o alto custo de implementação é citado na literatura como o principal impedimento à aplicação prática destes métodos. No entanto, os avanços tecnológicos na área de transdução digital de sinais têm viabilizado, do ponto de vista técnico

e econômico, a utilização de equipamentos que possibilitam as altas taxas de amostragem requeridas por estas técnicas (GAZZANA *et al.*, 2014). Ainda, em relação às técnicas baseadas na IA, a análise de TAF se mostra menos suscetível às condições pré-falta da rede, em especial à incerteza associada à carga (POURAHMADI-NAKHLI E SAFAVI, 2011). Por estas razões, esta abordagem foi tomada como base para o desenvolvimento da técnica proposta neste trabalho.

## **1.1 OBJETIVOS DO TRABALHO**

O objetivo geral deste trabalho é desenvolver uma metodologia capaz de fornecer uma estimativa única e confiável para a LF em SDEE ramificados, considerando a disponibilidade das medições somente no terminal local. A abordagem proposta é baseada em uma formulação alternativa das equações de Carson (CARSON, 1926), considerando a dependência da frequência e a inclusão dos efeitos pelicular e da corrente de retorno pela terra para altas frequências. Como resultado, a transformação modal dependente da frequência permite uma melhor aproximação dos parâmetros que descrevem a propagação dos transitórios em SDEE desequilibrados.

Além do desenvolvimento do método de LF proposto, os demais objetivos deste trabalho incluem a definição de modelos adequados para simulação de TAF em SDEE através do ATP/EMTP (BONEVILLE POWER ADMINISTRATION, 2007). Esta se mostra como uma importante etapa deste trabalho, tendo em vista a validação do método em diferentes cenários de teste. A partir dos resultados obtidos, será possível analisar a sensibilidade do método frente à diversos parâmetros, bem como identificar as principais limitações da técnica proposta.

## **1.2 ESTRUTURA DO TRABALHO**

O presente trabalho está estruturado em 6 capítulos, sumarizados a seguir:

O Capítulo 2 apresenta os conceitos básicos das ondas viajantes e da localização de falta, assim é dividido em dois este capítulo. A primeira parte uma revisão dos métodos de LF para SDEE disponíveis na literatura atual, com ênfase aos métodos baseados na IA, OV e TAF. Ao término desta seção é efetuada uma análise crítica dos métodos, visando explicitar a contribuição deste trabalho. A segunda parte apresenta uma síntese da teoria de ondas viajantes, enfatizando os aspectos relevantes ao desenvolvimento da metodologia proposta.

O Capítulo 3 apresenta a técnica de LF em SDEE proposta neste trabalho.

O Capítulo 4 mostra aspectos da modelagem computacional dos principais componentes dos SDEE para simulações de TAF. O capítulo inclui uma breve descrição dos modelos utilizados na validação do método, bem como os critérios considerados na seleção dos mesmos.

No Capítulo 5 são apresentados os estudos de caso, incluindo a descrição dos cenários de teste, os resultados e discussões acerca do desempenho da técnica proposta.

O Capítulo 6 é dedicado às conclusões e sugestões para possíveis trabalhos futuros relacionados à LF em SDEE.

Por fim, são apresentadas as referências bibliográficas utilizadas no desenvolvimento do trabalho. No Apêndice A é apresentado os dados dos testes detalhados nos resultados obtidos no Capítulo 5.



## 2 FUNDAMENTOS PARA LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM SDEE

Este capítulo apresenta inicialmente uma revisão das metodologias para LF em SDEE, expondo as principais características dos métodos baseados em IA, OV e TAF. Tendo em vista que este trabalho tem como foco os SDEE desequilibrados, a revisão da literatura apresentada a seguir será limitada às técnicas computacionais de LF formuladas em componentes de fase e que utilizam medições a partir de um terminal.

A segunda parte deste capítulo é dedicada aos principais conceitos utilizados no desenvolvimento da metodologia proposta, relacionados à propagação de ondas em linhas de transmissão. Inicialmente são expostas as equações fundamentais que descrevem o comportamento das tensões e correntes em linhas representadas por parâmetros distribuídos e dependentes da frequência. Destas equações são derivados dois parâmetros fundamentais ao estudo da propagação de TAF em SDEE, sendo eles a constante de propagação e a impedância característica das linhas, entre outras.

### 2.1 METODOLOGIAS PARA LOCALIZAÇÃO DE FALTAS

Apesar de as primeiras pesquisas em LF para SDEE terem surgido logo após o término da segunda guerra mundial (STRINGFIELD, MARIHART, STEVENS, 1957), a consolidação da LF como prática adotada pelas concessionárias ocorreu somente na década 90, com a criação de órgãos reguladores do setor elétrico por diversos países do mundo. Desde então, a crescente preocupação com a confiabilidade e qualidade do fornecimento de energia tem motivado o desenvolvimento de novas técnicas que permitam aliar robustez e precisão com o baixo custo de implementação (SAHA, IZYKOWSKI, ROSOLOWSKI, 2010).

As técnicas são descritas considerando sua classificação como métodos baseados na análise da IA, OV, TAF.

#### 2.1.1 Métodos Baseados na Impedância Aparente

As primeiras técnicas de LF fundamentadas na IA foram desenvolvidas para aplicação em sistemas de transmissão, considerando a representação de redes equilibradas em componentes simétricas (TAKAGI *et al.*, 1982; SRINIVASAN *et al.*, 1989; NOVOSEL *et al.*, 1995; DAS, 1998). O método de Zhu *et al.* (1997) é considerado pioneiro no uso de componentes de fase para modelagem da rede. Este trabalho representou um importante

avanço nas metodologias para LF em SDEE, tendo em vista que na prática estes sistemas raramente possuem linhas geometricamente simétricas e transpostas. A metodologia foi desenvolvida somente para a LF do tipo fase-terra, sendo a distância da falta determinada através de um processo iterativo, aplicado a sistemas equivalentes associados a cada ramal em potencial condição de falta. Estes equivalentes foram determinados através do fluxo de potência, visando à representação da rede à jusante do ponto da falta como uma carga equivalente trifásica. Na tentativa de contornar o problema das múltiplas estimativas da LF, os autores propuseram a análise das formas de onda das correntes no terminal local. Esta etapa do algoritmo resulta em uma região de possíveis locais de falta, identificada através da relação dos tempos atuação das proteções e redução no carregamento da rede com padrões pré-determinados, obtidos por meio de simulações e armazenados em uma base de dados. Embora permita reduzir a incerteza na determinação da seção em falta, esta abordagem não se mostra suficientemente generalizada, considerando que faltas em ramais distintos da rede podem produzir padrões semelhantes de operação da proteção e redução da carga. Ainda, deve-se notar que os tempos de operação da proteção dependem da magnitude das correntes de falta. Portanto, a geração de uma base de dados confiável demandaria uma quantidade significativa de simulações, considerando a variação das resistências de falta e do carregamento da rede, além de possíveis alterações na sua topologia original. O número de cenários resultantes pode tornar esta abordagem impraticável, em especial quando aplicada em sistemas de grande porte.

Lee *et al.* (2004) propuseram uma versão modificada do método de Zhu, Lubkeman e Girgis (1997), considerando a determinação dos sistemas equivalentes associados aos ramais do alimentador a partir da associação série-paralelo das impedâncias das linhas e das cargas. Apesar da melhoria em termos de eficiência computacional, o método assume a possibilidade de medição remota das correntes e tensões nas cargas, o que pode comprometer a sua viabilidade prática. De forma similar ao método de Zhu, Lubkeman e Girgis (1997), a técnica proposta contempla apenas as faltas do tipo fase-terra. Porém, a questão das múltiplas estimativas da LF não foi considerada.

Em Choi *et al.* (2007) é proposta uma formulação com base na análise direta de circuitos para a LF do tipo fase-terra e fase-fase. A formulação resultou em equações polinomiais de segunda ordem, cujos coeficientes dependem somente dos parâmetros das linhas, da impedância das cargas e das tensões e correntes medidas no terminal local. Com isso, a solução das equações pode ser obtida de forma direta, dispensando o processo iterativo

utilizado pelas técnicas descritas anteriormente. Visando mitigar os erros relacionados à incerteza no carregamento da rede, a metodologia contemplou um processo de atualização do perfil de carga, considerando a aplicação de um fator de correção uniforme às cargas do sistema. Este fator de correção corresponde ao erro relativo entre as impedâncias estimada pelo fluxo de potência e medida no terminal local.

Salim *et al.* (2009) propuseram uma metodologia que contemplou o equacionamento da LF para todos os tipos de faltas. Ao contrário das técnicas anteriores, os sistemas equivalentes entre a subestação e cada possível ramal em falta foram determinados através da análise do fluxo de potência na rede pré-falta, reduzindo assim o esforço computacional na determinação da impedância equivalente em cada nó. Como parte da metodologia, foi proposto um processo de atualização do perfil de carga similar ao apresentado por Choi *et al.* (2007).

Salim *et al.* (2011) propuseram uma formulação generalizada das equações de LF para todos os tipos de faltas, levando em consideração a componente capacitiva das linhas de distribuição. O desenvolvimento da formulação resultou em duas equações polinomiais de segunda ordem para a distância da falta, uma delas para faltas envolvendo a terra e a outra para faltas entre fases. Novamente, o problema das múltiplas estimativas da LF não foi abordado.

### **2.1.2 Métodos Baseados em Ondas Viajantes**

Poucas técnicas são encontradas na literatura atual que utilizam a análise de OV com base em medições em um terminal. Embora essencialmente voltada aos sistemas de transmissão, a metodologia apresentada por Magnago e Abur (1998) foi uma das primeiras a demonstrar a aplicação da Transformada Wavelet para fins de LF. Neste caso, o objetivo foi identificar os instantes de reflexão das OV. Os autores apresentaram duas soluções, utilizando medição em um e em dois terminais de uma linha de transmissão sem derivações. Dentre os resultados obtidos, foi demonstrada a insensibilidade do método a variações na resistência de falta.

Oliveira *et al.* (2009) propuseram um método baseado em OV para localização da seção em falta, considerando a possível existência de ruídos na rede de distribuição. A metodologia consiste na aplicação da teoria da propagação de ondas para estimar padrões de incidência das OV no terminal local, para faltas em cada ramal da rede. A identificação da lateral em falta foi efetuada através da correlação dos padrões estimados com os instantes de

incidência das OV no terminal local. Apesar do bom desempenho demonstrado, o método contemplou somente faltas do tipo fase-terra com resistência de falta nula.

### 2.1.3 Métodos Baseados em Transitórios de Altas Frequências

Swift (1979) foi um dos primeiros trabalhos a demonstrar a relação entre a frequência característica do transitório e a distância da falta, bem como a identificação desta frequência como a componente de maior amplitude no espectro. A formulação incluiu o cálculo dos valores extremos para a frequência característica, sob o pressuposto de a resistência da falta ser muito inferior à impedância característica da linha de transmissão.

O potencial de aplicação das técnicas de alta frequência para identificar o ramal em falta de SDEE radiais foi demonstrado inicialmente por Magnago e Abur (1999), sendo a distância da falta considerada como dado de entrada para a metodologia. A Transformada Wavelet discreta foi utilizada para identificar a frequência característica do transitório, a qual foi correlacionada com uma base de dados contendo as frequências características obtidas a partir de simulações de faltas em todas as barras do sistema.

Em Borghetti *et al.* (2006) foi apresentado um algoritmo para identificação do ramal em falta, utilizando a Transformada Wavelet Continua. O ramal em falta foi identificado com base na correlação entre a frequência característica do espectro e a frequência característica teórica, calculada para cada caminho possível de propagação do transitório, de acordo com (SWIFT; 1979):

$$f_p = \frac{v_l}{n_p L_p} \quad (1)$$

Onde:

$L_p$  é o comprimento do caminho de propagação  $p$  (m);

$v_l \approx 3.10^8$  m/s é a velocidade de propagação da luz no vácuo; e

$n_p$  é o coeficiente que assume os valores 2 ou 4, de acordo com os coeficientes de reflexão em ambas as extremidades do caminho  $p$ .

A análise foi efetuada considerando a transformação modal dos sinais de tensão, através da matriz de Clarke. Deve-se observar que a transformação modal por meio de matrizes constantes é aplicável aos sistemas de transmissão equilibrados, com linhas transpostas ou com simetria vertical. Esse pressuposto implica que a velocidade de propagação do transitório em (1) seja considerada igual à velocidade da luz. No entanto, a propagação de ondas em linhas polifásicas ocorre a diferentes velocidades para cada modo de

propagação (LEWIS, 1951; HEDMAN, 1965). Desta forma, tal simplificação não se mostra adequada para SDEE desequilibrados (FARIA, e BRICENO, 1997). Os autores afirmam que a matriz de transformação para o caso desequilibrado pode ser obtida através do ATP/EMTP (BONEVILLE POWER ADMINISTRATION, 2007), o que torna o método dependente da simulação computacional do circuito.

Em Borghetti *et al.* (2008), os autores propuseram uma melhoria no método proposto anteriormente por Borghetti *et al.* (2006), que consistiu na inferência da Wavelet-Mãe a partir do transitório. Isso permitiu obter um melhor desempenho na identificação das frequências características. Em Borghetti *et al.* (2010) foi proposta uma segunda melhoria, visando reduzir o erro associado à estimação da distância da falta. A técnica consistiu na determinação da diferença de tempo entre dois máximos locais dos coeficientes Wavelet. Esta informação foi então utilizada na atualização da frequência característica estimada.

Pourahmadi-Nakhli e Safavi (2011) propuseram uma técnica similar à de Borghetti *et al.* (2006). No entanto, visando identificar a relação entre a frequência característica no espectro do transitório e a lateral em falta, foi proposta a utilização de uma rede neural artificial. Os dados para treinamento da rede neural foram obtidos a partir de 498 simulações de faltas ao longo do alimentador.

De forma similar, a abordagem proposta por Sadeh, Bakhshizadeh e Kazemzadeh (2013) teve como objetivo identificar o ramal em falta, através da correlação da frequência característica do espectro do transitório com padrões de frequências obtidas por meio de simulações. A principal contribuição deste trabalho foi considerar a comparação da frequência característica principal e da secundária, resultante da reflexão e transmissão das OV nas descontinuidades da rede.

A técnica apresentada em Gazzana *et al.* (2014) utilizou o método baseado na IA proposto por Salim *et al.* (2011) para estimar a distância da falta, e a análise do transitório para eliminar as múltiplas estimativas do ramal em falta. Embora esta possa ser considerada uma abordagem híbrida, sua principal contribuição é relacionada à correlação do transitório tanto no domínio do tempo quanto da frequência, o que possibilitou a maior confiabilidade das estimativas. A correlação no domínio da frequência foi efetuada entre a frequência característica do transitório e frequências teóricas calculadas para cada ramal. Embora similar ao método de Borghetti *et al.* (2008), neste trabalho a análise do espectro foi realizada utilizando a Transformada Rápida de Fourier. A correlação no domínio do tempo foi efetuada entre o sinal transitório e sinais senoidais, com frequências múltiplas da frequência

característica teórica. Os testes em um alimentador real de 3475 barras demonstraram que a correta identificação do ramal em falta foi obtida em cerca de 50% dos casos simulados.

Khorramdel *et al.* (2014) propuseram uma técnica para LF de faltas do tipo fase-terra que utiliza a decomposição modal empírica, baseada em critérios de interpolação e modulação (AM/FM). A correlação entre a frequência característica do transitório e a frequência teórica foi efetuada por meio de uma técnica de classificação e mineração de dados, denominada regressão de vetor de núcleo. Os testes apresentados incluíram a comparação da técnica de correlação proposta com a abordagem baseada em redes neurais artificiais de Pourahmadi-Nakhli e Safavi (2011), sendo que a primeira apresentou os melhores resultados em termos da estimativa da distância das faltas. O problema das múltiplas estimativas foi abordado de maneira superficial, considerando a inclusão de um segundo terminal de medição remoto.

## 2.2 CONSIDERAÇÕES ACERCA DO ESTADO DA ARTE

A revisão da literatura permite concluir que a obtenção de múltiplas estimativas para a LF é uma limitação inerente aos métodos baseados na análise da IA. Logo, sem levar em consideração a determinação do ramal em falta, estas técnicas contemplam de forma parcial a solução do problema. Os métodos propostos por Zhu, Lubkeman *et al.* (1997), Magnago e Abur (1999), Pourahmadi-Nakhli e Safavi (2011) e Sadeh; Bakhshizadeh; Kazemzadeh (2013) visam identificar o ramal em falta a partir da correlação dos sinais medidos no terminal local com diferentes parâmetros provenientes de simulações. No entanto, a dependência de simulações torna necessário que estas sejam efetuadas sempre que houver alguma alteração na topologia da rede ou incremento de carga, o que demanda disponibilidade de pessoal com conhecimento específico por parte da concessionária. Ainda, não há garantias de que as simulações contemplem os cenários de faltas necessários para o desempenho satisfatório dos métodos.

A técnica apresentada em Borghetti *et al.* (2006) serviu como base para diversas metodologias que utilizaram a análise do TAF posteriormente, tais como Borghetti *et al.* (2008), Pourahmadi-Nakhli e Safavi (2011), Sadeh, Bakhshizadeh e Kazemzadeh (2013) e Gazzana *et al.* (2014). Em comum, estas técnicas consideram a transformação modal dos sinais do transitório através de matrizes constantes, assumindo a disposição simétrica e a transposição das linhas. O uso da matriz de Clarke é uma alternativa para a razoável complexidade envolvida na modelagem da rede a partir de parâmetros dependentes da frequência, mas implica a introdução de erros na estimativa das velocidades de propagação e

dos demais parâmetros modais que descrevem o comportamento dos transitórios. As velocidades associadas aos modos de propagação geralmente apresentam variações representativas entre si, em especial no caso de faltas assimétricas (FARIA, 1997). Como alternativa, Borghetti, *et al.* (2008) considera a obtenção da matriz de transformação por meio do ATP/EMTP (DOMMEL, 1992). Desta forma, o método torna-se dependente da simulação computacional para a obtenção de um modelo mais preciso da rede.

Ao contrário das técnicas anteriormente descritas, a metodologia proposta neste trabalho é baseada na modelagem da rede a partir de matrizes dependentes da frequência e considerando a correção das equações de Carson para altas frequências. A modelagem analítica dispensa quaisquer dados provenientes de simulações, além de resultar em uma maior exatidão no cálculo dos parâmetros que descrevem a propagação dos transitórios no domínio modal. Este aspecto pode ser considerado como a principal contribuição da metodologia proposta.

