

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Marcos Roberto de Araújo

**ALGORITMOS DE PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO
LONGAS PARALELAS EQUILIBRADAS**

Belo Horizonte - MG

Junho de 2020

Marcos Roberto de Araújo

**ALGORITMOS DE PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO
LONGAS PARALELAS EQUILIBRADAS**

Tese de Doutorado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do Título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. Clever Sebastião Pereira Filho

Belo Horizonte - MG

Junho de 2020

A663a Araújo, Marcos Roberto de.
Algoritmos de proteção de distância para linhas de transmissão longas paralelas equilibrada [recurso eletrônico] / Marcos Roberto de Araújo. - 2020.
1 recurso online (135 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Clever Sebastião Pereira Filho.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 131-135.
Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Algoritmos - Teses. 3. Impedância (Eletricidade) - Teses. 4. Linhas de telecomunicação - Teses. I. Pereira Filho, Clever Sebastião. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 621.3(043)

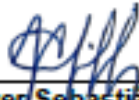
**"Algoritmos de Proteção de Distância Para Linhas de
Transmissão Longas Paralelas Equilibradas"**

Marcos Roberto de Araújo

Tese de Doutorado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 16 de junho de 2020.

Por:



Prof. Dr. Clever Sebastião Pereira Filho
DEE (UFMG) - Orientador



Prof. Dr. Alberto Resende De Conti
DEE (UFMG)



Prof. Dr. Felipe Vigolvinho Lopes
Departamento de Engenharia Elétrica (UNB)



Prof. Dr. Aurélio Luiz Magalhães Coelho
Instituto de Ciências Tecnológicas (UNIFEI)



Prof. Dr. Eduardo Gonzaga da Silveira
Departamento de Engenharia Eletrica (CEFET/MG)

AGRADECIMENTOS

A Deus.

À minha mãe, Nair, pelo apoio e amizade.

Ao Prof. Clever, pela oportunidade e orientação.

Ao Alberto, pela solicitude.

Ao meu irmão Paulo e ao Raphael, pelo apoio.

À Capes, pelo suporte financeiro.

RESUMO

Esta tese propõe novos algoritmos de proteção de distância de zona 1 adequados para linhas de transmissão longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos comuns ou independentes em ambos os terminais. Os algoritmos propostos são deduzidos a partir de modelos de linhas de transmissão a parâmetros distribuídos, nos quais os efeitos capacitivo, de propagação e do acoplamento mútuo de sequência zero são plenamente considerados. A exatidão das formulações obtidas foi provada com a utilização de componentes simétricas e da teoria de grafos, tendo os sistemas-teste sido modelados de modo idêntico ao concebido para a derivação de tais algoritmos. A aplicabilidade da abordagem de parâmetros de compensação de sequência-zero constantes foi igualmente atestada, demonstrando que os algoritmos propostos podem fazer uso de expressões analíticas satisfatoriamente, dispensando a necessidade de métodos iterativos. Ademais, simulações extensivas foram realizadas, inclusive comparações de desempenho entre os algoritmos propostos e o algoritmo convencional. Verificaram-se o impacto da resistência de falta para diferentes sistemas terminais e níveis de carregamento pré-falta, o sobrealcançe para faltas externas, a sensibilidade a erros nos parâmetros de sequência zero, a adequabilidade de uma abordagem de prevenção de falsas operações e a influência da modelagem do acoplamento mútuo de sequência zero. Em virtude dos resultados alcançados, sugere-se a implementação dos algoritmos propostos em relés numéricos comerciais, como alternativa em relação ao algoritmo convencional, em um esquema adaptativo funcionando em conjunto com módulos auxiliares existentes na literatura para a detecção de curtos-circuitos com elevadas resistências de falta.

Palavras-chave: Acoplamento Mútuo de Sequência Zero. Algoritmo de Proteção de Distância. Impedância Aparente. Linhas de Transmissão Longas Paralelas. Parâmetros de Compensação de Sequência Zero.

ABSTRACT

This doctoral dissertation proposes novel first-zone distance protection algorithms adequate for balanced long parallel transmission lines connected to either common or independent buses at both ends. The proposed algorithms are based on distributed parameter line models, in which the capacitive, propagation, and zero-sequence mutual coupling effects are fully considered. The exactness of the obtained formulations has been proved using symmetrical components and graph theory, being the test systems modeled exactly like they were considered for the derivation of such algorithms. The applicability of the constant zero-sequence compensation parameters approach has also been attested, demonstrating that the proposed algorithms can satisfactorily use analytical expressions, avoiding the need of iterative methods. In addition, extensive simulations were performed, including performance comparisons between the proposed and conventional algorithms. The fault resistance impact for different terminal systems and pre-fault load levels, the overreach for external faults, the sensitivity to errors in zero-sequence parameters, the appropriateness of an approach to avoid false operations, and the influence of zero-sequence mutual coupling modeling were verified. In view of the results obtained, it is suggested the implementation of the proposed algorithms in commercial numerical relays, as an alternative to the conventional algorithm, functioning in an adaptive scheme in conjunction with auxiliary modules existing in literature for high fault resistance detection.

Keywords: Zero-Sequence Mutual Coupling. Distance Protection Algorithm. Apparent Impedance. Long Parallel Transmission Lines. Zero-Sequence Compensation Parameters.

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 - Circuito equivalente por unidade de comprimento.....	29
Figura 3.2 - Circuito π equivalente.....	32
Figura 3.3 - Circuito impedância nominal série	34
Figura 3.4 - Circuito equivalente incremental de sequência zero.....	35
Figura 3.5 - Circuito π equivalente de sequência zero	41
Figura 4.1 - Ligação dos diagramas sequenciais para falta AT em LTs paralelas conectadas a barramentos comuns	47
Figura 4.2 - Diagrama unifilar do sistema modelado com LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns.....	53
Figura 4.3 - Fluxograma da rotina computacional desenvolvida para o cálculo dos parâmetros unitários das LTs	54
Figura 4.4 - Esquema de transposição das LTs paralelas.....	55
Figura 4.5 - Diagramas de impedância sequenciais do sistema modelado com LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns.....	57
Figura 4.6 - Grafo orientado para o sistema modelado com LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns	58
Figura 4.7 - Fluxograma da rotina computacional desenvolvida para o cálculo de defeitos AT utilizando a teoria de grafos.....	59
Figura 4.8 - Característica de operação de zona 1 ajustada.....	60
Figura 4.9 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R1 considerando o algoritmo convencional e o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero exatos	61
Figura 4.10 - Erros relativos percentuais das reatâncias aparentes convencionais	62
Figura 4.11 - Variações dos (a) (c) (e) módulos e das (b) (d) (f) fases dos parâmetros de compensação de sequência zero do algoritmo proposto baseadas nas referências: (a) e (b) - DIAS, 2008; (c) e (d) - CHAIWAN; KANG; LIAO, 2014; (e) e (f) - ABDOLLAHZADEH; MOZAFARI; JAZAERI, 2015	64