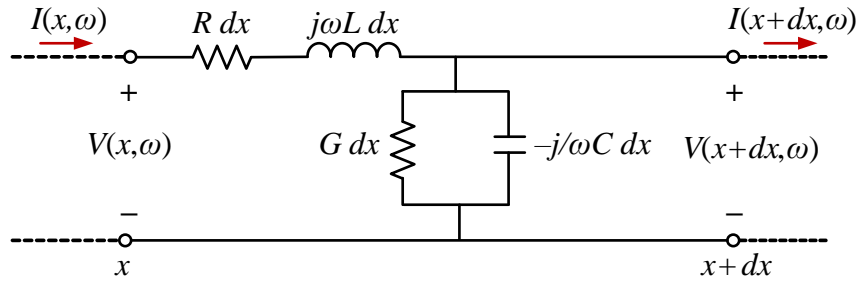
### **2.3 PROPAGAÇÃO DE ONDAS EM LINHAS DE TRANSMISSÃO**

Esta seção tem como objetivo apresentar os principais conceitos relacionados à propagação de ondas em linhas de transmissão. Iniciando com as equações da linha, e destas equações são derivados os parâmetros de propagação e a impedância característica das linhas. Posteriormente, serão abordados aspectos relacionados à reflexão e refração das ondas. O fenômeno da reflexão será discutido em maiores detalhes, tendo em vista a importância da determinação dos coeficientes associados às reflexões nas terminações e discontinuidades ao longo das redes de distribuição. Vale observar que o escopo da seção não contempla uma exposição detalhada da teoria da propagação de ondas. Alguns tópicos, tais como a atenuação e distorção das ondas não serão comentados, pois não se mostram significativamente relevantes à metodologia apresentada neste trabalho. Maiores detalhes acerca da teoria de ondas podem ser encontrados em Benson (1991), Cardoso (2011) e Zanetta (2003).

#### **2.3.4 Equações de Ondas, Constante de propagação e Impedância Característica**

As equações que descrevem o comportamento das tensões e correntes em um ponto  $x$  de uma linha de transmissão uniforme são obtidas considerando a Figura 2, onde é mostrada a representação de uma seção de linha monofásica com comprimento infinitesimal  $dx$  (m).

**Figura 2. Modelo de linha de transmissão com parâmetros distribuídos.**



Fonte: (BENSON, BENSON, 1991; CARDOSO, 2011).

Para  $dx \rightarrow 0$ , a Figura 2 representa uma linha com parâmetros uniformemente distribuídos, onde:

$R$  é a resistência ( $\Omega/m$ );

$L$  é a indutância ( $\Omega/m$ );

$C$  é a capacitância ( $\Omega/m$ );

$G$  é a condutância ( $\Omega/m$ ) da linha; e

$V(x, \omega)$  e  $I(x, \omega)$  são as magnitudes dos sinais periódicos de tensão (V) e corrente (A) com frequência angular  $\omega$  (rad./s).

A partir da Figura 2 é possível obter as seguintes relações:

$$-\frac{\partial V(x, \omega)}{\partial x} = ZI(x, \omega) \partial x \quad (2)$$

$$-\frac{\partial I(x, \omega)}{\partial x} = YV(x, \omega) \partial x \quad (3)$$

Onde:

$Z = R + j\omega L$  é a impedância série da linha ( $\Omega$ ); e

$Y = G + j\omega C$  é a admitância em derivação da linha ( $\Omega$ ).

Diferenciando (2) e substituindo (3), tem-se:

$$\frac{\partial^2 V(x, \omega)}{\partial x^2} = \gamma^2 V(x, \omega) \quad (4)$$

Onde:

$$\gamma = \sqrt{ZY} \quad (5)$$

é a constante de propagação de linha ( $m^{-1}$ ).



Pode-se notar em (5) que a constante de propagação é um número complexo, podendo ser expresso como:

$$\gamma = \alpha + j\beta \quad (6)$$

Onde:

$\alpha$  é a constante de atenuação da linha (nepers); e

$\beta$  é a constante de deslocamento de fase (radianos).

A constante  $\alpha$  define a taxa de atenuação da onda e depende da frequência e da velocidade de propagação da mesma. Por sua vez,  $\beta$  define a periodicidade espacial e a velocidade de propagação da onda para uma dada frequência (LEWIS, 1951), de acordo com:

$$v_f = \frac{\omega}{\beta} \quad (7)$$

Onde  $v_f$  é a velocidade de propagação de fase da onda (m/s).

A impedância de surto ou impedância característica de uma linha de transmissão é um parâmetro importante no estudo da propagação de ondas em linhas de transmissão, sendo definida como (BENSON, BENSON, 1991):

$$Z_o = \sqrt{\frac{Z}{Y}} \quad (8)$$

Onde  $Z_o$  é a impedância de surto ou característica de uma linha de transmissão ( $\Omega/m$ ).

Os parâmetros descritos até então foram definidos a partir do modelo de linha monofásica mostrada na Figura 2. Por sua vez, as linhas polifásicas consideram além da impedância própria, os termos associados à indutância mútua entre os condutores, o que implica na modificação de (2) e (3) (ARAÚJO e NEVES, 2005):

$$-\frac{\partial \mathbf{V}(x, \omega)}{\partial x} = \mathbf{Z}\mathbf{I}(x, \omega) \quad (9)$$

$$-\frac{\partial \mathbf{I}(x, \omega)}{\partial x} = \mathbf{Y}\mathbf{V}(x, \omega) \quad (10)$$

Onde:

$\mathbf{V}$  e  $\mathbf{I}$  são as matrizes-coluna  $n \times 1$  das tensões (V) e correntes (A);

$\mathbf{Z}$  e  $\mathbf{Y}$  são as matrizes impedância e admitância ( $\Omega/m$ ) de ordem  $n$ ;

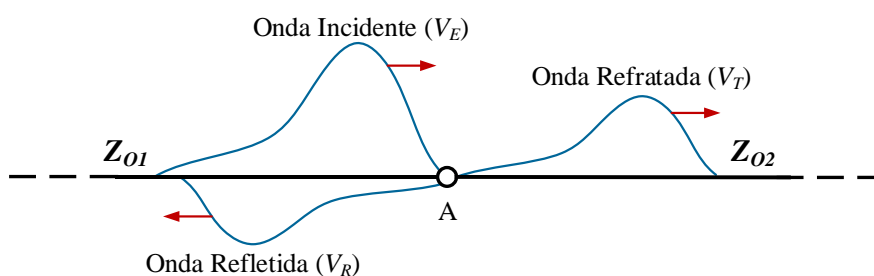
$n$  é o número de condutores (fases) da linha.

Observa-se que para linhas polifásicas as grandezas em (5)-(8) são matriciais, de forma similar a (9) e (10).

### 2.3.5 Reflexão e Refração de OV

Até então a propagação das OV foi abordada considerando o deslocamento de uma única frente de onda em uma linha de transmissão. No entanto, sempre que a onda atinge um ponto de descontinuidade na rede, novas frentes de onda são originadas por meio da reflexão e refração da onda incidente. A reflexão e a refração ocorrem sempre que ocorre mudança nas propriedades do meio de propagação. No caso dos SDEE, estas mudanças são associadas às transições entre linhas com impedâncias características distintas, terminais da rede ou o ponto de ocorrência de uma falta (HE, 2016). A Figura 3 mostra uma representação destes fenômenos, supondo a incidência de uma OV em um ponto de descontinuidade A, onde ocorre a mudança do meio de propagação com impedância  $Z_{o1}$  para o meio de propagação com impedância  $Z_{o2}$ .

**Figura 3. Reflexão e refração de uma OV.**



Fonte: (HE, 2016).

De acordo com a Figura 3, as tensões e as correntes no ponto de descontinuidade A podem ser relacionadas entre si de acordo com (11) e (12), respectivamente (HE, 2016):

$$V_T = V_E + V_R \quad (11)$$

$$I_T = I_E + I_R \quad (12)$$

Onde:

$V_T$  e  $I_T$  são a tensão (V) e a corrente (A) refratadas, respectivamente;

$V_E$  e  $I_E$  são a tensão (V) e a corrente (A) incidentes, respectivamente; e

$V_R$  e  $I_R$  são a tensão (V) e a corrente (A) refletidas, respectivamente.

Ainda, pela da lei de Ohm:

$$I_T = V_T / Z_{o2} \quad (13)$$

$$I_R = -V_R / Z_{o1} \quad (14)$$

$$I_E = V_E / Z_{o1} \quad (15)$$

Substituindo (11), (13)-(15) em (12), tem-se como resultado (HE, 2016):

$$V_R = \rho V_E \quad (16)$$

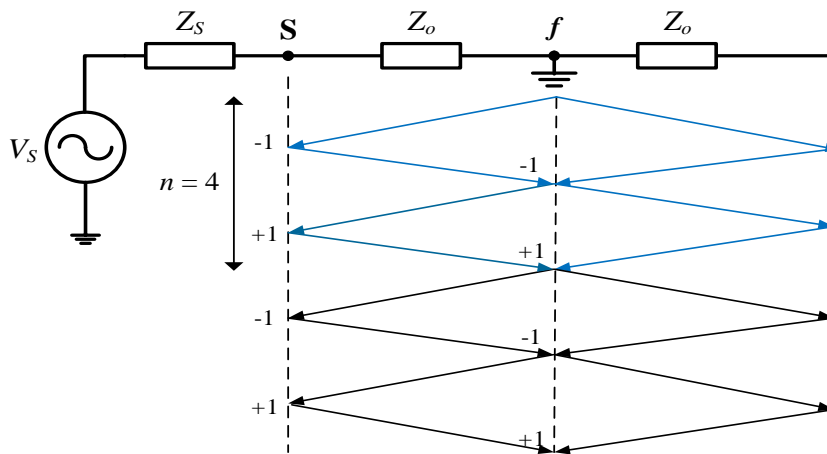
Onde:

$$\rho = \frac{Z_{o2} - Z_{o1}}{Z_{o2} + Z_{o1}} \quad (17)$$

é o coeficiente de reflexão de tensão.

As reflexões e refrações que ocorrem durante a propagação das OV usualmente são representadas através do diagrama de Lattice ou diagrama de treliças (JOHNSON, 1980). Na Figura 4 é mostrado um diagrama de treliças que representa as reflexões de uma OV em um alimentador em falta.

**Figura 4. Reflexões de uma OV em um alimentador em falta.**



Na Figura 4:

$V_s$  e  $Z_s$  são a tensão (V) e a impedância equivalente ( $\Omega$ ) da fonte, respectivamente;

$Z_o$  é a impedância característica da linha ( $\Omega$ ); e

$n$  é o período do sinal do coeficiente de reflexão.

Na Figura 4 são indicados os valores dos coeficientes de reflexão entre a fonte e a linha (nó S), bem como entre a linha e a falta (nó f). Em altas frequências o gerador comporta-se como um circuito aberto, logo o coeficiente de reflexão associado ao nó S é igual a +1. No

caso em que os terminais têm sinais diferentes, o período da onda contém quatro reflexões. Assim, o sinal do coeficiente de reflexão inverte-se a cada 4 reflexões. Por outro lado, quando coeficientes de reflexão de dois terminais têm o mesmo sinal (os dois terminais são circuitos abertos ou curtos circuitos), o período da onda contém 2 reflexões.

Os coeficientes de reflexão associados aos nós da fonte ( $\rho_s$ ) e da falta ( $\rho_f$ ) são números complexos, obtidos a partir da expressão geral (17). No domínio da frequência, estes coeficientes são expressos por (HE, 2016):

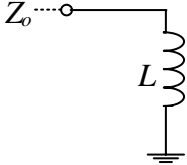
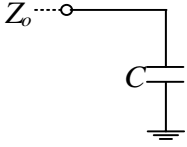
$$\rho_s = |\rho_s| e^{j\theta_s} = \frac{Z_s - Z_o}{Z_s + Z_o} \quad (18)$$

$$\rho_f = |\rho_f| e^{j\theta_f} = \frac{Z_f - Z_o}{Z_f + Z_o} \quad (19)$$

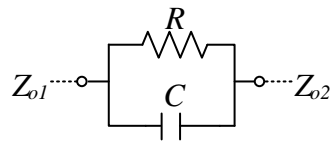
Onde  $\theta_s$  e  $\theta_f$  são os ângulos (rad.) dos coeficientes de reflexão  $\rho_s$  e  $\rho_s$ , respectivamente.

A partir de (18) e (19) podem ser identificados alguns casos especiais, associados às terminações da rede e ao ponto de ocorrência da falta. No caso de uma linha em curto-circuito franco, tem-se  $Z_f = 0$  e como resultado, coeficiente de reflexão  $\rho_f = -1$ . Para os demais casos, o coeficiente de reflexão pode ser determinado considerando as diferentes combinações de elementos que caracterizam as descontinuidades ou terminações da rede, conforme mostrado no Quadro 1 (BEWLEY, 1931).

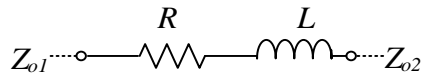
**Quadro 1. Índices de reflexão de terminais e bifurcação de linha.**

Terminações da linha	Índice de Reflexão ( $\rho$ )
	1
	-1

	$\frac{R - Z_o}{R + Z_o}$
	$-1$
	$-1$
	$-1$
Conexões entre linhas	Índice de Reflexão ( $\rho$ )
	$\frac{Z_{o2} - Z_{o1}}{Z_{o1} + Z_{o2}}$
	$\frac{Z_{o2} - Z_{o1}}{Z_{o1} + Z_{o2}}$
	$1$
	$\frac{R + Z_{o2} - Z_{o1}}{R + Z_{o1} + Z_{o2}}$



$$\frac{Z_{o2} - Z_{o1}}{Z_{o1} + Z_{o2}}$$



$$1$$

---



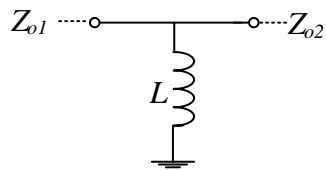
---

**Derivações de linhas**
**Índice de Reflexão ( $\rho$ )**

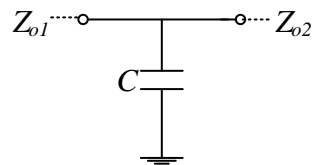

---



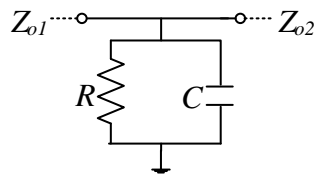
---



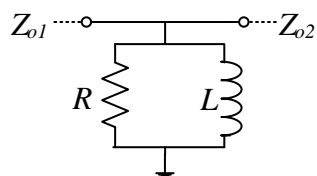
$$\frac{Z_{o2} - Z_{o1}}{Z_{o1} + Z_{o2}}$$



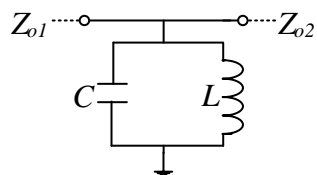
$$-1$$



$$-1$$



$$\frac{RZ_{o2} - RZ_{o1} - Z_{o1}Z_{o2}}{RZ_{o2} + RZ_{o1} + Z_{o1}Z_{o2}}$$



$$-1$$


---



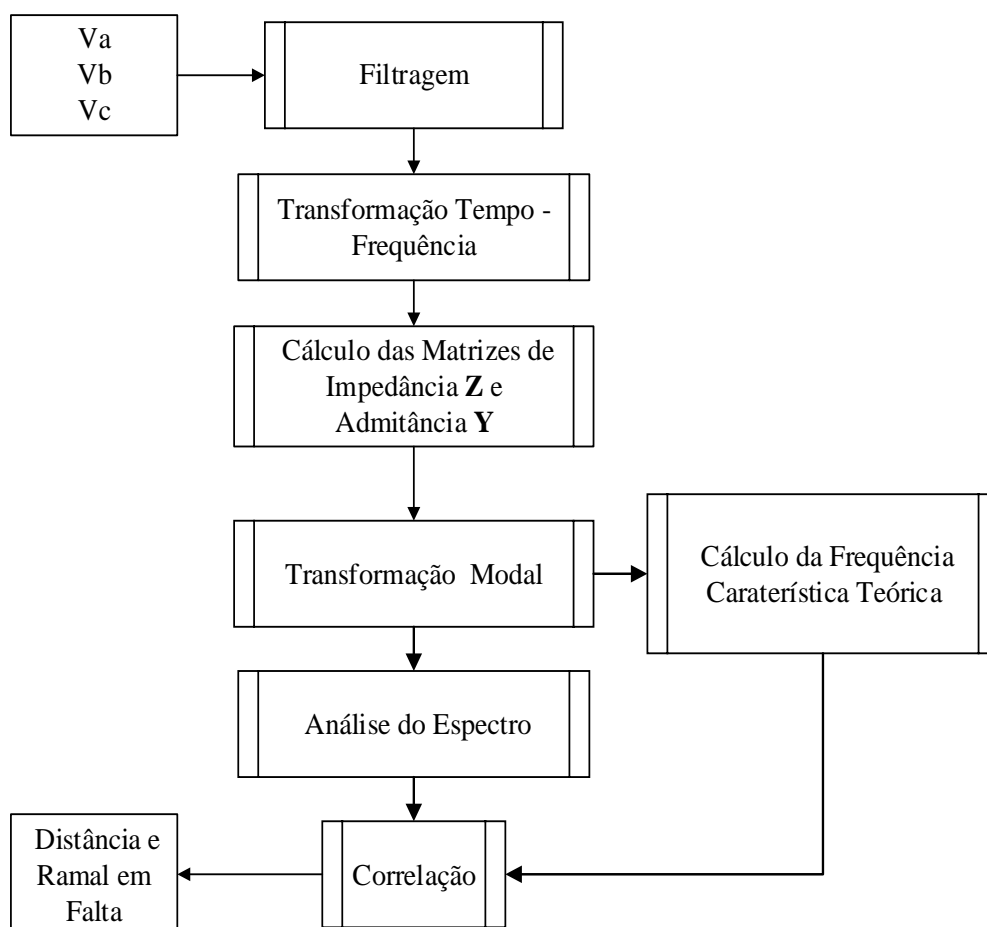
---

Fonte: (BEWLEY, 1931).

### 3 METODOLOGIA PROPOSTA

A metodologia proposta utiliza a análise de TAF para estimar a distância da falta e o ramal do alimentador no qual a mesma se encontra, mitigando assim o problema das múltiplas estimativas da LF. A técnica foi desenvolvida visando a aplicação em SDEE desequilibrados, utilizando medições somente no terminal local. Dentre suas principais contribuições, destaca-se a determinação analítica da matriz de transformação modal a partir da modelagem das linhas de distribuição com parâmetros dependentes da frequência e, além disso, as equações de Carson modificadas para inclusão dos fenômenos associados às altas frequências. Com uma modelagem mais detalhada da rede, é possível reduzir os erros nas estimativas da LF. A Figura 5 mostra um fluxograma das etapas envolvidas no processo de LF proposto neste trabalho.

**Figura 5. Fluxograma da metodologia proposta para LF em SDEE.**



A metodologia assume a existência de uma etapa anterior para detecção e classificação da falta, bem como a disponibilidade dos sinais das tensões trifásicas durante a falta, por meio

de um oscilógrafo. Considerando estes pressupostos, as etapas representadas na Figura 5 são detalhadas a seguir.

### 3.1 FILTRAGEM

A filtragem dos sinais de tensão associados ao transitório é efetuada utilizando um filtro passa altas para assegurar que as componentes espectrais serão avaliadas em uma escala adequada. A frequência fundamental é a componente do espectro que possui a maior energia em relação às demais frequências, logo deve ser removida. Neste trabalho, foi adotado o filtro passa-altas do tipo Butterworth de ordem 3 (OLIVEIRA; 2007). Para a determinação da frequência de corte, é proposta uma abordagem adaptativa, a qual será calculada para cada alimentador a ser analisado, considerando que a frequência mais baixa no espectro do transitório ocorre para as faltas na barra mais distante em relação ao terminal de medição. Deste modo, a frequência de corte do filtro ( $\omega_c$ ) é calculada de acordo com:

$$\omega_c = \frac{v_l}{2d_{max}} \quad (20)$$

Onde:

$v_l \approx 3.10^8$  m/s é a velocidade de propagação da luz no vácuo; e

$d_{max}$  é o comprimento da rede até a barra mais distante do terminal local (m).

A função de transferência do filtro Butterworth é dada por (INGLE e PROAKIS, 2011)

$$|H(j\omega)| = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\omega_o}{\omega_c}\right)^{2N_F}}} \quad (21)$$

Onde:

$\omega_c$  é a frequência de corte do filtro;

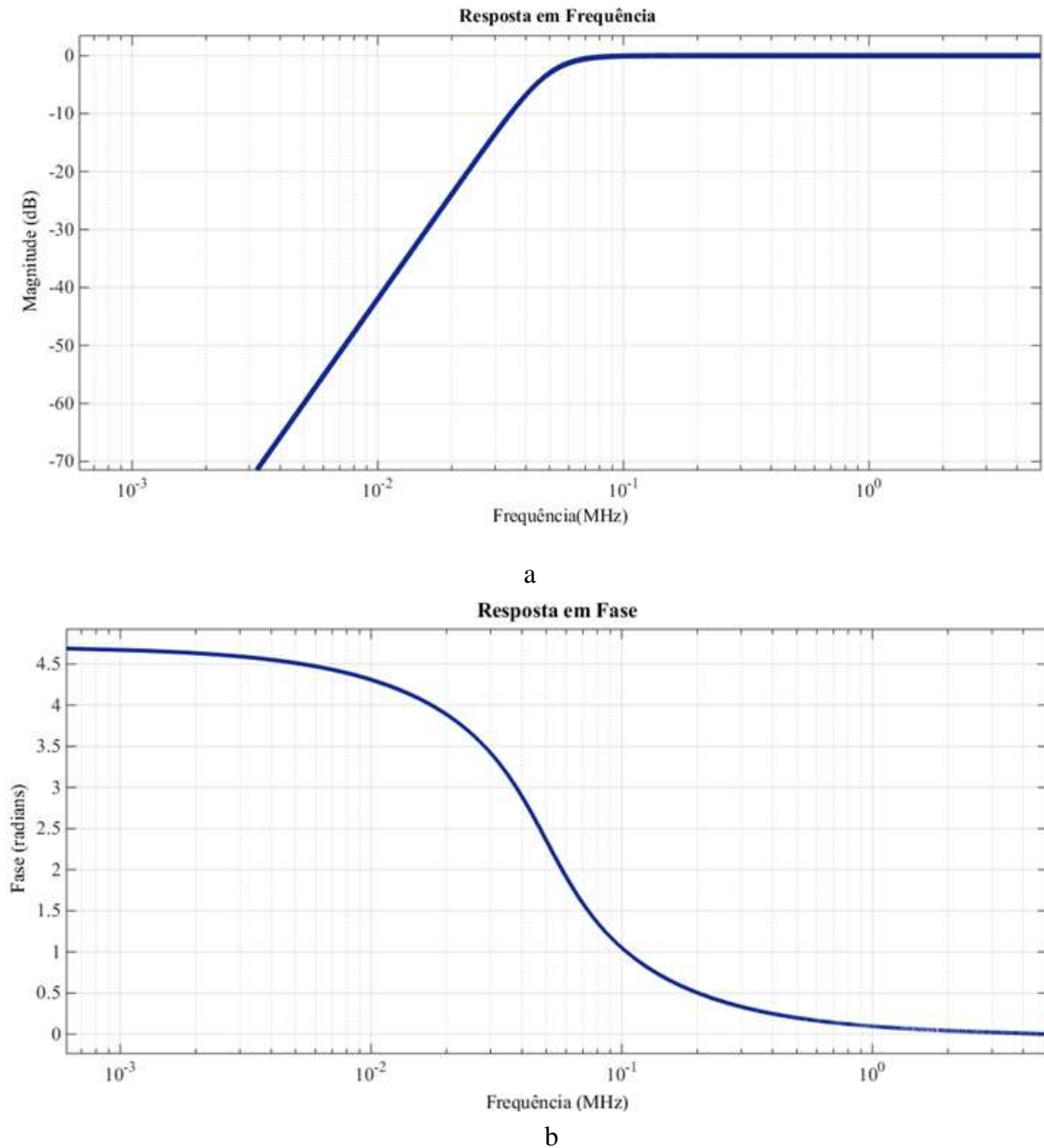
$\omega_o$  é um componente de frequência do sinal de entrada e;

$N_F$  é o ordem o filtro.

O filtro Butterworth foi escolhido devido à sua resposta em magnitude aproximadamente plana nas bandas de passagem e rejeição. A Figura 6 mostra as respostas em magnitude (a) e fase (b) do filtro do Butterworth para a frequência de corte de 50 kHz.



Figura 6. Respostas (a) em magnitude e (b) em fase do filtro Butterworth para  $\omega_c = 50$  kHz.



### 3.2 TRANSFORMAÇÃO TEMPO-FREQUÊNCIA

O espectro do transitório apresenta diferentes distribuições de frequências de acordo com a localização das faltas. Conforme comentado anteriormente, a transformação tempo-frequência do sinal transitório permite identificar a frequência característica associada a uma falta específica, sendo esta frequência caracterizada pela maior amplitude dentre as demais componentes do espectro das tensões trifásicas. Nesta etapa, a frequência característica é

determinada visando o cálculo das matrizes impedância e admitância das linhas, conforme descrito na seção a seguir.

Neste trabalho, a transformação tempo-frequência dos sinais de tensão é efetuada pela aplicação da Transformada de Fourier Janelada, expressa de acordo com (OPPENHEIM e SCHAFER, 2009):

$$X(\omega, m) = \sum_{n=0}^{N-1} x[n] w_s[n-m] e^{-j\omega_k n}, \quad k = 1, \dots, K-1. \quad (22)$$

Onde:

$x[n]$  é a  $n$ -ésima amostra do sinal de tensão no domínio do tempo (V);

$N$  é o número total de amostras do sinal;

$K$  é o número de componentes do espectro;

$m$  é o tamanho da janela;

$\omega_k = 2\pi k/K$ ; e

$w_s$  é a função janela de Hamming representada pela série:

$$w_s = \begin{cases} 0,54 - 0,46 \cos\left(\frac{2\pi n}{m}\right), & \text{para } 0 \leq n \leq m. \\ 0, & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (23)$$

A energia associada à componente de frequência  $k$  é normalizada em relação à maior energia identificada no espectro do transitório, conforme (24):

$$E_k = \frac{X(\omega_k, m)^2}{\max_k \{X(\omega_k, m)^2\}}, \quad k = 1, \dots, K-1. \quad (24)$$

### 3.3 CÁLCULO DAS MATRIZES IMPEDÂNCIA E ADMITÂNCIA

A modelagem de sistemas desequilibrados para aplicações que envolvem a análise em regime permanente é um assunto bastante abordado na literatura atual, sendo descrito em detalhes em Kersting (2002). O cálculo dos parâmetros das linhas na frequência fundamental permite simplificações nas equações de Carson (1926), as quais não são aplicáveis para a análise de TAF. Desta forma, neste trabalho a matriz impedância das linhas  $\mathbf{Z}$  é calculada considerando sua dependência da frequência. Essa abordagem se mostra mais rigorosa no que diz respeito à análise do comportamento do transitório, tendo em vista que o modelo considera além do desequilíbrio entre as fases, a modificação das equações de Carson (1926) para inclusão dos efeitos da circulação de corrente pela terra para o caso dos TAF

(DOMMEL, 1996). Além disso, a metodologia considera o efeito pelicular, o qual demonstra relevância nas faixas de frequências de interesse.

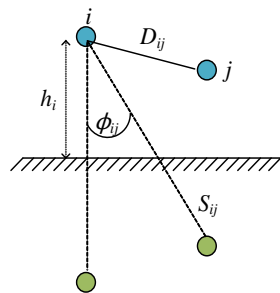
Por sua vez, a matriz de admitância de linha  $\mathbf{Y}$  é determinada com o equacionamento típico apresentado em Kersting (2002), tendo em vista que não requer modificações para aplicações em frequências inferiores a 1 MHz (HEDMAN, 1965).

Posteriormente, as matrizes impedância e admitância da linha são utilizadas na determinação da matriz de transformação modal dependente da frequência. Este modelo representa uma das principais contribuições deste trabalho, permitindo uma maior exatidão no cálculo dos parâmetros de propagação das OV para frequências específicas, e conseqüentemente, a eliminação de erros em vários estágios do processo de LF. Ainda, esta abordagem possibilita eliminar as aproximações usualmente consideradas, bem como a necessidade de simulações computacionais para obtenção da matriz de transformação modal.

### 3.3.1 Cálculo da Matriz Impedância

A determinação da matriz impedância das linhas ( $\mathbf{Z}$ ) é efetuada a partir das equações de Carson, (1926), as quais são baseadas no método das imagens. Este método assume que cada condutor possui uma imagem associada, localizada à mesma distância abaixo do solo. O método é ilustrado na Figura 7, a qual mostra dois condutores representados por  $i$  e  $j$ .

**Figura 7. Condutores de uma linha e suas imagens.**



Fonte: (DOMMEL, 1996).

Na matriz  $\mathbf{Z}$ , os elementos da diagonal principal ( $Z_{ii}$ ) representam as impedâncias próprias dos condutores, sendo dados por (25). Os elementos fora da diagonal ( $Z_{ij}$ ) são as impedâncias mútuas, as quais representam o acoplamento entre as fases  $i$  e  $j$ , onde  $i, j \in \{a, b, c\}$  são as fases da linha. Estes elementos são calculados de acordo com (26) (DOMMEL, 1996).

$$Z_{ii} = R_i + \Delta R_{ii} + j \left( \omega \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{2h_i}{r_i} + X_i + \Delta X_{ii} \right) \quad (25)$$

$$Z_{ij} = \Delta R_{ij} + j \left( \omega \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{S_{ij}}{D_{ij}} + \Delta X_{ij} \right) \quad (26)$$

Onde:

$\omega$  é a frequência associada à maior energia no espectro do transitório (rad.);

$R_i$  é a resistência AC do condutor ( $\Omega/m$ );

$X_i$  é a reatância própria do condutor ( $\Omega/m$ );

$h_i$  é a altura do condutor em relação ao solo (m);

$r_i$  é o raio do condutor  $i$  (m);

$S_{ij}$  é a distância entre o condutor  $i$  e a imagem do condutor  $j$  (m);

$D_{ij}$  é a distância entre os condutores das fases  $i$  e  $j$  (m);

$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  H/m é a permeabilidade magnética do vácuo; e

$\Delta R_{ii}$ ,  $\Delta R_{ij}$ ,  $\Delta X_{ii}$  e  $\Delta X_{ij}$  são fatores de correção que consideram o efeito da corrente de retorno pela terra ( $\Omega/m$ ).

O cálculo da resistência ( $R_i$ ) e da reatância ( $X_i$ ) do condutor considerando o efeito pelicular é descrito na Seção 3.3.2. Os fatores de correção  $\Delta R_{ii}$ ,  $\Delta R_{ij}$ ,  $\Delta X_{ii}$  e  $\Delta X_{ij}$  tem efeito significativo nas componentes resistivas da matriz impedância para frequências na faixa da frequência fundamental até 1 MHz (HEDMAN, 1965). Segundo Dommel (1996), estes fatores dependem do coeficiente dado por:

$$a = 1,12 \cdot 10^{-3} S \sqrt{\frac{\omega}{\rho}} \quad (27)$$

Onde  $\rho$  é a resistividade do solo ( $\Omega \cdot m$ ); e

$$S = \begin{cases} 2h_i & \text{para } i = j. \\ S_{ij}, & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (28)$$

Para  $a \leq 5$ , os fatores de correção são calculados de acordo com (29) e (30) (DOMMEL, 1996):

$$\begin{aligned}
\Delta R_{ij} = 4\omega \times 10^{-7} \left\{ \frac{\pi}{8} - b_1 a \cos(\phi_{ij}) \right. \\
+ b_2 \left[ (c_2 - \ln(a)) a^2 \cos(2\phi_{ij}) + a^2 \sin(2\phi_{ij}) \right] \\
+ b_3 a^3 \cos(3\phi_{ij}) \\
- d_4 a^4 \cos(4\phi_{ij}) \\
- b_5 a^5 \cos(5\phi_{ij}) \\
+ b_6 \left[ (c_6 - \ln(a)) a^6 \cos(6\phi_{ij}) + a^6 \sin(6\phi_{ij}) \right] \\
+ b_7 a^7 \cos(7\phi_{ij}) \\
\left. - d_8 a^8 \cos(8\phi_{ij}) + \dots \right\}
\end{aligned} \tag{29}$$

$$\begin{aligned}
\Delta X_{ij} = 4\omega \times 10^{-7} \left\{ \frac{1}{2} [0,61593 - \ln(a)] + b_1 a \cos(\phi_{ij}) \right. \\
- d_2 a^2 \cos(2\phi_{ij}) \\
+ b_3 a^3 \cos(3\phi_{ij}) \\
- b_4 \left[ (c_4 - \ln(a)) a^4 \cos(4\phi_{ij}) + \phi_{ij} a^4 \sin(4\phi_{ij}) \right] \\
+ b_5 a^5 \cos(5\phi_{ij}) \\
- d_6 a^6 \cos(6\phi_{ij}) \\
+ b_7 a^7 \cos(7\phi_{ij}) \\
\left. - b_8 \left[ (c_8 - \ln(a)) a^8 \cos(8\phi_{ij}) + \phi_{ij} a^8 \sin(8\phi_{ij}) \right] + \dots \right\}
\end{aligned} \tag{30}$$

Onde  $\phi_{ij}$  é o ângulo entre os condutores das fases  $i$  e  $j$  da linha, conforme mostrado na Figura 7. Observa-se que (29) e (30) são válidas inclusive para  $i = j$ , sendo que neste caso  $\phi_{ij} = \phi_{ii} = 0$ . Os coeficientes  $b_k$ ,  $c_k$ , e  $d_k$  ( $k = 1, 2, \dots$ ) são calculados através de (31), (32) e (33), respectivamente.

$$b_k = \begin{cases} \frac{\sqrt{2}}{6} & \text{para } k = 1. \\ \frac{1}{16} & \text{para } k = 2. \\ \mathbf{b}_{k-2} \frac{\text{sign}}{k(k+2)}, & \text{caso contrário.} \end{cases} \tag{31}$$

$$c_k = \begin{cases} 0 & \text{para } k = 1. \\ 1,3659 & \text{para } k = 2. \\ c_{k-2} + \frac{1}{k} + \frac{1}{k+2}, & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (32)$$

$$d_k = \frac{\pi}{4} b_k \quad (33)$$

Em (31), o operador *sign* assume os valores +1 e -1 de forma alternada, a cada 4 valores sucessivos de  $k$ . Como exemplo,  $sign = +1$  para  $k = 1, 2, 3, 4$  e  $sign = -1$  para  $k = 5, 6, 7, 8$ .

Para  $a > 5$ ,  $\Delta R_{ij}$  e  $\Delta X_{ij}$  são calculados a partir de (34) e (35) respectivamente (DOMMEL, 1996).

$$\Delta R_{ij} = \frac{4\omega \times 10^{-4}}{\sqrt{2}} \left\{ \frac{\cos \phi_{ij}}{a} - \frac{\sqrt{2} \cos 2\phi_{ij}}{a^2} + \frac{\cos 3\phi_{ij}}{a^3} + \frac{3 \cos 5\phi_{ij}}{a^5} - \frac{45 \cos 7\phi_{ij}}{a^7} \right\} \quad (34)$$

$$\Delta X_{ij} = \frac{4\omega \times 10^{-4}}{\sqrt{2}} \left\{ \frac{\cos \phi_{ij}}{a} - \frac{\cos 3\phi_{ij}}{a^3} + \frac{3 \cos 5\phi_{ij}}{a^5} + \frac{45 \cos 7\phi_{ij}}{a^7} \right\} \quad (35)$$

Da mesma forma que (29) e (30), (34) e (35) também são válidas para  $i = j$ , tal que neste caso,  $\phi_{ij} = \phi_{ii} = 0$ .

### 3.3.2 Efeito Pelicular

O efeito pelicular ocorre devido à distribuição não-uniforme do fluxo magnético no interior de um condutor, o que resulta na diminuição da densidade de corrente no interior e aumento da densidade de corrente na superfície do condutor. Este efeito resulta no aumento da resistência e redução da indutância do condutor com o aumento da frequência (HEDMAN, 1983).

A determinação efeito pelicular envolve a solução de equações diferenciais de 2º ordem por meio de funções de Bessel. Tendo em vista o escopo da metodologia proposta e a relativa complexidade do desenvolvimento matemático destas funções, a dedução das mesmas não é contemplada neste trabalho. Uma descrição detalhada acerca deste assunto pode ser encontrada em Abramowitz e Stegun (1972).

O cálculo da resistência ( $R_i$ ) e da reatância ( $X_i$ ) do condutor considerando o efeito pelicular é efetuado a partir de (36) e (37), respectivamente (STEVENSON, 1966).

$$R_i = \frac{mr R_i^0}{2} \frac{ber(mr)bei'(mr) - bei(mr)ber'(mr)}{bei'(mr)^2 + ber'(mr)^2} \quad (36)$$

$$\omega L_i = \frac{\delta m}{2\pi r} \frac{bei(mr)bei'(mr) + ber(mr)ber'(mr)}{bei'(mr)^2 + ber'(mr)^2} \quad (37)$$

Onde:

$R_i^0$  é a resistência em corrente contínua do condutor da fase  $i$  ( $\Omega/m$ );

$\delta$  é a resistividade do condutor ( $\Omega/m$ );

$r$  é o raio do condutor (m);

$ber$  e  $ber'$  são as funções reais de Bessel de primeira e segunda ordem; e

$bei$  e  $bei'$  são as funções imaginárias de Bessel de primeira e segunda ordem; e

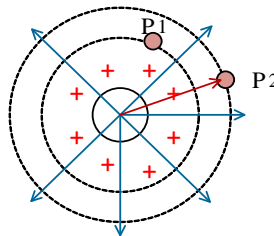
$$m = \sqrt{\frac{\omega \mu_o \mu_r}{R_i^0}} \quad (38)$$

Onde  $\mu_r$  é a permeabilidade relativa do condutor.

### 3.3.3 Cálculo da Matriz Admitância Shunt

A admitância de uma linha de transmissão é composta pela condutância e pela susceptância capacitiva. A condutância normalmente é ignorada, pois tem valor muito reduzido em relação à susceptância (KERSTING, 2002). A capacitância de uma linha é resultado da diferença de potencial entre os condutores carregados. A Figura 8 mostra o campo elétrico associado a um condutor com seção circular. As linhas equipotenciais concêntricas representam a diferença de potencial entre os pontos  $P_1$  e  $P_2$ .

**Figura 8. Campo elétrico de um condutor circular.**



Fonte:(Kersting, 2002).