Figura 4.12 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT do relé da LT faltosa considerando o algoritmo convencional e o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes para configurações diversas de fontes.....	66
Figura 4.13 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT do relé da linha faltosa considerando o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes e LTs paralelas com extensão total de (a) 1000 km e de (b) $\frac{1}{4}$ de comprimento de onda.....	68
Figura 4.14 - Impedâncias aparentes calculadas pela unidade AT de R1 usando o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero exatos para faltas AT com $R_F = 0:10:150 \Omega$ considerando diferentes sistemas terminais e níveis de carregamento pré-falta.....	73
Figura 4.15 - Comparação de desempenho entre Z_{RC} e Z_{RNCK}	78
Figura 4.16 - Módulos das parcelas das correntes de curto-circuito	80
Figura 4.17 - Defasagem angular entre as parcelas das correntes de curto-circuito	81
Figura 4.18 - Diagrama unifilar do sistema modelado com LTs externas	84
Figura 4.19 - Diagramas de impedância sequenciais do sistema modelado com LTs externas	85
Figura 4.20 - Grafo orientado para o sistema modelado com LTs externas.....	86
Figura 4.21 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R utilizando o algoritmo proposto com k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} constantes para faltas AT com $R_F = 0:10:150 \Omega$ aplicadas ao longo das linhas LTM, LT1 e LTJ.....	87
Figura 4.22 - Impedâncias aparentes calculadas pelos algoritmos convencional e proposto considerando parâmetros de LT exatos e inexatos	91
Figura 4.23 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R2 utilizando os algoritmos convencional e proposto para faltas AT deslizantes ao longo da LT faltosa	95
Figura 4.24 - Impedâncias aparentes calculadas pela unidade AT de R2 utilizando algoritmos adequados para LTs de circuito simples frente a faltas AT deslizantes ao longo de LT1.....	98
Figura 4.25 - Impedâncias aparentes calculadas pela unidade AT de R2 usando o algoritmo não convencional aplicável a linhas de circuito simples com k_V e k_I constantes para faltas AT deslizantes aplicadas em LT1 com $R_F = 0:10:150 \Omega$	100
Figura 4.26 - Razão entre os módulos das correntes de sequência zero das LTs paralelas.....	103
Figura 4.27 - Diagrama de admitâncias em componentes de fase do sistema teste	105
Figura 4.28 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT do relé da LT faltosa utilizando os algoritmos convencional e proposto para sistema modelado no domínio das fases.....	106

Figura 4.29 - Erros relativos percentuais das (a) reatâncias e dos (b) módulos das impedâncias aparentes	107
Figura 5.1 - Ligação dos diagramas de sequência positiva, negativa e zero para falta AT em LTs paralelas sem barramentos comuns	111
Figura 5.2 - Diagrama unifilar do sistema modelado com LTs paralelas sem barramentos comuns	117
Figura 5.3 - Diagrama de impedâncias sequenciais do sistema modelado com LTs paralelas sem barramentos comuns	118
Figura 5.4 - Grafo orientado para o sistema modelado com LTs paralelas sem barramentos comuns.....	119
Figura 5.5 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R utilizando os algoritmos propostos para LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns e independentes	120
Figura 5.6 - Erros relativos percentuais dos módulos das impedâncias aparentes vistas pelo algoritmo proposto para LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns.....	120
Figura 5.7 - Variações dos (a) módulos e das (b) fases dos novos parâmetros de compensação de tensão de sequência zero.....	121
Figura 5.8 - Impedâncias aparentes calculadas pela unidade AT de R usando o algoritmo proposto para LTs paralelas sem barramentos comuns com parâmetros de compensação de sequência zero constantes	122
Figura 5.9 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R usando o algoritmo proposto para LTs paralelas sem barramentos comuns frente a faltas AT com $R_F = 0:10:150 \Omega$	124

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 - Grandezas de entrada para proteção de distância convencional.....	43
Tabela 4.2 - Grandezas de entrada para unidades de terra em LTs curtas paralelas	44
Tabela 4.3 - Grandezas de entrada para proteção de distância não convencional.....	44
Tabela 4.4 - Grandezas de entrada para LTs longas paralelas conectadas a barramentos comuns	52
Tabela 4.5 - Parâmetros unitários sequenciais das LTs paralelas.....	55
Tabela 4.6 - Impedâncias equivalentes das fontes.....	56
Tabela 4.7 - Parâmetros unitários sequenciais de LTs paralelas ou de circuito duplo	65
Tabela 4.8 - Subalcances e sobrealcances de R1 usando os algoritmos convencional e proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes para configurações envolvendo fontes fortes, médias e fracas.....	67
Tabela 4.9 - Valores de R_F para os quais R1 desempenhou satisfatoriamente e subalcances e/ou sobrealcances máximos atingidos para diferentes sistemas terminais e carregamentos pré-falta .	74
Tabela 4.10 - Valores de R_F para os quais se obteve um desempenho satisfatório de R1 e subalcances e/ou sobrealcances máximos verificados em cada condição de análise	79
Tabela 4.11 - Parâmetros unitários sequenciais de LTM e LTJ	84
Tabela 4.12 - Valores de R_F para os quais R sobrealçou LTM e/ou LTJ e sobrealcances máximos apurados para cada configuração de fontes	88
Tabela 4.13 - Parâmetros unitários sequenciais em função de ρ_g e ε_{rg}	90
Tabela 4.14 - Erros relativos percentuais nos parâmetros de sequência zero.....	90
Tabela 4.15 - Subalcances e sobrealcances mínimos e máximos de R1 sem e com erros nos parâmetros de sequência zero	92
Tabela 4.16 - Erros relativos percentuais médios das reatâncias aparentes vistas para faltas a longas distâncias sem e com erros nas impedâncias de sequência zero longitudinal e mútua	92
Tabela 4.17 - Trechos percentuais da extensão total de LT1 em que a aplicação de faltas acarretou falsas operações de R2 com algoritmos adequados para LTs paralelas	96
Tabela 4.18 - Trechos percentuais da extensão total de LT1 em que a simulação de defeitos acarretou operações simultâneas de R2 com algoritmos aplicáveis a linhas de circuito simples .	99

Tabela 4.19 - Valores de resistência de falta para os quais houve falsas operações de R2 e sobrealcances máximos apurados	101
Tabela 4.20 - Parâmetros do sistema em componentes de fase.....	104
Tabela 5.1 - Grandezas de entrada para LTs longas paralelas equilibradas	116
Tabela 5.2 - Impedâncias equivalentes das fontes independentes.....	117
Tabela 5.3 - Subalcances e sobrealcances máximos de R empregando o algoritmo proposto para linhas paralelas sem barramentos comuns com parâmetros de compensação de sequência zero constantes	123