A capacitância entre os pontos  $P_1$  e  $P_2$  pode ser calculada como função da diferença de potencial e da distância entre os mesmos. Aplicando o princípio da superposição este conceito pode ser estendido, permitindo o cálculo da capacitância entre os condutores, bem como entre os condutores e a terra (KERSTING, 2002). O método das imagens ilustrado na Figura 7 é

utilizado no cálculo da diferença de potencial entre os condutores, resultando na matriz coeficientes de potencial ( $\mathbf{Q}$ ). Os elementos pertencentes à diagonal principal da matriz são chamados coeficientes de potencial próprio, dados por (39). Os elementos fora da diagonal da matriz são os coeficientes de potencial mútuo, calculados a partir de (40) (KERSTING, 2002).

$$Q_{ii} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{2h_i}{r_i} \quad (39)$$

$$Q_{ij} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{S_{ij}}{D_{ij}} \quad (40)$$

Onde  $\epsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12}$  F/m é a permissividade do vácuo.

Por fim, a matriz de admitância  $\mathbf{Y}$  é obtida de acordo com (41) (KERSTING, 2002).

$$\mathbf{Y} = j\omega\mathbf{Q}^{-1} \quad (41)$$

Vale lembrar que (39) e (40) são válidas para frequências de até 1 MHz (HEDMAN, 1965; MARTI, 1981).

### 3.4 TRANSFORMAÇÃO MODAL

A transformação modal consiste na decomposição de um sistema de  $n$  fases em  $n$  modos independentes entre si. A vantagem da representação no domínio modal é o desacoplamento entre as fases da linha, o que facilita a análise do comportamento das tensões e correntes ao longo da linha. A decomposição modal de sistemas de transmissão equilibrados geralmente é efetuada por meio de matrizes constantes e reais, tais como as matrizes de Clarke, Fortescue e Karrembauer. No caso especial das linhas trifásicas não-transpostas que apresentam simetria vertical, a aplicação da matriz de Clarke resulta em um modo de propagação exato e dois modos mutuamente acoplados, denominados quase-modos. Esta matriz é utilizada pela grande maioria das técnicas de LF baseadas em TAF encontradas na literatura, sendo que esta abordagem não se mostra adequada para o caso das linhas desequilibradas que compõem os SDEE (FARIA, e BRICENO 1997).

No caso geral dos sistemas desequilibrados a decomposição nos modos de propagação é efetuada através da matriz de transformação  $\mathbf{P}$ , cujas colunas da matriz  $\mathbf{P}$  são autovetores associados aos autovalores do produto  $\mathbf{YZ}$ , onde  $\mathbf{Z}$  e  $\mathbf{Y}$  são as matrizes impedância e admitância determinadas na seção anterior. Os elementos da matriz  $\mathbf{P}$  são números complexos e dependentes da frequência, e são tais que permitem diagonalizar a matriz resultante do



produto  $\mathbf{YZ}$  para qualquer frequência, de acordo com (MAGNUSSON, 1973; HEDMAN D., 1965; DOMMEL, 1996):

$$(\lambda_i \mathbf{I} - \mathbf{ZY}) = \mathbf{0} \quad (42)$$

Onde:

$\lambda_i$  são os autovalores do produto  $\mathbf{ZY}$ ; e

$\mathbf{I}$  é a matriz identidade de ordem 3.

A matriz  $\mathbf{P}$  é definida como uma base de vetores linearmente independentes (autovetores), sendo sua forma geral dada por:

$$\mathbf{P} = [\mathbf{p}_1 \ \mathbf{p}_2 \ \mathbf{p}_3] \quad (43)$$

Pode-se notar em (43) que os autovetores de  $\mathbf{P}$  são matrizes-coluna de dimensões 3 x 1. Estes autovetores são tais que, quando associados aos autovalores  $\lambda_i$ , satisfazem a seguinte relação:

$$(\lambda_i \mathbf{I} - \mathbf{ZY}) p_i = \mathbf{0} \quad (44)$$

Uma vez determinada a matriz  $\mathbf{P}$ , a matriz de propagação modal ( $\gamma$ ) é calculada de acordo com (45):

$$\gamma = \sqrt{\mathbf{P}^{-1}(\mathbf{ZY})\mathbf{P}} \quad (45)$$

A matriz de propagação modal (45) é o equivalente trifásico e desequilibrado da constante de propagação para o caso monofásico, dada por (5). De forma similar à constante de propagação, a matriz (45) é complexa, ou seja,

$$\gamma = \boldsymbol{\alpha} + j\boldsymbol{\beta} \quad (46)$$

Onde:

$\boldsymbol{\alpha}$  é a matriz de atenuação modal (nepers); e

$\boldsymbol{\beta}$  é a matriz fator de fase modal (radianos).

A partir de (7), pode-se expressar a velocidade de propagação do modo  $i$  (m/s) como:

$$v_i = \frac{2\pi f}{\beta_i} \quad (47)$$

Onde  $f$  é a frequência de maior amplitude no espectro do transitório (Hz), determinada conforme descrito na Seção 3.2.

Ainda, a impedância característica dada por (8) por ser determinada no domínio modal, de acordo com:

$$\mathbf{Z}_o = \sqrt{\mathbf{P}^{-1} \left( \frac{\mathbf{Z}}{\mathbf{Y}} \right) \mathbf{P}} \quad (48)$$

Por fim, a transformação modal das tensões é efetuada de acordo com (DOMMEL, 1996; ZANETTA, 2003):

$$\mathbf{V} = \mathbf{P}^{-1} \mathbf{V}_{abc} \quad (49)$$

Onde:

$\mathbf{V} = [V_0 \ V_1 \ V_2]^T$  são as tensões modais ( $V$ ), que compreendem a tensão de modo 0 ( $V_0$ ), modo 1 ( $V_1$ ) e modo 2 ( $V_2$ );

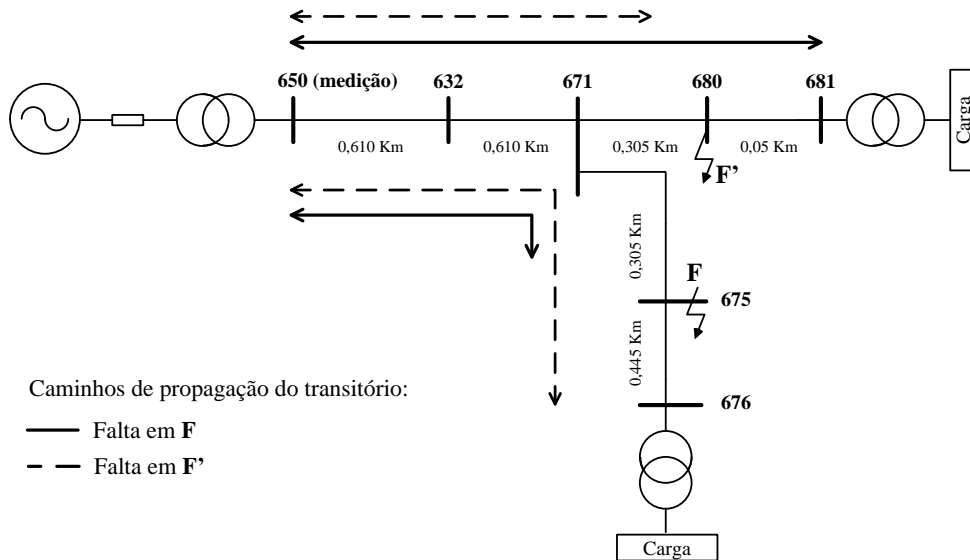
$\mathbf{V}_{abc} = [V_a \ V_b \ V_c]^T$  são as tensões de fase ( $V$ ); e

T denota a matriz transposta.

### 3.5 DETERMINAÇÃO DAS FREQUÊNCIAS CARACTERÍSTICAS TEÓRICAS

A determinação das frequências características teóricas é ilustrada considerando o alimentador mostrado na Figura 9. Assumindo o terminal de medição na barra 650 e a ocorrência de uma falta à distância de 1,52 km do terminal de medição, tem-se os pontos F e F' como possíveis localizações da falta.

**Figura 9. Caminhos de propagação do transitório gerado por uma falta.**



As frequências características teóricas são calculadas para cada possível caminho de propagação entre o terminal de medição e os terminais extremos do alimentador. Na Figura 9, estes caminhos encontram-se entre as barras 650 e 681 e entre as barras 650 e 676. Desta

forma, a frequência característica teórica associada ao caminho de propagação  $p$  é definida de acordo com (50) (HE, 2016; BORGHETTI, *et al.*, 2008).

$$f_{cp} = \frac{(\theta_s + \theta_f)v_i}{\pi n_p d_p} \quad (50)$$

Onde:

$\theta_s$  é o ângulo do coeficiente de reflexão no terminal da fonte (rad);

$\theta_f$  é o ângulo do coeficiente de reflexão no ponto de ocorrência da falta (rad);

$d_p$  é a distância do caminho  $p$  em relação ao terminal local (m);

$v_i$  é a velocidade do modo de propagação  $i$  (m/s); e

$n_p$  é o coeficiente relacionado ao número de reflexões da onda no terminal local e nos demais terminais da linha para o caminho  $p$ , e pode assumir os valores 2 ou 4 conforme os seguintes critérios (Borghetti, *et al.*; 2008):

- $n_p = 2$  se os dois terminais entre o caminho de propagação  $p$  são circuitos abertos ou curtos circuitos. Este caso também ocorre quando o terminal da linha contém um transformador, tendo em vista que em altas frequências o mesmo pode ser considerado como um circuito aberto.
- $n_p = 4$  se um dos terminais do caminho de propagação  $p$  é um circuito aberto e o outro é um curto circuito. Ou ainda, se o caminho  $p$  apresenta descontinuidades, tais como derivações ou conexões de linhas com impedâncias características distintas.

Os ângulos  $\theta_s$  e  $\theta_f$  podem ser obtidos através de (18) e (19), respectivamente. No entanto, o fato de a impedância de falta  $Z_f$  ser desconhecida implica na necessidade de se adotar uma simplificação em (19). Neste caso, assumindo  $Z_f \ll Z_o$  tem-se que  $\rho_f \approx -Z_o/Z_o = 1 \angle \pi$  em (19). Sob este pressuposto, neste trabalho a frequência característica teórica é obtida pela modificação de (50), reescrita como:

$$f_{cp} = \frac{(\theta_s + \pi)v_i}{\pi n_p d_p} \quad (51)$$

As frequências dadas por (51) são correlacionadas com as frequências características do transitório, conforme descrito a seguir.

### 3.6 ANÁLISE DO ESPECTRO

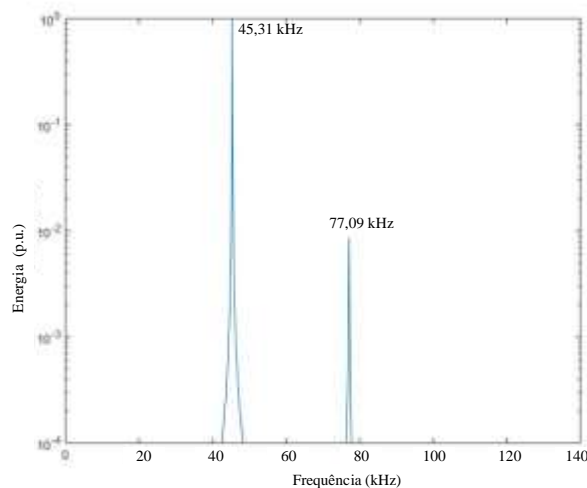
A análise do espectro tem como objetivo identificar a frequência característica associada ao caminho de propagação do transitório gerado pela falta. Assumindo que o tipo

de falta seja conhecido, a tensão modal a ser analisada é selecionada de acordo com os seguintes critérios (GAZZANA, 2014):

- Modo 0: faltas fase-terra e bifásicas à terra.
- Modo 1: faltas bifásicas e trifásicas.

A transformação tempo-frequência da tensão modal selecionada segundo os critérios acima é efetuada pela aplicação da Transformada de Fourier Janelada. Neste caso, na transformação expressa por (22),  $X(\omega, m)$  representa a magnitude da componente espectral  $\omega$  da tensão modal analisada. A Figura 10 mostra o espectro resultante da transformação tempo-frequência da tensão de modo 1, associada a uma falta trifásica no ponto F do alimentador representado na Figura 9. De acordo com (24), as energias das componentes do espectro são normalizadas em relação ao maior valor identificado, neste caso associado à frequência característica de 45,31 kHz. A segunda componente com maior energia (77,09 kHz) é associada à propagação do transitório através do caminho mostrado da Figura 9. Esta frequência é comparada com as frequências teóricas para determinar o ramal em falta, conforme descrito a seguir.

**Figura 10. Espectro da tensão de modo 1 para uma falta trifásica no ponto F do alimentador da Figura 9.**



### 3.7 DETERMINAÇÃO DA SEÇÃO E DA DISTÂNCIA DA FALTA

A relação entre as frequências características identificadas a partir do espectro do transitório e as frequências teóricas associadas aos diferentes caminhos de propagação é estabelecida através do fator  $R_{pk}$ :

$$R_{pk} = \frac{f_k}{f_{cp}}, \quad k = 1 \dots np - 1. \quad (52)$$

Onde:

$f_{cp}$  é a frequência característica teórica associada ao caminho  $p$ , dada por (51);

$f_k$  é a  $k$ -ésima componente de frequência identificada no espectro do transitório; e

$np$  é o número de possíveis caminhos de propagação do transitório.

É importante notar que são avaliados  $np - 1$  caminhos em (52), tendo em vista que o caminho de propagação associado à falta é desconsiderado.

A Tabela 1 mostra as frequências características teóricas resultantes da aplicação de (51) aos caminhos de propagação mostrados na Figura 9. Além disso, são mostrados os respectivos fatores de relação calculados através de (52), onde  $f_k = 77,09$  kHz e  $np = 2$ .

**Tabela 1. Relação entre as frequências características teóricas e a inferida do espectro para falta no ponto F do alimentador da Figura 9.**

<b>Caminho</b>	<b>Frequência Teórica (kHz)</b>	<b>Frequências do Espectro (kHz)</b>	<b>Relação</b>
650-681	95,11	–	–
650-676	77,60	77,09	0,99

A relação entre a frequência teórica de 77,60 kHz e a componente espectral de 77,09 kHz é estabelecida pelo maior valor do fator de relação, igual a 0,99. Logo, assume-se que houve a propagação do transitório através do caminho 650-676. Como existem somente dois possíveis caminhos, conclui-se que a falta ocorreu no ramal associado ao caminho 650-681.

A relação entre componente do espectro e uma frequência teórica é determinada considerando o erro máximo de 7% entre os fatores de relação entre as frequências, ou seja, o desvio do fator de relação (52) de no máximo 0,07 em relação à unidade. Para uma dada frequência, se todos os fatores de relação calculados para as demais frequências apresentarem diferenças superiores a 7%, considera-se que não existe frequência associada no espectro. Portanto, este caminho deve corresponder ao local da falta. O erro de 7% é determinado considerando as distâncias mínimas entre dois ramais. Os erros encontrados na literatura superam este valor, por esta razão, é possível supor que em alguns casos não será possível identificar o ramal em falta. Ainda, vale observar que existe a possibilidade de ser identificada uma única frequência no espectro associada a mais de um caminho de propagação, desde que o critério acima descrito seja observado.

Uma vez identificado o ramal em falta, a distância da falta em relação ao terminal de medição ( $d_f$ ) é calculada a partir da frequência de maior energia no espectro, de acordo com:

$$d_f = \frac{(\theta_s + \pi)v_i}{4\pi f_{cm}} \quad (53)$$

Onde  $f_{cm}$  é a frequência característica com maior energia no espectro do transitório (Hz).

A partir de (53) e com  $f_{cm}$  igual a 45.31 kHz, é calculada a distância da falta para o exemplo da Figura 9. Assim, a falta é apresentada no caminho 676 e com uma distância de 1655,26 m.

## **4 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE TRANSITÓRIOS EM SDEE**

Este capítulo aborda os principais aspectos relacionados à modelagem dos componentes da rede para fins de simulação de transitórios de alta frequência através do ATP/EMTP. A reprodução fidedigna do fenômeno de propagação dos transitórios gerados por faltas nos SDEE se mostra de primordial importância para a validação da metodologia proposta. Desta forma, este capítulo apresenta uma síntese dos resultados de extensivas pesquisas visando à seleção de modelos adequados para representar os componentes da rede nas simulações. Em especial, a dependência da frequência é um dos principais requisitos observados na definição dos modelos descritos a seguir, em particular, as linhas e transformadores.

### **4.1 SISTEMA EQUIVALENTE DA TRANSMISSÃO**

O sistema equivalente da transmissão refere-se aos elementos localizados à montante do transformador da subestação. O modelo considerado nas simulações é composto por uma fonte trifásica de tensão constante e uma impedância equilibrada, os quais representam o equivalente Thévenin dos sistemas de geração e transmissão.

### **4.2 LINHAS DE TRANSMISSÃO**

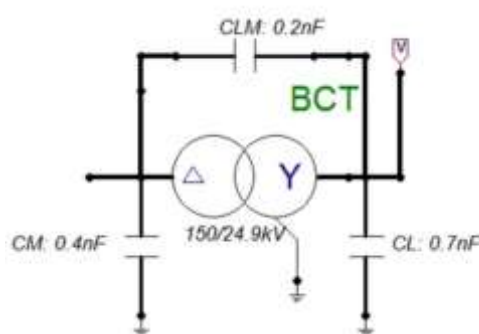
O modelo de Marti (1982) é tradicionalmente utilizado na modelagem de linhas com parâmetros distribuídos e dependentes da frequência, tendo em vista a boa precisão e estabilidade numérica (MARTINEZ , GUSTAVSEM, DURBAK, 2005) (CIGRE, 1990). O modelo é baseado na manipulação das variáveis no domínio modal considerando uma matriz de transformação constante (MARTI, 1982), bem como as variações na resistência com a frequência e a corrente de retorno pela terra (MARTINEZ , GUSTAVSEM, DURBAK, 2005) (CIGRE, 1990). A parametrização do modelo no ATP/EMTP foi efetuada considerando a resistência do solo de 100  $\Omega$  as frequências inicial, base e fundamental iguais a 0,1 Hz, 1 kHz e 50 Hz, respectivamente.

### **4.3 TRANSFORMADORES**

Os transformadores se mostram como um dos elementos mais importantes na simulação de TAF, tendo em vista que servem de interface para a conexão de diversos outros elementos aos SDEE. Dentre estes, pode-se citar as cargas e os geradores, bem como o equivalente do sistema de transmissão à montante da subestação.

O modelo BCTRAN (BONEVILLE POWER ADMINISTRATION, 2007) é considerado adequado para a modelagem de transformadores polifásicos na faixa de frequências de até 10 kHz, onde há predominância dos efeitos da saturação, perdas e histerese. No entanto, para frequências superiores estes tornam-se desprezíveis, tendo em vista a prevalência do efeito da capacitância entre os enrolamentos e à terra (BONEVILLE POWER ADMINISTRATION, 2007). Logo, pode-se observar que o transformador demonstra um comportamento fortemente dependente da frequência. Considerando a amplitude da faixa de frequências assumidas pelos transitórios analisados neste trabalho, a modelagem dos transformadores foi efetuada através da inclusão de um modelo PI capacitivo (BORGUETTI, *et al.*, 1995; CIGRE, 1990) ao modelo BCTRAN. A representação monofásica do modelo utilizado é mostrada na Figura 11.

**Figura 11. Modelo utilizado na representação dos transformadores.**



A conexão DY1 foi utilizada nos transformadores das cargas e da subestação. Na Figura 11,  $C_L$  e  $C_M$  representam as capacitâncias (F) entre os enrolamentos de baixa e média tensão e a terra respectivamente, e  $C_{LM}$  representa a capacitância (F) entre os enrolamentos de baixa e média tensão do transformador. Em Borguetti, *et al.*, (1995) e Borguetti, *et al.* (2009b) foram apresentados os resultados de testes experimentais visando à determinação dos valores de  $C_L$ ,  $C_M$  e  $C_{LM}$  para determinadas frequências. Estes resultados são sumarizados na Tabela 2.



**Tabela 2. Valores experimentais das capacitâncias  $C_L$ ,  $C_M$  e  $C_{LM}$  para diferentes frequências.**

<b>Frequência (kHz)</b>	<b><math>C_M</math> (nF)</b>	<b><math>C_{LM}</math> (nF)</b>	<b><math>C_L</math> (nF)</b>
<b>1</b>	0,449	0,238	0,692
<b>10</b>	0,455	0,235	0,695
<b>100</b>	0,257	0,423	0,503
<b>1000</b>	0,19	0,566	0,534

Fonte: (BORGUETTI, *et al.*, 2009).

Neste trabalho foram utilizadas as capacitâncias associadas às frequências entre 10 e 100 kHz, de forma similar a Borguetti, *et al* (2008).

#### **4.4 CARGAS**

As cargas dos SDEE geralmente são conectadas à rede através de transformadores, logo sua influência se restringe à faixa das baixas frequências. Mesmo para frequências na ordem de alguns poucos kHz, a componente indutiva da impedância do transformador reduz os efeitos da carga. Assim, a carga é considerada isolada na rede (CIGRE, 1990). Deste modo, os efeitos das cargas são desprezados neste trabalho.

#### **4.5 GERADORES**

Da mesma forma que as cargas, a conexão de geradores ao SDEE é efetuada essencialmente através de transformadores. Com isso, seus efeitos podem ser desprezados em uma primeira aproximação. No entanto, uma representação mais detalhada pode ser utilizada, tendo em vista a predominância do comportamento capacitivo do gerador para frequências superiores a 100 kHz, de forma similar ao que ocorre com os transformadores. Neste caso, o modelo do gerador é constituído por capacitâncias conectadas entre cada fase e a terra (CIGRE, 1990).

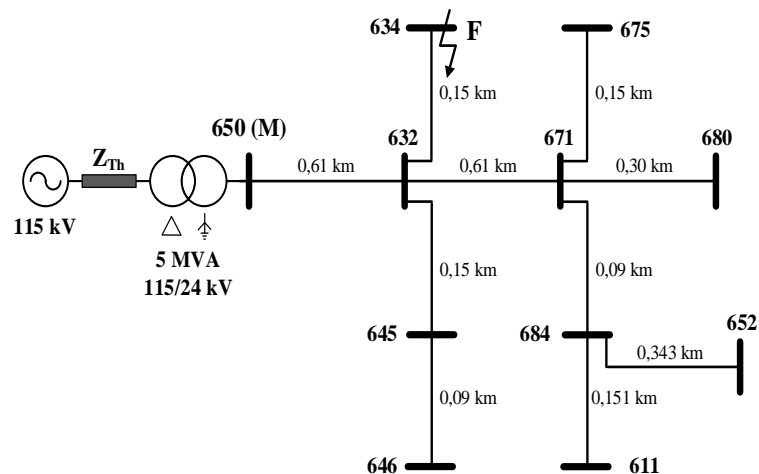
## 5 TESTES E RESULTADOS

A metodologia de LF proposta neste trabalho foi implementada em ambiente MATLAB (MATHWORKS, 2011). Para os testes de validação apresentados neste capítulo foram efetuadas simulações de faltas nos alimentadores IEEE 13 e 34 barras (RADIAL DISTRIBUTION TEST FEEDERS, 1991), sendo os sinais transitórios obtidos por meio do ATP/EMTP (BONEVILLE POWER ADMINISTRATION, 2007). Em relação ao alimentador IEEE 34 barras, os testes foram efetuados considerando as modificações adotadas em Borghetti *et al.*, (2008), tendo em vista a comparação deste com o método proposto.

### 5.1 ALIMENTADOR IEEE 13 BARRAS

A topologia do alimentador IEEE 13 barras utilizado neste trabalho é mostrada na Figura 12.

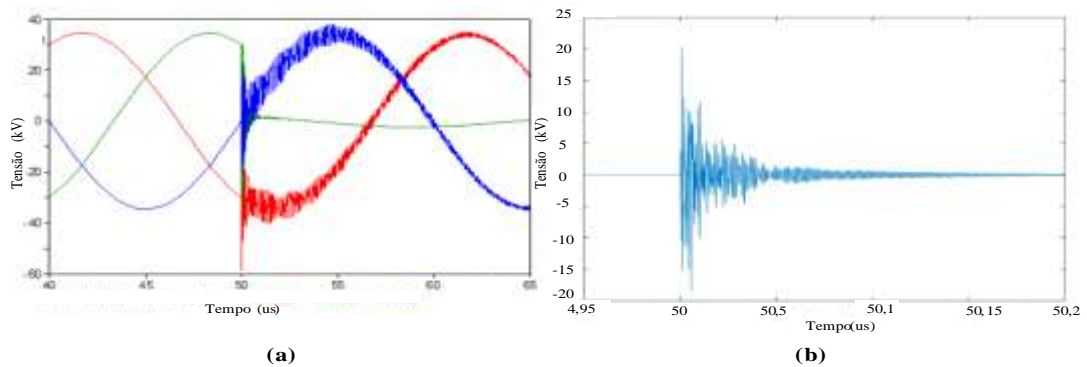
Figura 12. Alimentador IEEE 13 barras.



O sistema equivalente a montante da subestação é representado por uma fonte de 115 kV, 50 Hz e uma impedância  $Z_{Th}$  cujas componentes de sequência são  $Z_0 = 4 + j48,38 \Omega$  e  $Z_1 = Z_2 = 1,9 + j22,88 \Omega$  (ATP-Draw, 2017). Tendo em vista que a tensão de operação de 4,16 kV é pouco usual em SDEE típicos, foi considerada a tensão de operação do alimentador como sendo de 24 kV (BORGHETTI, *et al.*, 2008). A barra 650 corresponde ao terminal de medição, sendo que o regulador de tensão originalmente conectado à esta barra, bem como o transformador entre as barras 633 e 634 foram desconsiderados. As demais características da rede foram mantidas, exceto pela conexão das cargas à rede, assumida como sendo por meio de transformadores de 24/0,48 kV.

As etapas da metodologia proposta são detalhadas a seguir, considerando uma falta fase-terra franca na fase B da barra 634, conforme mostra a Figura 12. Os sinais transitórios das tensões trifásicas antes da filtragem e da fase B após a filtragem são mostrados na Figura 13 (a) e (b), respectivamente. Neste caso, a frequência de corte do filtro Butterworth é de 50 kHz, de acordo com (20). A frequência de amostragem de 10 MHz foi considerada nos resultados apresentados a seguir, conforme Bosetti (2009).

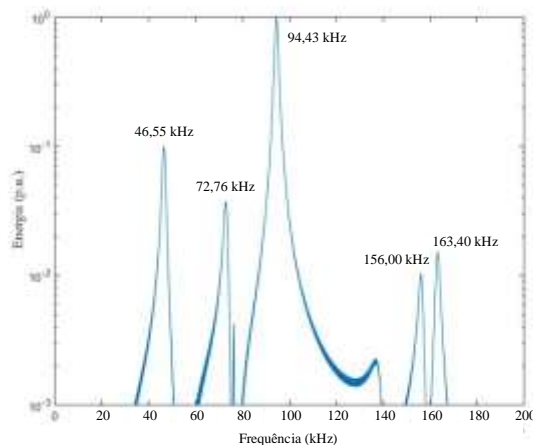
**Figura 13. Sinal transitório gerado pela falta fase-terra na barra 634 do alimentador IEEE 13 barras antes (a) e após (b) a filtragem.**



A

Figura 14 mostra o espectro do sinal transitório, onde foi identificada a componente de maior energia associada à frequência de 94,43 kHz.

**Figura 14. Espectro do sinal transitório da tensão para falta fase-terra no alimentador IEEE 13 barras.**



Conforme descrito na Seção 3.3, a frequência de maior energia é utilizada inicialmente no cálculo das matrizes  $\mathbf{Z}$  e  $\mathbf{Y}$  da linha, a partir das quais são calculados os parâmetros de propagação das ondas. Para fins de comparação, a matriz primitiva de  $\mathbf{Z}$  calculada através de

(25)-(26) e a matriz  $\mathbf{Z}_{ATP}$  obtida através do ATP/EMTP (BONEVILLE POWER ADMINISTRATION, 2007) são mostradas em (54) e (55), respectivamente. A redução de Kron (KERSTING, 2002) foi omitida, com o intuito de evidenciar as diferenças entre os elementos das matrizes.

$$\mathbf{Z} = \begin{bmatrix} 53,98 + j874,59 & 52,49 + j460,47 & 52,36 + j338,32 & 54,08 + j369,67 \\ 52,49 + j460,56 & 53,98 + j874,59 & 52,44 + j390,59 & 54,12 + j401,02 \\ 52,36 + j338,38 & 52,44 + j390,67 & 53,98 + j874,11 & 54,08 + j369,17 \\ 54,08 + j369,67 & 54,12 + j401,02 & 54,08 + j369,17 & 57,41 + j928,82 \end{bmatrix} \left[ \frac{\Omega}{km} \right] \quad (54)$$

$$\mathbf{Z}_{ATP} = \begin{bmatrix} 54,14 + j874,55 & 52,49 + j460,56 & 52,36 + j338,38 & 54,08 + j369,67 \\ 52,49 + j460,56 & 54,14 + j874,55 & 52,44 + j390,67 & 54,12 + j401,03 \\ 52,36 + j338,38 & 52,44 + j390,67 & 54,14 + j874,55 & 54,08 + j369,17 \\ 54,08 + j369,67 & 54,12 + j401,03 & 54,08 + j369,17 & 58,26 + j927,20 \end{bmatrix} \left[ \frac{\Omega}{km} \right] \quad (55)$$

As diferenças entre (29) e (30) se deve principalmente ao erro de truncamento no cálculo das funções de Bessel. Este efeito é observado principalmente nas impedâncias próprias dos condutores, sendo os erros máximos iguais a 1,45% nas resistências e 0,10% nas reatâncias calculadas através da metodologia proposta.

O cálculo da matriz  $\mathbf{Y}$  (S/km) através de (41) resulta em:

$$\mathbf{Y}_f = \begin{bmatrix} j0,00683 & -j0,00248 & -j0,000836 \\ -j0,00248 & j0,007312 & -j0,00153 \\ -j0,000836 & -j0,00153 & j0,00630 \end{bmatrix} \left[ \frac{\mu S}{km} \right] \quad (56)$$

Conforme comentado na Seção 3.3.3, a matriz  $\mathbf{Y}$  dispensa modificações para aplicações em frequências de até 1 MHz. Desta forma, o erro máximo de 0,08% foi observado em relação à matriz obtida através do ATP/EMTP (BONEVILLE POWER ADMINISTRATION, 2007).

Por sua vez, a matriz de transformação modal obtida de acordo com (43) é dada por:

$$\mathbf{P} = \begin{bmatrix} 0,588 & -0,607 + j0,17 & -0,403 - j0,26 \\ 0,554 + j0,01 & -0,223 - j0,22 & 0,812 \\ 0,589 & 0,707 & -0,212 + j0,24 \end{bmatrix} \quad (57)$$

Conforme descrito na Seção 3.4, a partir da matriz  $\mathbf{P}$  são calculados os parâmetros que caracterizam os diferentes modos de propagação do transitório. O cálculo da matriz  $\mathbf{Z}_o$  através de (48) resulta em:

$$\mathbf{Z}_o = \begin{bmatrix} 578,74 - j13,14 & 20,48 - j182,33 & 202,49 - j25,22 \\ 28,97 - j133,87 & 285,93 + j6,37 & 54,90 + j112,51 \\ 133,19 + j26,66 & 65,60 + j90,30 & 201,19 + j10,24 \end{bmatrix} \quad (58)$$

Pode-se observar que os elementos da diagonal principal de  $\mathbf{Z}_o$  apresentam valores relativamente elevados, o que justifica o pressuposto considerado na obtenção de (51), cuja validade depende da condição de que  $Z_f \ll Z_o$ . A Tabela 3 demonstra os parâmetros modais derivados na matriz de transformação (57). Estes compreendem as constantes de propagação ( $\gamma$ ) e as velocidade de propagação ( $v_i$ ) para os modos 0, 1 e 2, calculados de acordo com (48), (45) e (47), respectivamente.

**Tabela 3. Parâmetros modais para a frequência de 94,43 kHz.**

Modo	Constante de Propagação ( $\gamma = \alpha + j\beta$ )		Velocidade de Propagação ( $v_i$ ) (km/s)
	$\alpha_i$ (nepers/km)	$\beta_i$ (rad./km)	
0	$4,74 \cdot 10^{-2}$	2,07	$2,861 \cdot 10^5$
1	$2,99 \cdot 10^{-3}$	1,98	$2,992 \cdot 10^5$
2	$3,50 \cdot 10^{-3}$	1,98	$2,996 \cdot 10^5$

Na Tabela 3 pode-se observar que as velocidades de propagação diferem entre si, em especial a associada ao modo 0. Isso implica na introdução de erros na estimativa da LF pela maioria das técnicas baseadas em TAF (BORGHETTI *et al.*, 2008; POURAHMADI-NAKHLI E SAFAVI, 2011; SADEH, BAKHSHIZADEH E KAZEMZADEH, 2013; GAZZANA *et al.*, 2014), às quais assumem que a propagação do transitório ocorre à velocidade da luz para os diferentes modos.

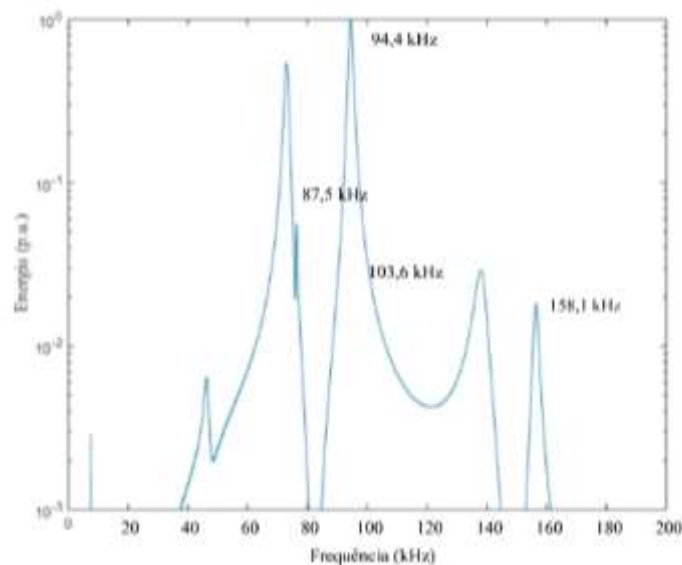
A próxima etapa da metodologia proposta consiste na determinação das frequências características teóricas correspondentes a cada caminho de propagação do transitório, sendo estes caminhos definidos pelo terminal de medição e pelas barras terminais da rede. Na Figura 12 pode-se observar que existem 6 caminhos possíveis, entre a barra 650 (terminal de medição) e as barras 634, 676, 681, 652, 611 e 646. A Tabela 4 mostra as distâncias entre estas barras e o terminal de medição, bem como as frequências teóricas associadas, calculadas através de (51) considerando a velocidade de propagação do modo 0 ( $v_0 = 2,861 \cdot 10^5$  km/s, de acordo com a Tabela 3),  $n_p = 2$  e  $\theta_s = 0,0013$  rad.

Tabela 4. Frequências teóricas para o alimentador IEEE 13 barras.

Caminho	Distancia (m)	Frequência Teórica (kHz)
650-634	762,00	187,80
650-675	1371,20	104,32
650-680	1524,00	93,90
650-652	1653,64	86,54
650-611	1462,08	97,87
650-646	853,44	167,68

A segunda transformação tempo-frequência é efetuada sobre a tensão modal selecionada de acordo com o tipo de falta, conforme descrito na Seção 3.6. A Figura 15 mostra o espectro resultante da transformação tempo-frequência da tensão de modo 0, associada à falta fase-terra na barra 634 do alimentador mostrado na Figura 12.

Figura 15. Espectro da tensão de modo 0 para falta fase-terra no alimentador IEEE 13 barras.



Conforme descrito na Seção **Erro! Fonte de referência não encontrada.**, o ramal em falta é determinado através da relação entre as frequências teóricas relacionadas na Tabela 4 e as frequências características identificadas no espectro da tensão modal, mostrado na Figura 15. Os fatores de relação calculados através de (52) para as frequências associadas à cada barra terminal do alimentador, são apresentados na Tabela 5.

**Tabela 5. Relação entre as frequências teóricas e as identificadas no espectro para falta fase-terra no alimentador IEEE 13 barras.**

Barra Terminal	Frequência Teórica (kHz)	Frequência do Espectro (kHz)	Relação
634	187,80	–	–
675	104,32	103,6	0,993
680	93,90	94,4	1,005
652	86,54	87,5	1,011
611	97,87	94,4	0,964
646	167,68	158,1	0,942

Logo, neste exemplo, o ramal associado à barra 634 foi corretamente identificado como o ramal em falta. Pode-se notar que a frequência associada ao ramal 634 não faz parte do espectro mostrado na Figura 15.

Observa-se que, com base na distância, duas localizações são possíveis para a falta. Finalmente, através de (53) tem-se como resultado a distância da falta de 753,17 m, sendo a falta simulada à distância de 762 m em relação ao terminal de medição.

A seguir são apresentados os resultados obtidos considerando os seguintes cenários de teste:

Faltas do tipo fase-terra (AT, BT, CT), bifásicas à terra (ABT, BCT, ACT), fase-fase (AB, BC, AC) e trifásicas à terra (ABCT).

Resistências de falta de 0, 5, 10 e 20  $\Omega$ .

Faltas em 10 diferentes distâncias a partir do terminal de medição.