LISTA DE PRINCIPAIS ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS

A	Ampère
ABCD	Constantes generalizadas
AT	Fase A-terra ou Alta Tensão
ATP	<i>Alternative Transient Program</i>
B	Susceptância transversal unitária
C	Capacitância transversal unitária
EFGH	Constantes generalizadas
G	Condutância transversal unitária
Hz	Hertz
I	Corrente
I_0	Corrente de sequência zero da linha de transmissão faltosa
I_{0S}	Corrente de sequência zero da linha de transmissão sã
I_a	Corrente da fase A
I_{EF}	Parcela da corrente de falta
I_F	Corrente de falta
I_R	Corrente de entrada do relé
I_{RF}	Corrente de <i>infeed</i> remota
k	Fator de compensação de sequência zero
k_I	Parâmetro de compensação de corrente de sequência zero
k_{Im}	Parâmetro de compensação de acoplamento mútuo de sequência zero de corrente
k_{Ip}	Parâmetro de compensação de corrente de sequência zero aplicável a linhas paralelas
k_m	Fator de compensação de acoplamento mútuo de sequência zero
k_{ml}	Parâmetro de compensação de acoplamento mútuo de sequência zero
k_V	Parâmetro de compensação de tensão de sequência zero
k_{Vm}^*	Parâmetro de compensação de acoplamento mútuo de sequência zero de tensão
k_{Vp}	Parâmetro de compensação de tensão de sequência zero aplicável a linhas paralelas

	conectadas a barramentos comuns em ambos os terminais
k_{vp}^*	Parâmetro de compensação de tensão de sequência zero aplicável a linhas paralelas conectadas a barramentos independentes em ambos os terminais
ℓ	Extensão total da linha de transmissão
L	Indutância longitudinal unitária
LT	Linha de Transmissão
LT1	Linha de transmissão faltosa
LT2	Linhas de transmissão sã
LTJ	Linha de Transmissão a Jusante
LTM	Linha de Transmissão a Montante
MATLAB	<i>MATrix LABoratory</i>
n	Número de condutores
O	Sobrealcance
P	Coefficiente de potencial de Maxwell
P_0	Potência natural da linha de transmissão
R	Resistência longitudinal unitária
R	Relé de distância da linha de transmissão faltosa
R1	Relé de distância da linha de transmissão faltosa
R2	Relé de distância da linha de transmissão sã
R_A	Alcance resistivo
R_F	Resistência de falta
RPS	Regime Permanente Senoidal
U	Subalcance
V	Tensão
V	Volt
V_R	Tensão de entrada do relé
x	Distância entre o relé e o ponto de falta ou distância
X	Reatância longitudinal unitária
Y	Admitância transversal unitária
Y_C	Admitância característica
Y_n	Admitância nominal

Y_{π}	Admitância equivalente
Z	Impedância longitudinal unitária
Z_C	Impedância característica
Z_{Cm1}	Impedância característica do modo 1
Z_{Cm2}	Impedância característica do modo 2
Z_e	Impedância externa
Z_g	Impedância de retorno pelo solo
Z_i	Impedância interna
Z_L	Impedância de sequência positiva da linha de transmissão
Z_n	Impedância nominal
Z_N	Impedância réplica do trecho protegido
Z_{RC}	Impedância aparente calculada pelo algoritmo de proteção convencional
Z_{RNC}	Impedância aparente calculada pelo algoritmo de proteção não convencional
Z_{π}	Impedância equivalente
α	Constante de atenuação
β	Constante de fase
γ	Constante de propagação
γ_g	Constante de propagação no solo
γ_{m1}	Constante de propagação do modo 1
γ_{m2}	Constante de propagação do modo 2
Δx	Deslocamento
ϵ_{rg}	Permissividade elétrica do solo
λ	Variável de integração
μ_0	Permeabilidade magnética do vácuo
ρ_g	Resistividade do solo
σ_g	Condutividade elétrica do solo
ω	Velocidade angular
Ω	Ohm
$\Omega.m$	Ohm metro

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	18
1.1.	Objetivos.....	20
1.2.	Metodologia científica	20
1.3.	Publicações	21
1.3.1.	Trabalhos publicados em periódicos internacionais	21
1.3.2.	Trabalhos publicados em anais de eventos	21
1.3.3.	Trabalhos aprovados para serem apresentados no VIII Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos.....	22
1.4.	Organização do texto.....	22
2.	ESTADO DA ARTE.....	24
2.1.	Proteção digital de sistemas elétricos de potência	24
3.	MODELOS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA	28
3.1.	Modelo convencional	28
3.2.	Modelo π equivalente para as redes de sequência zero de linhas de transmissão paralelas ou de circuito duplo	35
4.	ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS.....	42
4.1.	Algoritmos de proteção de distância existentes na literatura.....	42
4.2.	Algoritmo de proteção proposto.....	45
4.2.1.	Verificação da exatidão do algoritmo de proteção proposto	52
4.2.2.	Abordagem prática para os parâmetros de compensação de sequência zero.....	63
4.2.3.	Influência de elevadas resistências de falta	69
4.2.4.	Análise de sobrealcançe para faltas externas.....	83
4.2.5.	Sensibilidade a erros nos parâmetros de sequência zero	88
4.2.6.	Prevenção de falsas operações.....	93
4.2.7.	Influência da modelagem do acoplamento mútuo de sequência zero.....	102
5.	ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS SEM BARRAMENTOS COMUNS.....	109

5.1. Formulação proposta	109
5.2. Averiguação da exatidão da formulação proposta	116
5.3. Abordagem prática para os novos parâmetros de compensação de sequência zero .	121
5.4. Impacto de elevadas resistências de falta	124
6. CONCLUSÕES.....	125
REFERÊNCIAS.....	131

Capítulo 1

Introdução

A crescente demanda por energia elétrica em países onde as bases de geração se situam muito distantes dos principais centros de carga implica a necessidade de construção de linhas de transmissão (LTs) longas e extralongas (PORTELA; SILVA; ALVIM, 2007). Entende-se por LTs longas aquelas com extensão total superior a 250 km (GLOVER; SARMA; OVERBYE, 2012). Por sua vez, tais LTs são otimizadas para possuírem elevada capacidade de transmissão, sendo de grande relevância para o sistema, de modo que não podem haver falhas da proteção associadas à operação indevida, ou mesmo não operação de relés em casos de faltas nestas linhas.