A combinação destes cenários resulta em 256 faltas simuladas. Observa-se que não podem ser simuladas todos os tipos de falta em algumas linhas, as quais apresentam configurações monofásicas e bifásicas. Para avaliar o desempenho do método proposto, o erro percentual na estimativa da distância foi calculado de acordo com:

$$e = \frac{|d_f - d_s|}{\ell_{tot}} \cdot 100\% \quad (59)$$

Onde:

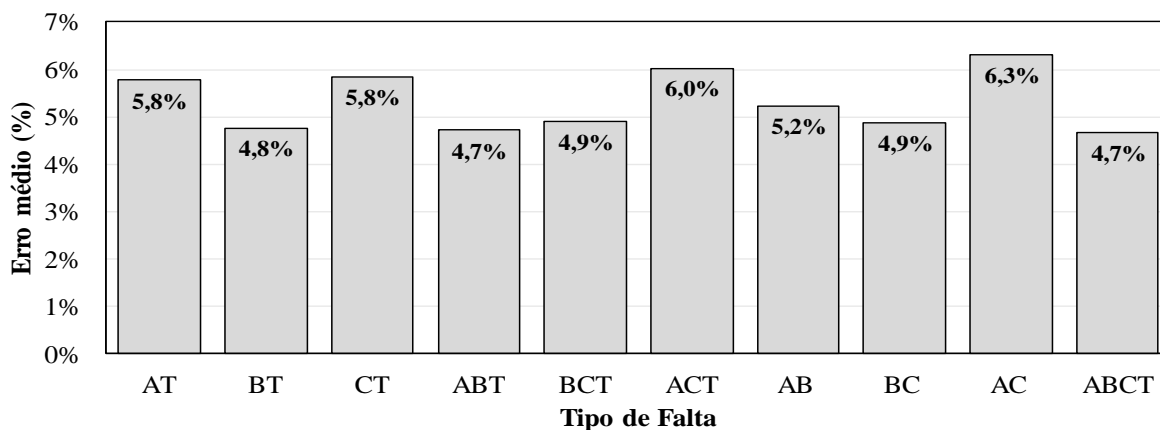
$d_f$  é a distância da falta (m) estimada através de (53);

$d_s$  é a distância da falta (m) simulada; e

$\ell_{tot}$  é o comprimento total da rede, igual a 2659,36 m.

Na Figura 16 são mostrados os erros médios percentuais na estimativa da distância das faltas, de acordo com os tipos de falta.

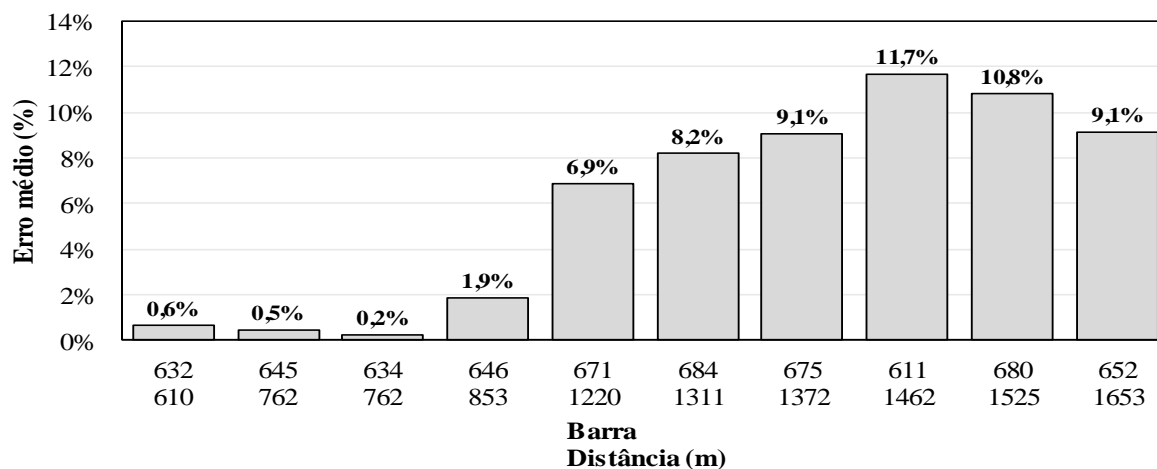
**Figura 16. Erros médios percentuais na estimativa das distâncias das faltas de acordo com o tipo de falta.**



Pode-se observar os maiores erros são associados às faltas que envolvem as fases A e C (AT, CT, ACT e AC) e o menor erro ocorre para a falta do tipo ABCT. Exceto por este fato, não é possível identificar um padrão dos erros associados a faltas do mesmo tipo, como monofásicas, bifásicas e bifásicas à terra. Desta forma, pode-se considerar que a estimativa da distância da falta é relativamente insensível ao tipo de falta.

A Figura 17 mostra os erros médios percentuais na estimativa da distância das faltas, de acordo com as barras em que foram simuladas e as distâncias das mesmas em relação ao terminal de medição (barra 650).

**Figura 17. Erros médios percentuais de acordo com a distância das faltas.**

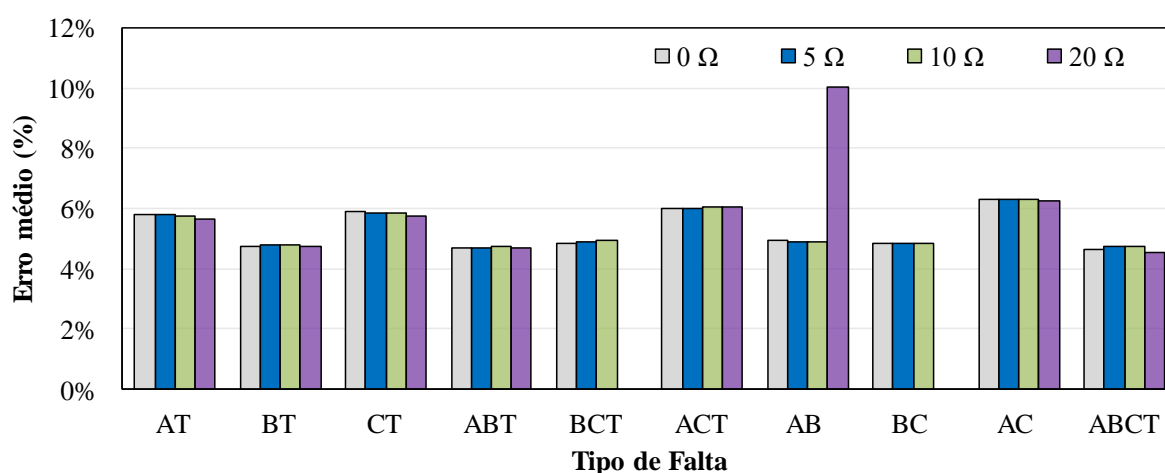




Como pode-se observar na Figura 17, o método se mostra bastante suscetível à distância da falta, havendo aumento dos erros nas estimativas conforme o local da falta se afasta da subestação. Este comportamento é atribuído ao maior número de reflexões observadas no terminal de medição, tendo em vista o número crescente de ramais que derivam do caminho entre a falta e o mesmo.

Na Figura 18 são mostrados os erros médios percentuais na estimativa da distância das faltas, de acordo com a resistência e o tipo de falta.

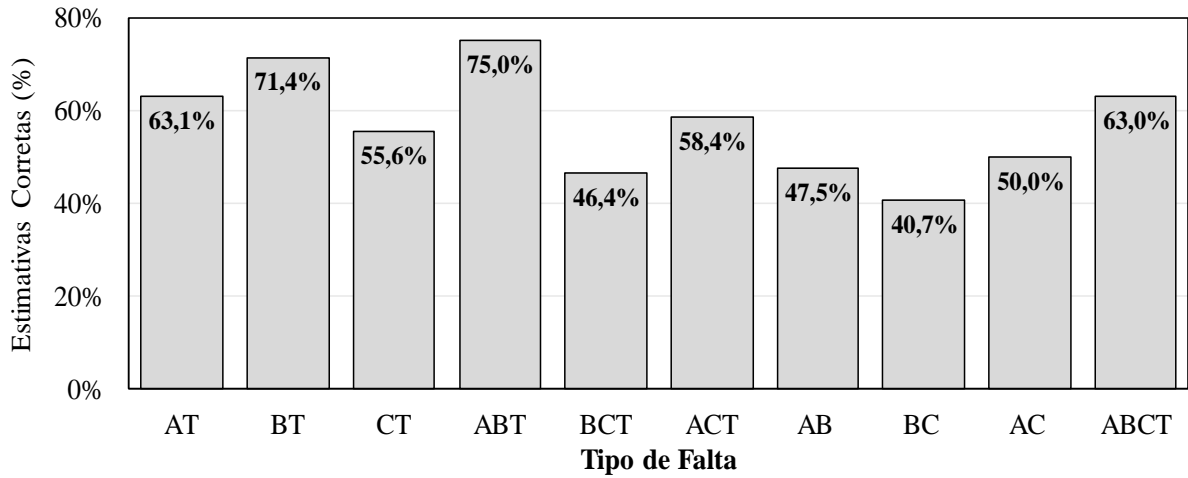
**Figura 18. Erros médios percentuais na estimativa das distâncias das faltas de acordo com o tipo e resistência de falta.**



A Figura 18 demonstra que além do tipo de falta, a variação da resistência de falta até 10  $\Omega$  não afeta significativamente o desempenho do método proposto. Da mesma forma como usualmente ocorre com os métodos de LF baseados na IA, em geral, o erro na estimativa da distância da falta tende a ser reduzido com o aumento da resistência. O caso da falta AB com resistência de 20  $\Omega$  é uma clara exceção, onde o erro chega a pouco mais de 10%. Isso se deve ao fato de que, neste tipo de falta, só foi possível encontrar a distância em um só local, pois nos demais casos o transitório não possui energia significativa. O mesmo acontece para as faltas BCT e BC com resistência de 20  $\Omega$  que não apresentaram componentes espectrais com energia suficiente para serem detectados.

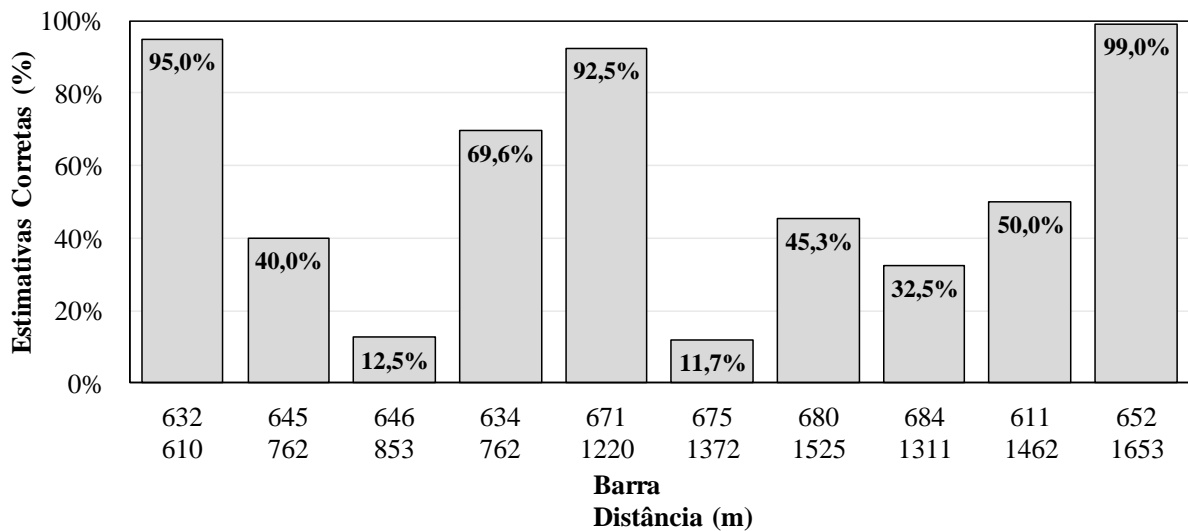
A Figura 19 relaciona o percentual de estimativas corretas do ramal em falta de acordo com os tipos de faltas. É possível observar que os maiores percentuais de estimativas corretas são associados aos menores erros na estimativa da distância da falta. Os menores percentuais de acerto do ramal em falta são associados aos casos em que as componentes do espectro apresentaram energias reduzidas, o que dificulta a correta localização das faltas.

**Figura 19. Percentual de estimativas corretas do ramal em falta de acordo com o tipo de falta.**



A Figura 20 apresenta o percentual de estimativas corretas para os ramais onde as faltas foram simuladas. Pode-se observar que o método apresenta desempenho reduzido para faltas em alguns ramais, em especial o definido pelas barras 646 e 675. Por outro lado, as faltas na barra terminal 652 foram identificadas em 99,0% dos casos avaliados.

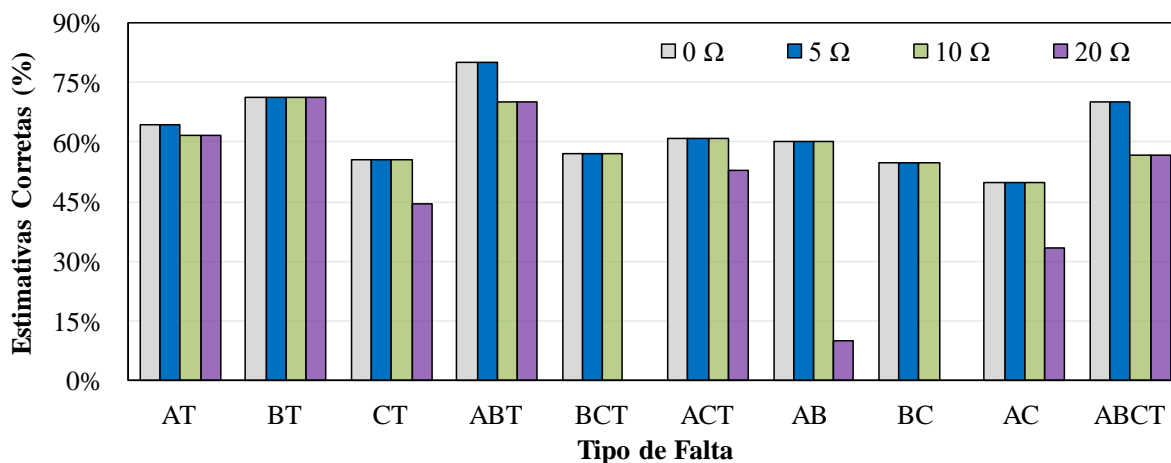
**Figura 20. Percentual de estimativas corretas do ramal em falta de acordo com a distância das faltas.**



A Figura 21 apresenta o percentual de estimativas corretas do ramal em falta de acordo com o tipo e a resistência de falta. Pode-se observar que em todos os casos praticamente não há variação da quantidade de estimativas corretas para as resistências de 0 e 5  $\Omega$ . Dos 10 tipos de faltas, em 7 não há variação para resistências entre 0 e 10  $\Omega$ .

Novamente, o desempenho do método é prejudicado nos casos associados às resistências de 20  $\Omega$ , devido ao conteúdo energético reduzido das componentes do espectro.

**Figura 21. Percentual de estimativas corretas do ramal em falta de acordo com o tipo e resistência de falta.**



A Tabela 6 sumariza os resultados obtidos com a técnica proposta para todos os casos simulados.

**Tabela 6. Resultados totais para o alimentador IEEE 13 barras.**

<b>Erros na estimativa da distância das faltas (%)</b>	
Valor médio	5,42
Desvio padrão	4,35
Valor Mínimo	0,07
Valor Máximo	12,08
<b>Estimativas corretas do ramal em falta</b>	
Total percentual	43,75
Total de acertos	112
Total de casos simulados	256

O erro mínimo foi associado à falta do tipo fase-terra na barra 632 com resistência de 0  $\Omega$ , tendo em vista que não existem derivações no circuito entre esta e a barra de medição. Por sua vez, o erro máximo corresponde à falta do tipo BC na barra 680 com resistência de 20  $\Omega$ . Nesta barra ocorre a superposição das reflexões do transitório provenientes de todos os ramaís, dificultando assim a identificação das frequências no espectro.

## 5.2 ALIMENTADOR IEEE 34 BARRAS

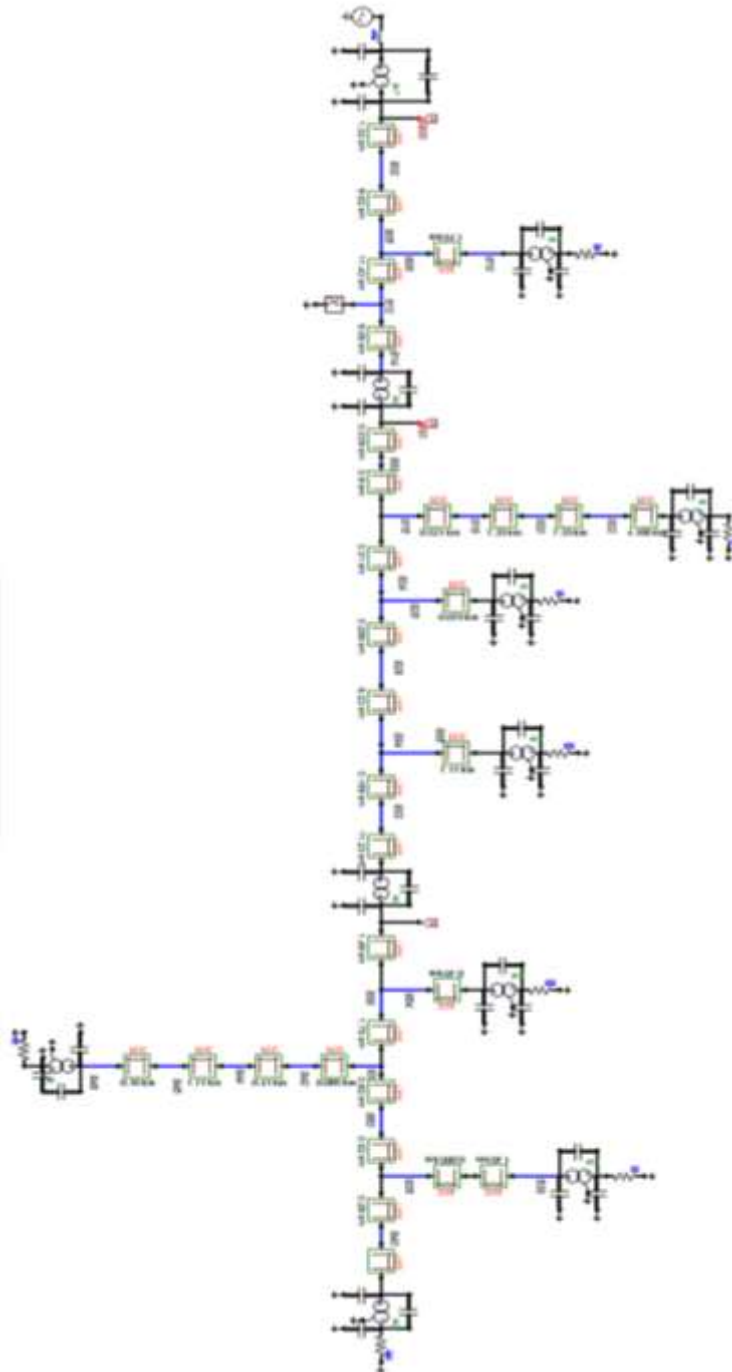
Nesta seção são demonstrados os resultados de testes comparativos entre a metodologia apresentada neste trabalho e a proposta por Borghetti, *et al.*, (2008), a qual é considerada como base para diversas técnicas propostas posteriormente, tais como Pourahmadi-Nakhli e Safavi (2011), Sadeh, Bakhshizadeh e Kazemzadeh (2013) e Gazzana *et al.* (2014). Tendo em vista a comparação direta dos resultados, foram adotadas as mesmas modificações no alimentador IEEE 34 barras descritas em Borghetti, *et al.*, (2008), sendo elas:

- As linhas são trifásicas em sua totalidade, com condutores geometricamente dispostos segundo a configuração “ID#500”.
- As cargas são todas dispostas em barras terminais da rede e conectadas através de transformadores 24/0,48 kV.

O sistema equivalente a montante da subestação é representado por uma fonte de 150 kV, 50 Hz e uma impedância  $Z_{Th}$  cujas componentes de sequência são  $Z_0 = 4 + j48,38 \Omega$  e  $Z_1 = Z_2 = 1,9 + j22,88 \Omega$  (ATPDraw, 2017). Os transformadores da subestação e das cargas tem os parâmetros nominais de 5 MVA, 150/24 kV,  $V_{sc}$  9% e 1 MVA, 24/0,4 kV,  $V_{sc}$  4%, respectivamente.

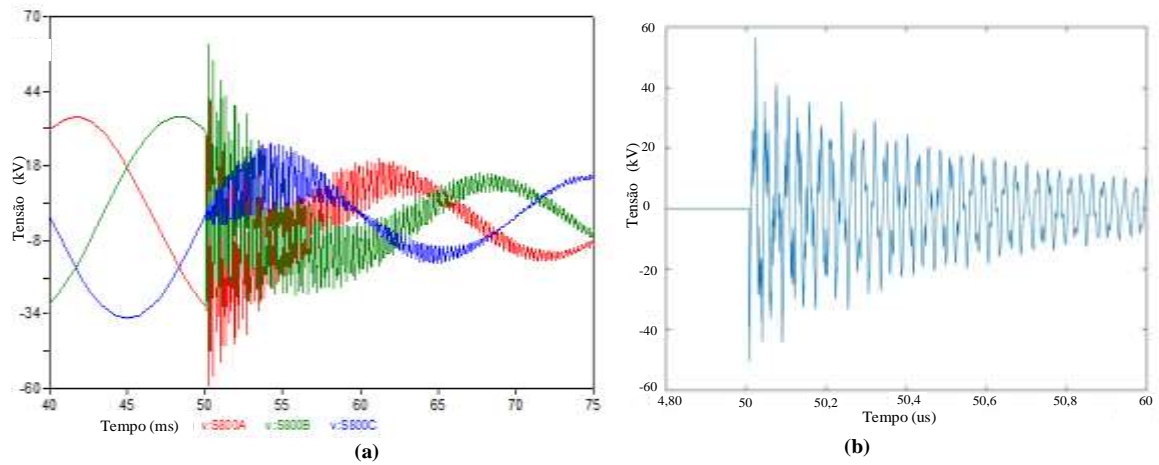
A Figura 22 mostra o modelo do alimentador IEEE 34 barras implementado no ATP/EMTP. Neste caso, a existência de dois reguladores de tensão ao longo da rede requer a inclusão de medidores em suas barras terminais, tendo em vista que os mesmos se comportam como circuitos abertos na faixa das altas frequências. Desta forma, além da barra 800 (subestação), as barras 850 e 832 também foram consideradas como terminais de medição. Do ponto de vista econômico, a necessidade de inclusão de medidores junto aos reguladores de tensão dispostos na rede pode ser considerada como a principal limitação do método proposto.

**Figura 22. Representação do Alimentador IEEE 34 barras no ATP/EMTP.**



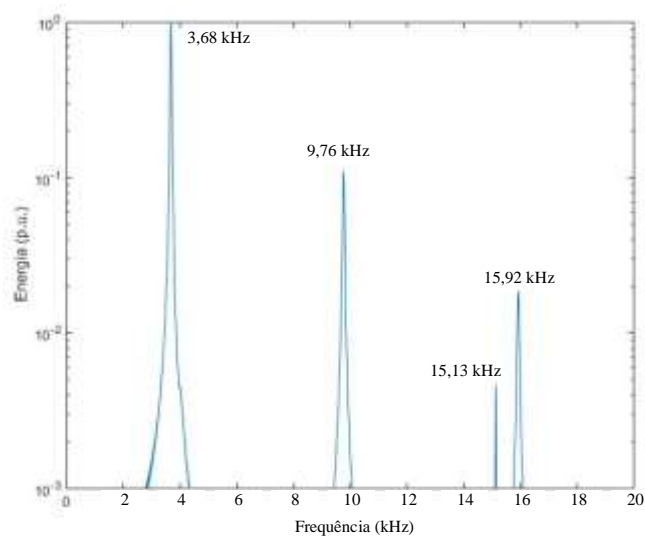
Para os terminais 800 e 850 a filtragem foi efetuada considerando a frequência de corte de 2 kHz e para o terminal 832 a frequência de corte é de 15 kHz. Estas frequências foram determinadas conforme (20), de forma independente para as seções da rede limitadas pelos reguladores. A Figura 23 mostra o transitório gerado por uma falta trifásica franca na barra 612 do alimentador em questão.

**Figura 23** Sinal transitório gerado pela falta trifásica na barra 612 do alimentador IEEE 34 barras antes (a) e após (b) a filtragem.



A Figura 24 mostra o espectro do modo de propagação 1 para a falta trifásica na barra 612, onde a componente de maior energia é associada à frequência de 3,68 kHz.

**Figura 24.** Espectro do sinal transitório da tensão para falta trifásica na barra 612 do alimentador IEEE 34 barras.



Na Tabela 7 são apresentadas as frequências teóricas obtidas através do método proposto e por Borghetti, *et al.*, (2008), bem como as frequências correlacionadas a partir do espectro da Figura 24.

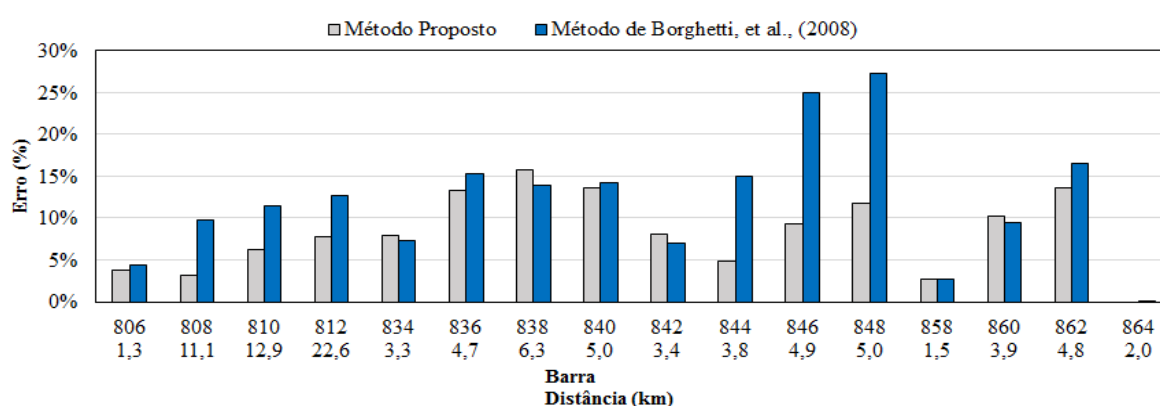
Tabela 7. Frequências teóricas para o alimentador IEEE 34 barras.

Barra Terminal	Distância (m)	Frequência Teórica (kHz) Método Proposto	Frequência Teórica (kHz) Borghetti, <i>et al.</i> , (2008)	Frequência do Espectro (kHz)
810	12920	11,72	11,52	9,76
808	11140	6,93	6,68	–

Em Borghetti, *et al.*, (2008), os erros nas estimativas das distâncias das faltas são avaliados considerando a distância simulada como referência para o cálculo percentual. Desta forma, nos resultados apresentados a seguir os erros foram calculados substituindo-se o comprimento total da rede ( $\ell_{tot}$ ) pela distância das faltas simuladas ( $d_f$ ) em (59). É importante observar que a técnica de Borghetti, *et al.*, (2008) contempla somente a determinação das distâncias das faltas. A comparação com o método proposto foi efetuada considerando todos os resultados apresentados pelos autores, os quais são limitados aos erros em relação à distância das faltas.

A Figura 25 mostra que os erros para ambos os métodos são proporcionais à distância da falta, devido à maior energia das componentes do espectro para faltas próximas ao terminal de medição. Por outro lado, o aumento na distância implica a maior atenuação do transitório nas linhas. Além disso, o incremento na quantidade de derivações laterais acarretaria interferência entre as reflexões, o que contribui para o aumento nos erros.

Figura 25. Comparação do método proposto com o de Borghetti, *et al.*, (2008) em termos dos erros percentuais nas estimativas de acordo com a distância das faltas.

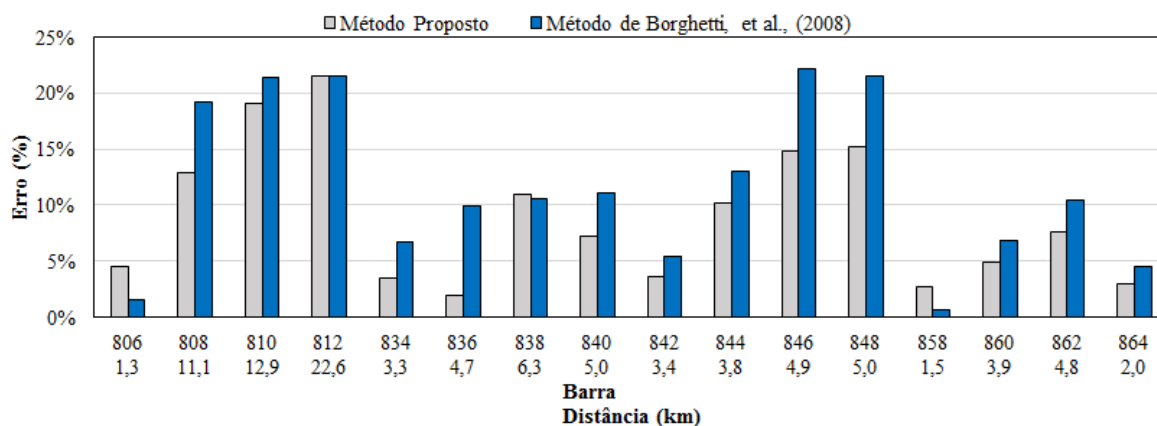


Ainda em relação à Figura 25, observa-se que as reduções abruptas nos erros ocorrem devido às impedâncias elevadas dos reguladores para as altas frequências, o que resulta na divisão da rede em três subsistemas com terminais de medição independentes. Diversas barras são desconsideradas nos resultados apresentados em Borghetti, *et al.*, (2008), tais como a

barra 814, que apresenta um erro de cerca de 5 km na estimativa da distância da falta. O efeito do número de derivações no caminho de propagação do transitório é bastante evidente no caso das barras 846 e 848. As mesmas apresentam os maiores erros dentre as demais, embora estejam localizadas a distâncias de 4,9 e 5 km do ponto de medição, respectivamente. No entanto, existem 4 ramais no caminho de propagação do transitório até o terminal de medição. Estes resultados indicam que o desempenho do método proposto é superior ao de Borghetti, *et al.*, (2008) em 11 dos 16 casos avaliados. Para as faltas nas barras 846 e 848, o método de Borghetti, *et al.*, (2008) apresenta erros superiores ao dobro dos erros associados ao método proposto.

Na Figura 26 apresenta uma análise similar à anterior, porém considerando somente as faltas do tipo fase-terra. Novamente, o método proposto apresenta desempenho superior, exceto em 3 dos casos avaliados. Conforme também se verifica na Figura 25, os menores erros ocorrem nas barras 858, 806, as quais têm distâncias inferiores a 2 km em relação ao terminal de medição, e não apresentam derivações no caminho de propagação do transitório.

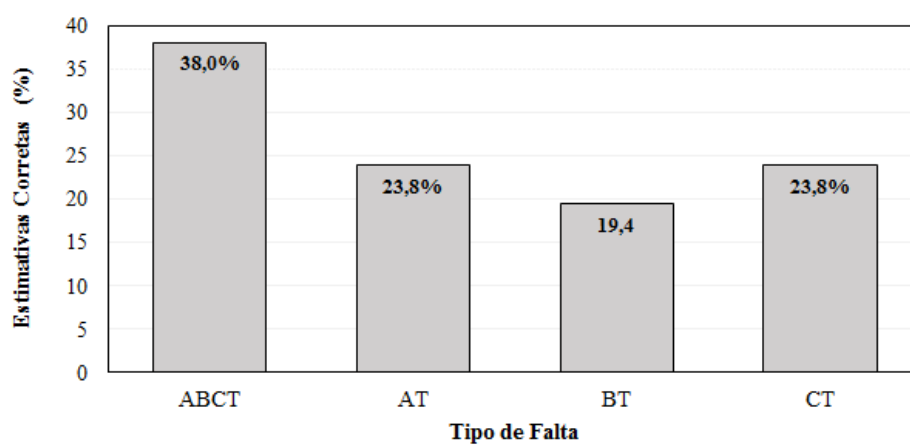
**Figura 26. Comparação do método proposto com o de Borghetti, *et al.*, (2008) em termos dos erros percentuais nas estimativas para faltas fase-terra de acordo com a distância das faltas.**



Por fim, os resultados referentes à identificação do ramal em falta são demonstrados na Figura 27, considerando 75 cenários associados às faltas do tipo fase-terra e trifásicas com resistência nula.



**Figura 27. Percentual de estimativas corretas do ramal em falta para faltas fase-terra e trifásicas simuladas no alimentador IEEE 34 barras.**



O número de estimativas corretas é inferior para as faltas fase-terra, devido à menor energia do transitório gerado. Por outro lado, os transitórios associados às faltas trifásicas sofrem maior atenuação em relação às demais, o que resulta em erros significativos para as barras distantes da subestação.

## 6 CONCLUSÕES

Este trabalho apresentou uma contribuição para a solução do problema de LF em SDEE, a qual contempla a estimativa da distância e do ramal em falta utilizando medição somente em um terminal. A técnica é baseada na relação entre frequências teóricas, associadas aos possíveis caminhos de propagação do transitório, e frequências características, identificadas como as componentes de maior energia no espectro. Deste modo, a análise da relação é efetuada essencialmente para identificar as frequências originadas das reflexões da OV, que no domínio da frequência assumem a forma de um sinal transitório com múltiplas componentes espectrais. Estas frequências, uma vez identificadas, permitem estimar o ramal em falta por eliminação, tendo em vista a componente associada à reflexão da OV no término do ramal em falta não é observada no espectro. Por outro lado, a distância em relação ao terminal de medição é obtida a partir da frequência associada à OV que se propaga da falta diretamente para o terminal local. Como esta componente não é originada da reflexão, é menos sujeita à atenuação. Desta forma, pode ser identificada como a componente de maior energia dentre as demais frequências do espectro.

A principal contribuição deste trabalho é relacionada à formulação da matriz de transformação modal dependente da frequência, desenvolvida a partir da modificação nas equações de Carson para inclusão dos efeitos pelicular e da corrente de retorno pela terra para altas frequências. Como vantagem, o modelo analítico dispensa o uso de simulações computacionais, além de resultar em uma melhor aproximação dos parâmetros que descrevem a propagação dos transitórios no domínio modal. Com a eliminação das aproximações usualmente adotadas na literatura, em especial a relacionada à velocidade de propagação, a técnica obteve um melhor desempenho em comparação ao método de Borghetti, *et al.*, (2008), considerado como o estado da arte na LF utilizando análise de TAF. Os resultados apresentados demonstraram que a técnica é relativamente insensível ao tipo de falta e resistências de falta de até 10  $\Omega$ . Por outro lado, observou-se a degradação do desempenho com o aumento da distância em relação ao terminal local e com o aumento da resistência, em especial com o aumento das derivações do circuito no caminho de propagação do transitório. Logo, os maiores erros foram decorrentes das faltas em ramais distantes e com maior número de laterais à montante, tendo em vista a ocorrência de uma maior quantidade de reflexões.

Em relação ao fator econômico, a análise de TAF apresenta uma desvantagem quando aplicada a redes dotadas de reguladores de tensão. Isso requer a instalação de medidores

adicionais na barra de saída de cada regulador, o que tende a encarecer os custos de implementação.

## **6.1 TRABALHOS FUTUROS**

Visando à melhoria do método em termos de robustez e desempenho, são sugeridas abordagens em eventuais trabalhos futuros.

- Considerar outras soluções para processamento dos sinais de entrada, assim como a identificação do espectro das frequências, para diminuir o erro de janelas fixas.
- Desenvolver um método para estimativa da impedância de falta, eliminando assim, a simplificação adotada no cálculo do coeficiente de reflexão através de (51).

## Referências

ABRAMOWITZ, M; STEGUN, I. **Handbook of Mathematical Functions With Formulas, Graphs and Mathematical Tables**. Washington : United States Department of Commerce, 1972.

ARAÚJO, ANTONIO; e NEVES, WASHINGTON. **Cálculo de Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Energia**. Belo Horizonte : Editora UFMG, 2005.

ATPDraw. Alternative Transients Program. **IEEE 34 Node** Disponível em: <<http://www.atpdraw.net/showpost.php?id=40&kind=0>>. Acesso em: 03 abr. 2017

BENSON, F. A; BENSON, T. **Fields Wave and Transmission Lines**. Chapman & Hall, 1991.

BROWN, Richard, **Electric Power Distribution Reliability**, New York: CRC Press, 2009.

BEWLEY, L. V. ; “Traveling Waves on Transmission Systems,” *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, v. 50, n. 2, p. 532-550, June 1931

BONEVILLE POWER ADMINISTRATION. “**Alternative Transients Program: ATP-EMTP**”. Portland, 2007 (Programa de Computador).

BORGHETTI, A.; *et al.*; “Continuous-Wavelet Transform for Fault Location in Distribution Power Networks: Definition of Mother Wavelets Inferred From Fault Originated Transients,” *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 23, n. 2, p. 380-388, may 2008.

BORGHETTI, A.; *et al.*; On the use of continuous-wavelet transform for fault location in distribution power systems, **International Journal of Electrical Power & Energy Systems**, v 28, n 9, p 608-617, nov. 2006,

BORGHETTI, A.; *et al.* “Integrated Use of Time-Frequency Wavelet Decompositions for Fault Location in Distribution Networks: Theory and Experimental Validation,” **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 25, n. 4, p. 3139-3146, Oct. 2010.

BORGHETTI, A; *et al.*; Calculation of Voltages Induced By nearby Lightning on OverHead Lines Terminated on Distribution Transformers. IPST International Conference on Power System Transients, p 311-316, set. 1995.

BORGHETTI, A.; *et al*; Lightning-Induced Overvoltages Transferred Through Distribution Power Transformers, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 24, n. 1, p. 360-372, Jan. 2009 b.

BOSETTI, MAURO; **Operation of Distribution Networks with Distributed Generation**. 2009, 94 f. Tese (Doutorado) - Università di Bologna, Bologna, Italia, 2009

CARDOSO, J. **Engenharia Eletromagnética**. Rio de Janeiro: Elsevier, 2011.

CARSON, J. R. ; Wave propagation in overhead wires with ground return, **The Bell System Technical Journal**, v. 5, n. 4, p. 539-554, Oct. 1926.

CHOI, M. S. *et al*. A Direct Three- Phase Circuit Analysis-Based Fault Location for Line-to-Line Fault. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [Piscataway], v. 22, n. 4, p. 2541-2547, October 2007.

CIGRE, Guidelines for Representation of Network Elements when Calculating Transients, CIGRE Working Group 02 (SC 33), 1990.

DAS, R. **Determining the Location of Fault in Distribution Systems**. 1998. Tese (Doutorado) – Curso de Engenharia Elétrica, Electrical Engineering University Of Saskatchewan, Saskatoon, 1998.

DOMMEL, **Electro Magnetic Transient Program Theory Book**. Vancouver: University of British Columbia, 1996.