A proteção de distância convencional tira proveito da relação quase linear existente entre a impedância de sequência positiva do trecho defeituoso e a distância até o ponto de falta em LTs curtas (menos que 80 km) ou médias (80 a 250 km) e até mesmo longas com até aproximadamente 400 km de extensão. Em sua formulação, a LT é modelada por parâmetros concentrados, como a impedância longitudinal unitária multiplicada pelo comprimento total, sendo os efeitos capacitivo e de propagação desprezados. Trata-se de uma aproximação pertinente para linhas curtas, entretanto, pode acarretar erros significativos no cálculo de impedâncias aparentes para faltas a longas distâncias em LTs muito longas, já que nestas o efeito capacitivo é acentuado. À proporção que a extensão da LT aumenta, e concomitantemente a tensão de transmissão, o efeito de cancelamento da corrente indutiva se intensifica, em consequência do aumento da corrente capacitiva. Assim, a corrente total medida é reduzida e, por conseguinte, a magnitude da impedância aparente vista pelo relé é ampliada, podendo levá-lo a subalcançar. Diante disso, Xu et al. (2008) propuseram uma formulação baseada em um modelo de LT a parâmetros distribuídos para a proteção de distância, a qual é aplicável a LTs longas de

circuito simples. Com o propósito de evitar o uso de métodos iterativos, os quais tornariam tal formulação inadequada para implementação em tempo real como um algoritmo de proteção de zona 1, Xu et al. (2008) também sugeriram a utilização de parâmetros de compensação de sequência zero constantes, a serem definidos de acordo com o comprimento total da LT.

Em função da quantidade de energia a ser transportada, ou seja, das elevadas potências nominais desejadas para estes elos de longa distância, linhas de transmissão paralelas, ou de circuito duplo, são amplamente utilizadas em sistemas de transmissão. Uma peculiaridade de tais linhas é a impossibilidade de se eliminar o acoplamento mútuo entre as redes de sequência zero, mesmo sendo cada circuito perfeitamente transposto, haja vista o efeito do solo. A influência do acoplamento mútuo de sequência zero no desempenho de um relé de distância convencional em LTs paralelas foi analisada por Wheeler (1970), tendo sido verificada a possibilidade de ocorrência de fenômenos de subalcance ou sobrealcance do relé, a depender da configuração do sistema. Isto posto, diversos esquemas de proteção de distância em que a impedância mútua de sequência zero é compensada foram propostos na literatura, como, por exemplo, um esquema adaptativo apresentado por Hu et al. (2002). Nada obstante, a maioria dos algoritmos de proteção de zona 1 dedicados à detecção de faltas para a terra em LTs paralelas, ou de circuito duplo, são equitativamente derivados do modelo impedância nominal série, o qual é apropriado para linhas curtas e médias apenas. Esforços têm sido feitos no sentido de se desenvolver métodos mais precisos para a proteção de distância de LTs longas paralelas, todavia, tal precisão geralmente é obtida à custa do emprego de métodos iterativos, para os quais não há garantia de convergência e se torna inaplicável para os relés digitais atuais (PEREIRA, 2013).

Em Araújo (2015), foi avaliada a influência do acoplamento mútuo de sequência zero entre LTs paralelas de pouco mais de meio comprimento de onda no desempenho do esquema de proteção de distância proposto por Xu et al. (2008), tendo sido constatados desvios significativos entre as impedâncias aparentes e as impedâncias de sequência positiva dos trechos faltosos. Sugeriu-se, então, para trabalhos futuros, a proposição de um esquema de proteção que levasse em conta tanto a impedância quanto a admitância mútua de sequência zero entre LTs longas paralelas. Destarte, esta tese visa a responder ao seguinte problema de pesquisa: como obter de forma eficiente a impedância de sequência positiva do trecho defeituoso quando de faltas que possuem componentes de sequência zero em LTs longas paralelas?

1.1. Objetivos

O objetivo geral desta tese é propor, implementar e analisar o comportamento de algoritmos de proteção de distância de zona 1 adequados para a detecção de faltas monofásicas para terra em LTs longas paralelas equilibradas, isto é, nos quais os efeitos capacitivo, de propagação e do acoplamento mútuo e sequência zero sejam integralmente considerados, e que possam ser implementados em relés numéricos de distância comerciais. São objetivos específicos:

1. propor algoritmos de proteção aplicáveis a LTs longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos comuns ou independentes em ambos os terminais, de modo que seja possível minimizar entradas adicionais para o relé sem afetar sua performance significativamente;
2. provar matematicamente a exatidão das formulações deduzidas;
3. verificar a aplicabilidade da abordagem de parâmetros de compensação de sequência zero constantes aos algoritmos propostos;
4. realizar comparações de desempenho entre os algoritmos propostos e o algoritmo convencional;
5. avaliar o impacto da resistência de falta para diferentes sistemas terminais e carregamentos pré-falta;
6. averiguar o sobrealcance para faltas externas em condição normal de operação;
7. analisar a sensibilidade a erros nas impedâncias unitárias de sequência zero longitudinal e mútua estimadas;
8. testar em linhas longas paralelas a adequabilidade de uma abordagem de prevenção de falsas operações empregada em LTs curtas paralelas;
9. investigar a influência da modelagem do acoplamento mútuo de sequência zero.

1.2. Metodologia científica

Adotou-se nesta tese uma estratégia metodológica qualitativa e quantitativa (TOZONI-REIS, 2009).

Da estratégia qualitativa, de caráter exploratório, foi realizada pesquisa bibliográfica (GIL, 2002). Fundamentou-se em livros, artigos científicos e manuais técnicos de análise e de proteção de sistemas elétricos de potência.

Da estratégia quantitativa, de caráter explicativo, realizou-se pesquisa experimental (GIL, 2002). As simulações computacionais foram efetuadas utilizando-se o software MATLAB.

1.3. Publicações

Ao longo do desenvolvimento desta tese, os resultados obtidos foram divulgados nas publicações elencadas a seguir.

1.3.1. Trabalhos publicados em periódicos internacionais

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Distance protection algorithm for long parallel transmission lines with no common bus. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 35, n. 2, p. 1059–1061, 2020.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Influence of mutual coupling modelling on the effectiveness of a distance relaying algorithm applicable to long parallel transmission lines. **The Journal of Engineering**, v. 2018, n. 15, p. 1043–1047, 2018.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. A practical first-zone distance relaying algorithm for long parallel transmission lines. **Electric Power Systems Research**, v. 146, p.17–24, 2017.

1.3.2. Trabalhos publicados em anais de eventos

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Sensibilidade de algoritmos de proteção de distância adequados para linhas de transmissão paralelas a erros nos parâmetros de sequência zero. In: ENCONTRO REGIONAL IBERO-AMERICANO DO CIGRÉ, 18., 2019, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: CIGRÉ-Brasil/ITAIPU Binacional, 2019. p. 1–8.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Prevenção de falsas operações de relés de distância em linhas de transmissão longas paralelas. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA, 22., 2018, João Pessoa. **Anais...** João Pessoa: UFPB, SBA/IFAC e IFPB, 2018. p. 1–6.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Influence of mutual coupling modelling on the effectiveness of a distance relaying algorithm applicable to long parallel transmission lines. In: THE IET INTERNATIONAL CONFERENCE ON DEVELOPMENTS IN POWER SYSTEM PROTECTION, 14., 2018, Belfast (UK). **Proceedings...** Belfast (UK): The IET, 2018. p. 1–6.

1.3.3. Trabalhos aprovados para serem apresentados no VIII Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Impacto da corrente de infeed remota em um algoritmo de proteção de distância adequado para linhas de transmissão longas paralelas.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Análise de sobrealcance para faltas externas a linhas de transmissão longas paralelas.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Abordagem de prevenção de falsas operações de relés de distância em linhas de transmissão longas paralelas equilibradas.

1.4. Organização do texto

Esta tese está organizada em seis capítulos, incluindo este de introdução.

No Capítulo 2 é apresentado sucintamente o estado da arte quanto a proteção digital de sistemas de energia elétrica.

No Capítulo 3 é revista a bibliografia acerca de modelos de LTs no domínio da frequência.

No Capítulo 4 é proposto um algoritmo de proteção para LTs longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos comuns em ambos os terminais. Os algoritmos da literatura que serviram de ponto de partida para a proposição do novo algoritmo são apresentados

sumariamente. Já a dedução da nova formulação é pormenorizada. Simulações extensivas são realizadas, incluindo a demonstração da exatidão da formulação obtida, a verificação da adequabilidade da abordagem de parâmetros de compensação de sequência zero constantes, a avaliação do impacto da resistência de falta para diferentes sistemas terminais e carregamentos pré-falta, a averiguação do sobrealcance para faltas externas, a análise de sensibilidade a erros nos parâmetros de sequência zero, a aplicabilidade de uma abordagem de prevenção de falsas operações e a avaliação da influência da modelagem do acoplamento mútuo de sequência zero.

No Capítulo 5 é proposto um algoritmo de proteção para LTs longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos independentes em ambos os terminais. A dedução da nova formulação é detalhada, com destaque para as particularidades desta com relação àquela deduzida no Capítulo 4. Atestam-se também sua exatidão, a aplicabilidade da abordagem de parâmetros de compensação de sequência zero constantes e o impacto de elevadas resistências de falta.

Por fim, no Capítulo 6 são apresentadas as conclusões e propostas de continuidade.

Capítulo 2

ESTADO DA ARTE

Este capítulo faz uma breve descrição do estado da arte sobre proteção digital de sistemas de energia elétrica, destacando as principais publicações a respeito de tal tema, além de trabalhos relacionados a esta tese e ao contexto em que esta está inserida.

2.1. Proteção digital de sistemas elétricos de potência

A proteção digital de sistemas elétricos de potência vem sendo desenvolvida desde os anos 60 (SAHA; PFISTNER, 1991). A título de exemplo, Rockefeller (1969) demonstrou a viabilidade de se utilizar um computador digital para desempenhar todas as funções de proteção dos equipamentos de uma subestação e das LTs que partem dela. A adequabilidade de lógicas digitais em substituição às funções analógicas de relés eletromecânicos foi evidenciada, além de metodologias de adaptação de técnicas então correntes ao mundo computacional de dados amostrados e compartilhamento de tempo. Posteriormente, Mann e Morrison (1971) propuseram um método de proteção digital de distância de LTs. Utilizou-se um pequeno número de amostras de tensão e corrente para se estimar numericamente os valores de pico de tais grandezas, os quais foram empregados no cálculo da impedância da LT. A princípio, considerava-se o uso de um computador central para controlar todas as funções de proteção em uma subestação, entretanto, o desenvolvimento dos microprocessadores definiu a tendência para o uso de microcomputadores dedicados a funções específicas, havendo a possibilidade de interconexão por meio de uma rede de comunicação industrial (SAHA; PFISTNER, 1991). Em Gilcrest, Rockefeller e Udren (1972), um computador digital experimental foi apresentado para a detecção de faltas entre fases e para a terra em um terminal de uma LT de 230 kV. O então denominado Prodar 70 foi instalado de

forma redundante, sendo a proteção real de tal linha ainda realizada por um relé eletromecânico. Fatores de influência no cálculo de impedâncias aparentes foram citados, como a resistência de falta (R_F), impedâncias equivalentes das fontes e carregamento pré-falta. Análises computacionais ilustraram o impacto de alguns desses fatores, inclusive o da tensão de sequência zero induzida por uma LT paralela.

Em Griffin (1983), os princípios básicos da detecção de faltas para a terra em LTs de alta tensão (AT) e extra-alta tensão (EAT) foram discutidos. Configurações como LTs longas conectando fontes fortes e LTs de 115 kV mutuamente acopladas foram consideradas. Salientou-se inclusive que unidades de detecção de faltas para a terra de relés de distância em LTs de EAT podem não desempenhar adequadamente quando de faltas com valores muito altos de R_F , sendo também requeridos relés de sobrecorrente direcionais de sequência zero para se resguardar o sistema de tais ocorrências. Horowitz, Phadke e Thorp (1988) investigaram a viabilidade de utilização de técnicas digitais para adaptar a proteção e o controle de sistemas de transmissão às mudanças do sistema elétrico de potência em tempo real. As possibilidades adaptativas estudadas incluíram a filosofia de proteção do sistema de transmissão — quanto à confiabilidade —, a proteção de LTs com circuitos múltiplos e configurações do relé. Ao mesmo tempo, Rockefeller, Wagner e Linders (1988) introduziram conceitos para um esquema de proteção adaptativo de LTs, como alterações on-line em ajustes, características ou funções lógicas do relé. Dentre as soluções adaptativas apresentadas, o uso de um módulo suplementar de zona 1 baseado em técnicas de localização de falta para a detecção de curtos-circuitos para a terra com elevados valores de R_F foi abordado.