FARIA, J.A.; BRICENO, J. H., On the modal analysis of asymmetrical three-phase transmission lines using standard transformation matrices, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 12, n. 4, p. 1760-1765, Oct 1997.

-----, Modal analysis of untransposed bilateral three-phase lines-a perturbation approach, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 12, n. 1, p. 497-504, Jan 1997.

GAZZANA, D.S. ; *et al*; An integrated technique for fault location and section identification in distribution systems, **Electric Power Systems Research**, v. 115, Oct. 2014, p 65-73,

HE, Zheng-You. Wavelet Analysis and Transient Signal Processing Applications for Power Systems. China: John Wiley & Sons Singapore, 2016

HEDMAN, D. ; **Teoria das Linhas de Transmissão I**, vol I, 3rd. ed., Santa Maria: Editora UFSM, 1983.

----- **Teoria das Linhas de Transmissão II**, vol II, 3rd. ed., Santa Maria: Editora UFSM, 1983.

HEDMAN, D. E. ; Propagation on Overhead Transmission Lines I-Theory of Modal Analysis, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. 84, n. 3, p. 200-205, Mar. 1965

----- Propagation on Overhead Transmission Lines II- Earth-Conduction effects and practical results, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. 84, n. 3, p. 205-210, Mar. 1965

INGLE, V.; PROAKIS, J; **Digital Signal Processing using Matlab**, 3<sup>rd</sup> ed., vol 1, Stamford: Cengage Learning, 2011.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS. **Guide for Deteminung Fault Locatioan on AC Transmission and Distribution Lines** : Std. C37.114. New York: IEEE, 2005.

JOHNSON, Walter; **Linhas de Transmissão e Circuitos**, vol. 1, Rio de Janeiro: Guanabara Dois Ed, 1980.

KERSTING, William; **Distribution System Modeling and Analysis**, New Mexico: CRC Press, 2002.

KHORRAMDEL, Benyamin; MARZOOGHI, Hesamoddin; SAMET, Haidar; POURAHMADI-NAKHLI, Meisam; RAOOFAT, Mahdi; Fault locating in large distribution systems by empirical mode decomposition and core vector regression, **International Journal of Electrical Power & Energy Systems**, v. 58, p 215-225, Junho 2014, , ISSN 0142-0615

LEE, Seung-Jae *et al.*, An intelligent and efficient fault location and diagnosis scheme for radial distribution systems, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 19, n. 2, p. 524-532, Abr. 2004.

LEWIS, L. J; Traveling Wave Relations Applicable to Power-System Fault Locators, **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, v. 70, n. 2, p. 1671-1680, Julho 1951.

MAGNAGO, F. H.; ABUR, A.; Fault location using wavelets, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 13, n. 4, p. 1475-1480, Oct 1998.

-----A new fault location technique for radial distribution systems based on high frequency signals, **IEEE Power Engineering Society Summer Meeting. Conference Proceedings**, v. 1, (Cat. No.99CH36364), Edmonton, Alta, p. 426-431, 1999.

MAGNUSSON, P. C. ; Traveling Waves on Multi-Conductor Open-Wire Lines-A Numerical Yurvey of the Effects of Frequency Dependence of Modal Composition, in **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-92, n. 3, p. 999-1008, May 1973.

MARTI, J; **The Problem of Frequency Dependence in Transmission Line Modelling**. 1981, 208 f. Tese (Doutorado) - The University of British Department of Electrical Engineering, Vancouver, Columbia, 1981.

MARTI, J. R; Accurate Modelling of Frequency-Dependent Transmission Lines in Electromagnetic Transient Simulations, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-101, n. 1, p. 147-157, Jan. 1982.

MARTINEZ, J. A. ; GUSTAVSEN, B; DURBAK, D.; Parameter determination for modeling system transients-Part I: overhead lines, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 20, n. 3, p. 2038-2044, July 2005.

MIANO, Giovanni; MAFFUCCI, Antonio; **Transmission Lines and Lumped Circuits**, vol 1, New York: Academic Press, 2001.

NOVOSEL, D; *et al.* System for Locating Faults and Estimating Fault Resistance in Distribution Networks with Tapped Loads - US Patent N. 5839093 Vaasa, Finlândia : ABB Transmit Oy. 1998.

OPPENHEIM, A. V; SCHAFER, R. W; **Discrete-Time Signal Processing**, 3<sup>rd</sup> ed., vol 1, London: Prentice-Hall, 2009.

OLIVEIRA, Karen; *et al*; Faulted Branch Identification on Power Distribution Systems Under Noisy Environment, **IEEE, IPST**, 2009, Kyoto, Japan, Jun. 2009, p 1-5.

OLIVEIRA, Karen; **Estimação de Seção Faltosa em Sistemas de Distribuição Desequilibrados**. 2007, 45 f. Diplomação – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2007

POURAHMADI-NAKHLI, M. e SAFAVI, A. A. Path Characteristic Frequency-Based Fault Locating in Radial Distribution Systems Using Wavelets and Neural Networks, in **IEEE Transactions on Power Delivery**, vol. 26, no. 2, pp. 772-781, April 2011

RADIAL DISTRIBUTION TEST FEEDERS, **IEEE Trans. Power Syst.**, v. 6, n. 3, p. 975-985, Aug. 1991.

SAHA, M. M; IZYKOWSKI, J; ROSOLOWSKI, E; **Fault Location on Power Networks**, London: U.K. Ed. Springer-Verlag, 2010.

SADEH, Javad BAKHSHIZADEH, Ehsan KAZEMZADEH, Rasoul. A new fault location algorithm for radial distribution systems using modal analysis, **International Journal of Electrical Power & Energy Systems**, V. 45, no1, p 271-278, February 2013

SALIM, R. H. ; SALIM K. C. O. ; BRETAS, A. S.; Further improvements on impedance-based fault location for power distribution systems, **IET Generation, Transmission & Distribution**, v. 5, n. 4, p. 467-478, Apr. 2011.

SALIM, R. H. ; *et al.* ; Extended Fault-Location Formulation for Power Distribution Systems, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 24, n. 2, p. 508-516, Apr. 2009.

SRINIVASAN, K; ST-JACQUES, A. A New Fault Location Algorithm for Radial Transmission Lines with Loads. **IEEE Power Engineering Review**, [Piscataway], v. 9, n. 7, p. 1676-1682, July. 1989

STEVENSON, William. **Analises de Sistemas Elétricos de Potencia**, 2. ed. Mexico: McGraw-Hill, 1966.

STENVING, Nils. **Time-Domain Modeling of high-frequency electromagnetic wave propagation, overhead wires, and earth**. 2011. 126 f. Dissertação (Maestrado)-Michigan Technological University, Michigan, 2011

STRINGFIELD, T. W; MARIHART, D. J; STEVENS, R. F; Fault Location Methods for Overhead Lines, **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems**, v. 76, n. 3, p. 518-529, Apr. 1957.

SWIFT, G. W. ; The Spectra of Fault-Induced Transients, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-98, n. 3, p. 940-947, May. 1979.

TANG, Y; *et al*; Fault indicators in transmission and distribution systems, **DRPT2000. International Conference on Electric Utility Deregulation and Restructuring and Power Technologies. Proceedings** (Cat. No.00EX382), London, 2000, p. 238-243.

TAKAGI, T. *et al.* Development of a New Type Fault Locator Using the One-Terminal Voltage and Current Data. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [Piscataway], v. 101, n. 8, p. 2892-2898, August 1982,

YE, H; *et. Al.*, A novel single-phase grounding fault location method with traveling wave for distribution networks, **5<sup>th</sup> International Conference on Electric Utility Deregulation and Restructuring and Power Technologies (DRPT)**, Changsha, 2015, p. 1175-1179.

ZANETTA Jr, L. C; **Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Potência**, vol. 1, São Paulo – SP: Editora da Universidade de São Paulo, 2003.

ZHU, Jun; LUBKEMAN, D. L; GIRGIS, A. A; Automated fault location and diagnosis on electric power distribution feeders, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 12, n. 2, p. 801-809, Apr 1997.



## APÊNDICE A: DETALHAMENTO DOS RESULTADOS

Tendo em vista as limitações de espaço, nos resultados apresentados a seguir são adotadas as seguintes abreviaturas:

DS: distância simulada;

RF: resistência de falta;

RFE: ramal em falta estimado;

DFE: distância da falta estimada.

A Tabela 8 apresenta os resultados para faltas trifásicas à terra no sistema IEEE 13 barras. As barras 652, 611, 645, 646, e 684 não são incluídas nesta tabela devido à sua configuração ser bifásica ou monofásica.

**Tabela 8. Resultados para faltas trifásicas no alimentador IEEE 13 barras.**

Barra	DS (m)	RF ( $\Omega$ )	RFE	DFE (m)	Erro (%)
632	610	0	632	623,39	0,50
		5	632	626,83	0,63
		10	632	627,88	0,67
		20	632	628,62	0,70
634	762	0	634	757,73	0,16
		5	634	758,11	0,15
		10	634/646	757,12	0,18
		20	634/646	758,09	0,15
671	1220	0	671	1357,82	5,18
		5	671	1359,55	5,25
		10	671	1362,02	5,34
		20	671	1356,1	5,12
675	1372	0	*	1573,31	7,57
		5	*	1575,96	7,67
		10	*	1575,96	7,67
		20	*	1565,41	7,27
680	1525	0	680/652	1787	9,85
		5	680/652	1790,03	9,97
		10	680/652/611	1789,18	9,93
		20	680/652/611	1777,28	9,49

\* Ramal não identificado.

Os resultados referentes às faltas fase-terra, bifásicas à terra e bifásicas para o sistema IEEE 13 barras são apresentadas na Tabela 9, Tabela 10 e Tabela 11, respectivamente. Os

campos faltantes são associados às barras que não apresentam as respectivas fases, como por exemplo, as barras 645 e 646 que são monofásicas.

Tabela 9. Resultados para faltas fase-terra no alimentador IEEE 13 barras.

Barra	DS (m)	RF ( $\Omega$ )	AT			BT			CT		
			RFE	DFE (m)	Erro (%)	RFE	DFE (m)	Erro (%)	RFE	DFE (m)	Erro (%)
632	610	0	632	629,6	0,74	632	613,5	0,13	632	622,2	0,46
		5	632	629,7	0,74	632	628,2	0,69	632	622,4	0,47
		10	632	629,7	0,74	632	628,0	0,68	632	622,2	0,46
		20	632	629,1	0,72	632	626,8	0,63	632	621,1	0,42
645	762	0				646	747,0	0,56	*	757,8	0,16
		5				646	747,1	0,56	*	757,8	0,16
		10				646	747,1	0,56	*	758,0	0,15
		20				646	747,1	0,56	*	758,1	0,15
646	853	0				646/634	782,6	2,65	*	803,3	1,87
		5				646/634	782,7	2,64	*	803,4	1,86
		10				646/634	782,7	2,64	*	803,4	1,86
		20				646/634	782,7	2,64	*	803,6	1,86
634	762	0	634/646	753,4	0,32	634	753,2	0,33	634	758,4	0,13
		5	634/646	753,6	0,31	634	753,2	0,33	634	758,2	0,14
		10	634/646	753,8	0,31	634	753,2	0,33	634	758,2	0,14
		20	634/646	754,1	0,30	634	753,2	0,33	634	758,4	0,13
671	1220	0	671	1379,2	5,99	671	1450,2	8,66	671	1434,5	8,07
		5	671	1379,2	5,99	671	1449,2	8,62	671	1433,7	8,04
		10	671	1378,2	5,95	671	1448,3	8,59	671	1431,7	7,97

		20	671	1374,4	5,81	671	1448,2	8,58	671	1430,2	7,91
675	1372	0	675/680	1577,7	7,73	*	1648,7	10,41	*	1632,3	9,79
		5	675/680	1577,0	7,71	*	1647,9	10,38	*	1632,1	9,78
		10	675/680/611	1575,6	7,66	*	1646,4	10,32	*	1630,6	9,73
		20	675/680/611	1575,6	7,66	*	1641,1	10,12	*	1625,4	9,53
680	1525	0	*	1786,2	9,82	680/684	1803,4	10,47	680	1830,2	11,48
		5	*	1786,2	9,82	680/684	1802,9	10,45	680	1829,7	11,46
		10	*	1784,4	9,76	680/684	1801,1	10,38	680	1827,9	11,39
		20	*	1778,2	9,52	680/684	1796,5	10,21	680/611	1822,3	11,18
684	1311	0	684/680	1495,5	6,94				684/675	1558,7	9,32
		5	684/680	1495,1	6,92				684/675	1558,4	9,30
		10	684/680	1493,9	6,88				684/675	1557,4	9,27
		20	684/680	1489,5	6,71				684/675	1552,6	9,09
611	1462	0							611/680	1774,6	11,76
		5							611/680	1774,2	11,74
		10							611/680	1772,4	11,67
		20							611/680	1767,1	11,48
652	1653	0	652	1897,3	9,19						
		5	652	1897,5	9,20						
		10	652	1895,5	9,12						
		20	652	1891,5	8,97						

\* Ramal não identificado.

Tabela 10. Resultados para faltas bifásicas à terra no alimentador IEEE 13 barras.

Barra	DS (m)	RF ( $\Omega$ )	ABT			BCT			ACT		
			RFE	DFE (m)	Erro (%)	RFE	DFE (m)	Erro (%)	RFE	DFE (m)	Erro (%)
632	610	0	632	623,85	0,52	632	627,83	0,67	632	630,01	0,75
		5	632	623,85	0,52	632	628,15	0,68	632	629,94	0,75
		10	632	623,65	0,51	632	628,6	0,70	632	629,84	0,75
		20	632	621,78	0,44	*	*	*	632	629,91	0,75
645	762	0				646/634	776,99	6,28			
		5				646/634	777,56	0,59			
		10				646/634	778,85	0,63			
		20				*	*	*			
646	853	0				*	816,22	1,38			
		5				*	816,58	1,37			
		10				*	817,11	1,35			
		20				*	*	*			
634	762	0	646/634	757,65	0,16	634	768,22	0,23	646/634/675	770,60	0,32
		5	646/634	757,80	0,16	634	768,22	0,23	646/634/675	770,75	0,33
		10	646/634	757,81	0,16	634	770,04	0,30	646/634/675	771,23	0,35
		20	646/634	757,70	0,16	*	*	*	634/634/675	772,82	0,41
671	1220	0	671	1360,78	5,29	671	1440,08	8,28	671	1394,76	6,57
		5	671	1360,92	5,30	671	1445,40	8,48	671	1395,02	6,58
		10	671	1359,3	5,24	671	1445,30	8,47	671	1395,02	6,58



Tabela 11. Resultados para faltas bifásicas no alimentador IEEE 13 barras.

Barra	DS (m)	RF ( $\Omega$ )	AB			BC			AC		
			RFE	DFE (m)	Erro (%)	RFE	DFE (m)	Erro (%)	RFE	DFE (m)	Erro (%)
632	610	0	632	623,91	0,52	632	627,83	0,67	632	630,05	0,75
		5	632	623,85	0,52	632	627,78	0,67	632	630,05	0,75
		10	632	623,85	0,52	632	627,67	0,66	632	630,05	0,75
		20	*	*	*	*	*	*	632	629,99	0,75
645	762	0				646/634/675	777,16	6,29			
		5				646/636/675	777,16	0,57			
		10				646/634/675	777,16	0,57			
		20				*	*	*			
646	853	0				*	817,2	1,35			
		5				*	817,2	1,35			
		10				*	817,2	1,35			
		20				*	*	*			
634	762	0	634/646	757,65	0,16	634	768,54	0,25	634	770,99	0,34
		5	634/646	757,73	0,16	634	768,54	0,25	634	770,99	0,34
		10	634/646	757,80	0,16	634	768,54	0,25	634	771,10	0,34
		20	*	*	*	*	*	*	634	771,39	0,35
671	1220	0	671	1371,01	5,68	671	1444,01	8,42	671	1406,29	7,01
		5	671	1370,75	5,67	671	1444,08	8,43	671	1406,29	7,01
		10	671	1370,25	5,65	671	1444,01	8,42	671	1405,76	6,99

		20	*	*	*	*	0	*	671	1404,71	6,95
675	1372	0	*	1586,65	8,07	*	1660,57	10,85	*	1622,70	9,43
		5	*	1586,31	8,06	*	1660,57	10,85	*	1622,70	9,43
		10	*	1585,64	8,03	*	1659,83	10,82	*	1622,06	9,40
		20	*	*	*	*	*	*	*	1620,6	9,35
680	1525	0	680/652	1795,61	10,18	680/652	1843,81	11,99	*	1838,39	11,78
		5	680/652	1795,61	10,18	680/652	1843,81	11,99	*	1838,39	11,78
		10	680/652	1794,47	10,13	680/652	1843,82	11,99	*	1837,94	11,77
		20	680/652	1792,17	10,05	*	*	*	*	1836,14	11,70
684	1311	0							*	1539,01	8,57
		5							*	1539,01	8,57
		10							*	1538,70	8,56
		20							*	1536,80	8,49

\* Ramal não identificado.



A Tabela 12 apresenta os resultados para faltas trifásicas à terra no sistema IEEE 34 barras.

**Tabela 12. Resultados para faltas trifásicas no alimentador IEEE 34 barras.**

<b>Barra</b>	<b>DS (km)</b>	<b>Frequência Espectro (kHz)</b>	<b>DFE (km)</b>	<b>Erro (m)</b>	<b>RFE</b>
806	1,32	54,59	1,37	50	806
808	11,14	6,90	10,78	360	808
810	12,92	6,19	12,12	800	*
812	22,57	3,73	20,8	1770	812
834	3,27	21,18	3,53	260	*
836	4,71	14,01	5,34	630	836
838	6,28	10,9	7,27	990	*
840	4,97	13,25	5,65	680	840
842	3,35	20,63	3,62	270	*
844	3,76	18,97	3,94	180	*
846	4,86	17,24	4,41	450	*
848	5,03	17,12	4,44	590	*
858	1,49	48,69	1,53	40	858
860	3,89	17,41	4,29	400	*
862	4,79	13,76	5,44	650	862
864	1,98	38,07	1,98	0	*

\* Ramal não identificado.

A Tabela 13 apresenta os resultados para faltas fase-terra no sistema IEEE 34 barras.

**Tabela 13. Resultados para faltas fase-terra no alimentador IEEE 34 barras.**

<b>Barra</b>	<b>DS (km)</b>	<b>Frequência Espectro (kHz)</b>	<b>DFE (km)</b>	<b>Erro (m)</b>	<b>RFE</b>
806	1,32	51,99	1,38	60	806
808	11,14	7,50	9,66	1480	808
810	12,92	6,65	10,4	2520	*
812	22,57	3,91	17,51	5060	*
834	3,27	20,14	3,48	210	*
836	4,71	15,17	4,62	90	*
838	6,28	9,22	7,54	1260	838
840	4,97	13,04	5,36	390	*
842	3,35	20,18	3,48	130	*

---

844	3,76	18,52	3,78	20	*
846	4,86	16,90	4,149	711	*
848	5,03	16,40	4,271	759	*
858	1,49	46,48	1,53	40	858
860	3,89	17,14	4,09	200	*
862	4,79	13,54	5,16	370	862
864	1,98	36,67	1,92	60	*

---

**\* Ramal não identificado.**