No que concerne ao desenvolvimento de métodos de proteção de distância aplicáveis a LTs paralelas ou de circuito duplo, tendo como exemplo, Jongepier e Sluis (1994) sugeriram um esquema adaptativo em que um fator de correção para a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero é ajustado de acordo com o estado atual do sistema elétrico de potência. Liao e Elangovan (1998) propuseram um método que utiliza dados de apenas um terminal das LTs paralelas e é independente de R_F , carregamento pré-falta, impedâncias equivalentes de fontes e *infeed* remoto. Eissa e Masoud (2001) apresentaram uma técnica baseada na comparação de impedâncias aparentes de fases correspondentes em que dois relés, em vez de quatro, são empregados na proteção de distância de duas LTs paralelas, sendo cada relé alimentado por três tensões e seis correntes. Hu et al. (2002) propuseram um esquema adaptativo no qual a razão

entre os módulos das correntes de sequência zero das LTs paralelas é usada para desativar a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero nos algoritmos de proteção, de modo a prevenir falsas operações em linhas sãs. Xu et al. (2011) sugeriram um algoritmo que faz uso de dados de apenas um extremo de linhas de circuito duplo para a detecção de faltas entre fases de circuitos diferentes não aterradas. Bi et al. (2012) apresentaram um algoritmo que também utiliza dados de somente um terminal de LTs paralelas e é adequado para a detecção de defeitos entre fases de circuitos diferentes aterradas. Xu et al. (2016) propuseram um algoritmo para a detecção de faltas para a terra em LTs paralelas que emprega dados de apenas um terminal e pode superar fenômenos de sobrealcançe de zona 1. Sem embargo, todos os métodos elencados neste parágrafo são baseados no modelo RL série, sendo inadequados para LTs longas paralelas.

Com relação ao desenvolvimento de métodos de proteção de distância mais adequados às peculiaridades de LTs longas paralelas, Bhalja e Maheshwari (2007) propuseram um esquema adaptativo que utiliza uma rede neural de função de base radial. Levaram-se em conta efeitos das incertezas nos parâmetros de LT, do acoplamento mútuo entre as linhas para configurações simples e mais complexas, além de variações no sistema externo à LT protegida. Todavia, acoplamento mútuo e efeito capacitivo não foram considerados simultaneamente. Upendar, Gupta e Singh (2011) sugeriram um esquema adaptativo baseado em uma rede neural de retropropagação, o qual leva em consideração condições pré-falta, resistência de falta, capacitância transversal e acoplamento mútuo entre LTs paralelas. Entretanto, admitância mútua e efeitos de propagação são negligenciados. Abdollahzadeh, Mozafari e Jazaeri (2015) propuseram um módulo auxiliar para a zona 1 de um relé de distância convencional em LTs paralelas com o propósito de eliminar o subalcançe causado por elevados valores de R_F . Neste caso, a distância até o ponto de defeito é estimada a partir da solução de uma equação não linear derivada de um modelo de LTs paralelas a parâmetros distribuídos, sendo tal solução obtida por meio da aplicação de um método iterativo. Ainda, Abdollahzadeh, Mozafari e Jazaeri (2016) sugeriram um algoritmo de proteção de zona 1 para a detecção de curtos-circuitos para a terra com elevadas resistências de falta em LTs longas paralelas. Contudo, a distância até o ponto de falta é também alcançada por meio da solução de uma equação não linear utilizando um método iterativo, o método de região de confiança Dogleg. Apesar de os resultados apresentados indicarem uma detecção adequada de defeitos em 0,3 a 1,3 ciclos, métodos iterativos não são aconselháveis para implementação em tempo real como algoritmo de zona 1 (PEREIRA, 2013).

Citando caso análogo, dentre os diversos localizadores de falta descritos na literatura, Chaiwan, Kang e Liao (2014) apresentaram um algoritmo de localização baseado em um modelo π equivalente de sequência zero apropriado para LTs de circuito duplo, sendo utilizado o método iterativo de Newton Raphson na determinação dos valores das incógnitas.

É nesse contexto que se insere esta tese, a qual apresenta contribuições para a literatura relacionada a algoritmos de proteção de distância de zona 1 adequados às singularidades de LTs longas paralelas ou de circuito duplo, visando à implementação em relés numéricos de distância comerciais. Inclusive, citações de Araújo e Pereira (2017) foram realizadas em Meszaros et al. (2017) e Qiu et al. (2018), nos quais foram abordadas tendências recentes acerca da proteção de distância. Haja vista os trabalhos citados neste capítulo e as possibilidades de aperfeiçoamento em aberto, tal campo de pesquisa é ainda emergente.

Nos últimos anos, diversos estudos têm sido realizados acerca da proteção de LTs no domínio do tempo, a qual se baseia em grandezas incrementais e em ondas viajantes, em vez de fasores. À custa de uma alta taxa de amostragem (1 MHz), os novos princípios de operação podem propiciar atuações de ultra-alta velocidade, da ordem de poucos milissegundos (ABBOUD; DOLEZILEK, 2018). Destacam-se como principais vantagens ganhos na estabilidade, na qualidade da energia e na redução de danos nos equipamentos do sistema. A título de exemplo, Ribeiro e Lopes (2018) modelaram e testaram um relé de proteção no domínio do tempo, tendo o modelo implementado apresentado um comportamento muito próximo àquele reportado pelo fabricante do relé real.

Capítulo 3

MODELOS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA

Este capítulo apresenta uma revisão bibliográfica no âmbito de modelos de LTs no domínio da frequência. Descrevem-se sucintamente as deduções dos modelos convencional — o qual está bem estabelecido na literatura — e não convencional apropriado para LTs paralelas com parâmetros idênticos e circuitos perfeitamente transpostos.

3.1. Modelo convencional

A Figura 3.1 ilustra um circuito equivalente por unidade de comprimento para um segmento de LT de comprimento Δx , sendo R a resistência longitudinal unitária, L a indutância longitudinal unitária, G a condutância transversal unitária e C a capacitância transversal unitária (PAUL, 2008). Aplicando as leis de Kirchhoff das tensões e correntes a tal circuito, podem-se obter as equações de LT:

$$V(x + \Delta x, t) - V(x, t) = -R\Delta x I(x, t) - L\Delta x \frac{\partial I(x, t)}{\partial t} \quad (3.1a)$$

$$I(x + \Delta x, t) - I(x, t) = -G\Delta x V(x + \Delta x, t) - C\Delta x \frac{\partial V(x + \Delta x, t)}{\partial t} \quad (3.1b)$$

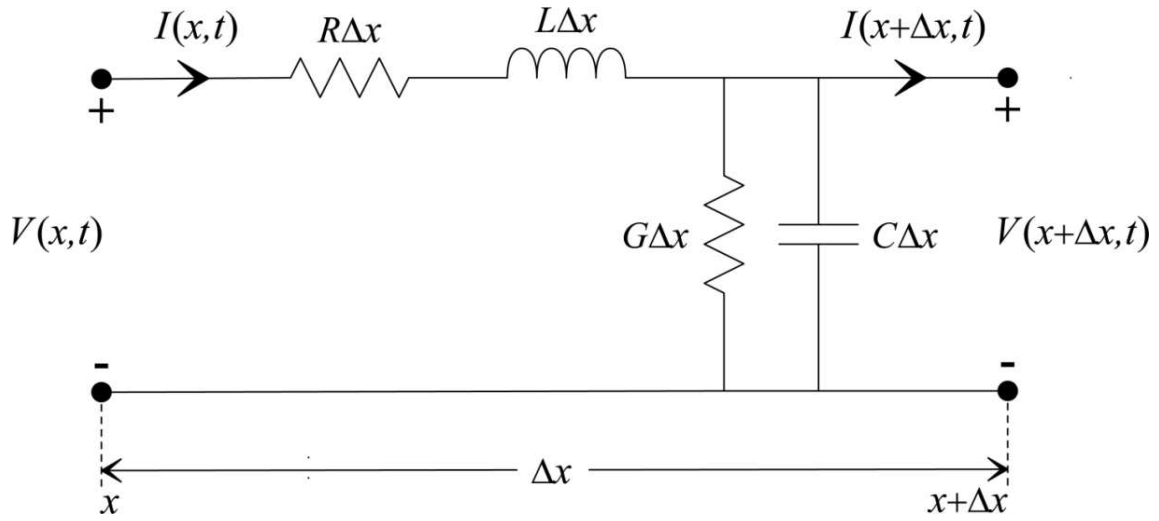


Figura 3.1 - Circuito equivalente por unidade de comprimento

Fonte: Adaptado de PAUL, 2008

Dividindo (3.1) por Δx , quando $\Delta x \rightarrow 0$ chega-se a:

$$\frac{\partial V(x,t)}{\partial x} = -RI(x,t) - L \frac{\partial I(x,t)}{\partial t} \quad (3.2a)$$

$$\frac{\partial I(x,t)}{\partial x} = -GV(x,t) - C \frac{\partial V(x,t)}{\partial t} \quad (3.2b)$$

No domínio fasorial, admitindo regime permanente senoidal (RPS) de velocidade angular ω , pode-se escrever (3.2) como:

$$\frac{dV(x)}{dx} = -(R + j\omega L)I(x) = -(R + jX)I(x) = -ZI(x) \quad (3.3a)$$

$$\frac{dI(x)}{dx} = -(G + j\omega C)V(x) = -(G + jB)V(x) = -YV(x) \quad (3.3b)$$

nas quais X é a reatância longitudinal unitária, Z é a impedância longitudinal unitária, B é a susceptância transversal unitária e Y é a admitância transversal unitária.

Para uma LT polifásica (n condutores + referência), $V(x)$ e $I(x)$ são vetores de ordem $n \times 1$, enquanto Z e Y são matrizes de ordem $n \times n$ (DE CONTI, 2016b). Neste caso, derivando (3.3) em relação a x e substituindo nas equações resultantes as derivadas de primeira ordem em conformidade com (3.3), obtém-se:

$$\frac{d^2 V(x)}{dx^2} = ZYV(x) \quad (3.4a)$$

$$\frac{d^2 I(x)}{dx^2} = YZI(x) \quad (3.4b)$$

A solução geral para (3.4) é dada por:

$$V(x) = e^{-\gamma_V x} V^+ + e^{\gamma_V x} V^- \quad (3.5a)$$

$$I(x) = e^{-\gamma_I x} I^+ + e^{\gamma_I x} I^- \quad (3.5b)$$

em que V^+ , V^- , I^+ e I^- são vetores de constantes a serem determinadas pelas condições de contorno; γ_V e γ_I são matrizes de constantes de propagação de tensões e correntes, calculadas como:

$$\gamma_V = \sqrt{ZY} \quad (3.6)$$

$$\gamma_I = \sqrt{YZ} \quad (3.7)$$

Substituindo (3.5) em (3.3a), resulta:

$$Y_C (e^{-\gamma_V x} V^+ - e^{\gamma_V x} V^-) = e^{-\gamma_I x} I^+ + e^{\gamma_I x} I^- \quad (3.8)$$

na qual Y_C é a matriz de admitâncias características, definida por:

$$Y_C = Z^{-1} \gamma_V \quad (3.9)$$

Logo, pode-se escrever (3.5b) da forma:

$$I(x) = Y_C (e^{-\gamma_V x} V^+ - e^{\gamma_V x} V^-) \quad (3.10)$$

Assumindo que a LT tenha um comprimento total ℓ , em $x = 0$ para (3.5a) e (3.10) vem que:

$$\begin{bmatrix} V^+ \\ V^- \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{1} & \mathbf{1} \\ Y_C & -Y_C \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} V(0) \\ I(0) \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

sendo $\mathbf{1}$ uma matriz identidade de ordem $n \times n$.

Em $x = \ell$, tem-se que:

$$\begin{bmatrix} V(\ell) \\ I(\ell) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e^{-\gamma_V \ell} & e^{\gamma_V \ell} \\ Y_C e^{-\gamma_V \ell} & -Y_C e^{\gamma_V \ell} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V^+ \\ V^- \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

Substituindo (3.11) em (3.12), chega-se a:

$$\begin{bmatrix} V(\ell) \\ I(\ell) \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} e^{\gamma_V \ell} + e^{-\gamma_V \ell} & -(e^{\gamma_V \ell} - e^{-\gamma_V \ell}) Z_C \\ -Y_C (e^{\gamma_V \ell} - e^{-\gamma_V \ell}) & Y_C (e^{\gamma_V \ell} + e^{-\gamma_V \ell}) Z_C \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V(0) \\ I(0) \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

na qual Z_C é a matriz de impedâncias características, definida como a inversa de Y_C .

Na forma hiperbólica, (3.13) fica do tipo (DE CONTI, 2016b):

$$\begin{bmatrix} V_R \\ I_R \end{bmatrix} = \Phi(\ell) \begin{bmatrix} V_E \\ I_E \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

em que os subscritos R e E indicam respectivamente grandezas nos extremos receptor ($x = \ell$) e emissor ($x = 0$) da LT; $\Phi(\ell)$ é a matriz de parâmetros em cadeia, definida em função de γ_V como:

$$\begin{bmatrix} \cosh(\gamma_V \ell) & -\sinh(\gamma_V \ell) Z_C \\ -Y_C \sinh(\gamma_V \ell) & Y_C \cosh(\gamma_V \ell) Z_C \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

Para o cálculo de tensões e correntes no extremo emissor da LT a partir de tensões e correntes conhecidas em seu extremo receptor, utiliza-se:

$$\begin{bmatrix} V_E \\ I_E \end{bmatrix} = \Phi(-\ell) \begin{bmatrix} V_R \\ I_R \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

A Figura 3.2 apresenta o circuito π equivalente correspondente ao quadripolo descrito por (3.15), sendo as matrizes dos parâmetros equivalentes impedância série e admitância transversal definidas por (DE CONTI, 2016b):

$$Z_\pi = -\Phi_{12}(\ell) \quad (3.17)$$

$$\frac{Y_\pi}{2} = -\Phi_{12}^{-1}(\ell) [\Phi_{11}(\ell) - 1] \quad (3.18)$$

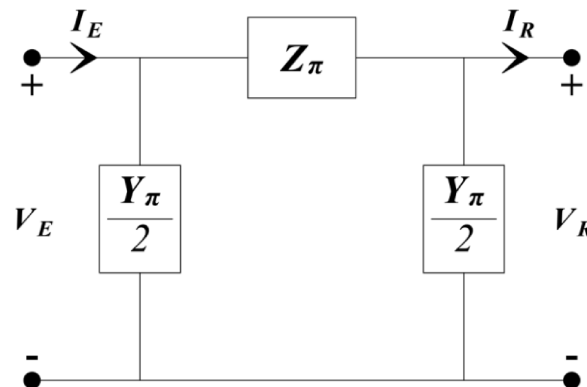


Figura 3.2 - Circuito π equivalente
Fonte: Adaptado de DE CONTI, 2016b

Considerando um sentido oposto para I_R na Figura 3.2, adotando a convenção de correntes entrando nos nós, pode-se definir um modelo baseado em admitâncias, da forma (DE CONTI, 2016b):

$$\begin{bmatrix} I_E \\ I_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{Y_\pi}{2} + Z_\pi^{-1} & -Z_\pi^{-1} \\ -Z_\pi^{-1} & \frac{Y_\pi}{2} + Z_\pi^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_E \\ V_R \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

Usando (3.17) e (3.18), (3.19) pode ser reescrita como:

$$\begin{bmatrix} I_E \\ I_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\Phi_{I2}^{-1}(\ell)\Phi_{II}(\ell) & \Phi_{I2}^{-1}(\ell) \\ \Phi_{I2}^{-1}(\ell) & -\Phi_{I2}^{-1}(\ell)\Phi_{II}(\ell) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_E \\ V_R \end{bmatrix} \quad (3.20)$$

ou ainda

$$\begin{bmatrix} I_E \\ I_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_C & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & Y_C \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (\mathbf{1} - e^{-2\gamma_V \ell})^{-1} (\mathbf{1} + e^{-2\gamma_V \ell}) & -2e^{-\gamma_V \ell} (\mathbf{1} - e^{-2\gamma_V \ell})^{-1} \\ -2e^{-\gamma_V \ell} (\mathbf{1} - e^{-2\gamma_V \ell})^{-1} & (\mathbf{1} - e^{-2\gamma_V \ell})^{-1} (\mathbf{1} + e^{-2\gamma_V \ell}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_E \\ V_R \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

em que $\mathbf{0}$ é uma matriz de zeros de ordem $n \times n$.

Particularizando para uma LT monofásica ($n = 1$), $V(x)$, $I(x)$, Z e Y se tornam escalares.

Por conseguinte,

$$\gamma_V = \gamma_I = \gamma = \alpha + j\beta \quad (3.22)$$

sendo γ a constante de propagação, composta pela constante de atenuação α e pela constante de fase β .

Ademais, Z_C é calculada como:

$$Z_C = \frac{1}{Y_C} = \sqrt{\frac{Z}{Y}} \quad (3.23)$$

A matriz $\Phi(\ell)$, também denominada modelo EFGH, fica do tipo:

$$\begin{bmatrix} \cosh(\gamma\ell) & -Z_C \sinh(\gamma\ell) \\ -Y_C \sinh(\gamma\ell) & \cosh(\gamma\ell) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E & F \\ G & H \end{bmatrix} \quad (3.24)$$

O circuito π equivalente correspondente ao modelo ABCD, dado pela inversa da matriz EFGH em conformidade com (3.16), é descrito por:

$$Z_\pi = B = Z_n \frac{\sinh(\gamma\ell)}{\gamma\ell} \quad (3.25)$$

$$\frac{Y_\pi}{2} = \frac{A-1}{B} = \frac{Y_n}{2} \frac{\operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma\ell}{2}\right)}{\frac{\gamma\ell}{2}} \quad (3.26)$$

nas quais $Z_n = Z\ell$ e $Y_n = Y\ell$ são respectivamente a impedância e a admitância nominais da LT.

Quando ℓ tende a zero, os fatores de correção de Z_n e Y_n tendem à unidade, de forma que Z_π e Y_π tendem a Z_n e Y_n , de modo respectivo. Logo, o circuito π nominal pode ser uma aproximação razoável para o circuito π equivalente quando de valores muito pequenos de ℓ (PEREIRA, 2015). Para linhas curtas, com comprimento de até 80 km, despreza-se inclusive Y_n , em razão de sua ínfima influência. A Figura 3.3 exhibe o modelo impedância nominal série, resultante de tal aproximação.

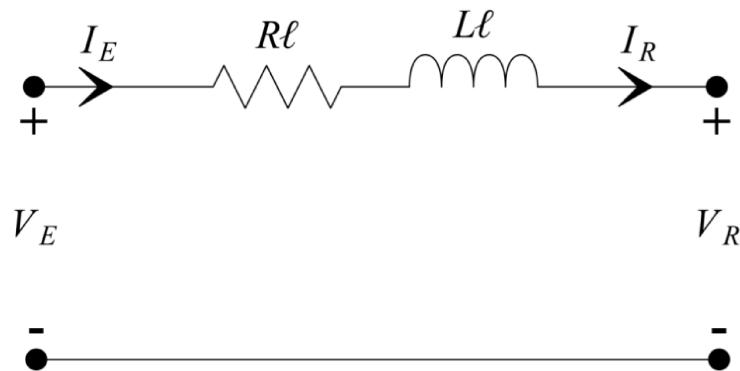


Figura 3.3 - Circuito impedância nominal série

Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2015

3.2. Modelo π equivalente para as redes de sequência zero de linhas de transmissão paralelas ou de circuito duplo

Aplicando a transformação de componentes simétricas, uma LT trifásica equilibrada pode ser desacoplada em redes independentes de sequência zero, positiva e negativa. Cada rede sequencial pode ser representada pelo seu respectivo circuito π equivalente, de acordo com (3.25) e (3.26). Entretanto, as redes de sequência zero de LTs de circuito duplo ou paralelas requerem uma formulação específica, haja vista a impossibilidade de eliminação do acoplamento mútuo entre tais redes. Diante disso, Kang e Liao (2012) deduziram um modelo π equivalente de sequência zero aplicável a LTs paralelas com parâmetros idênticos e circuitos perfeitamente transpostos. O circuito equivalente incremental admitido na derivação de tal modelo é ilustrado na Figura 3.4, em que os subscritos 0 e m indicam respectivamente grandezas de sequência zero e mútuas, ao passo que os subscritos 1 e 2 identificam as LTs.

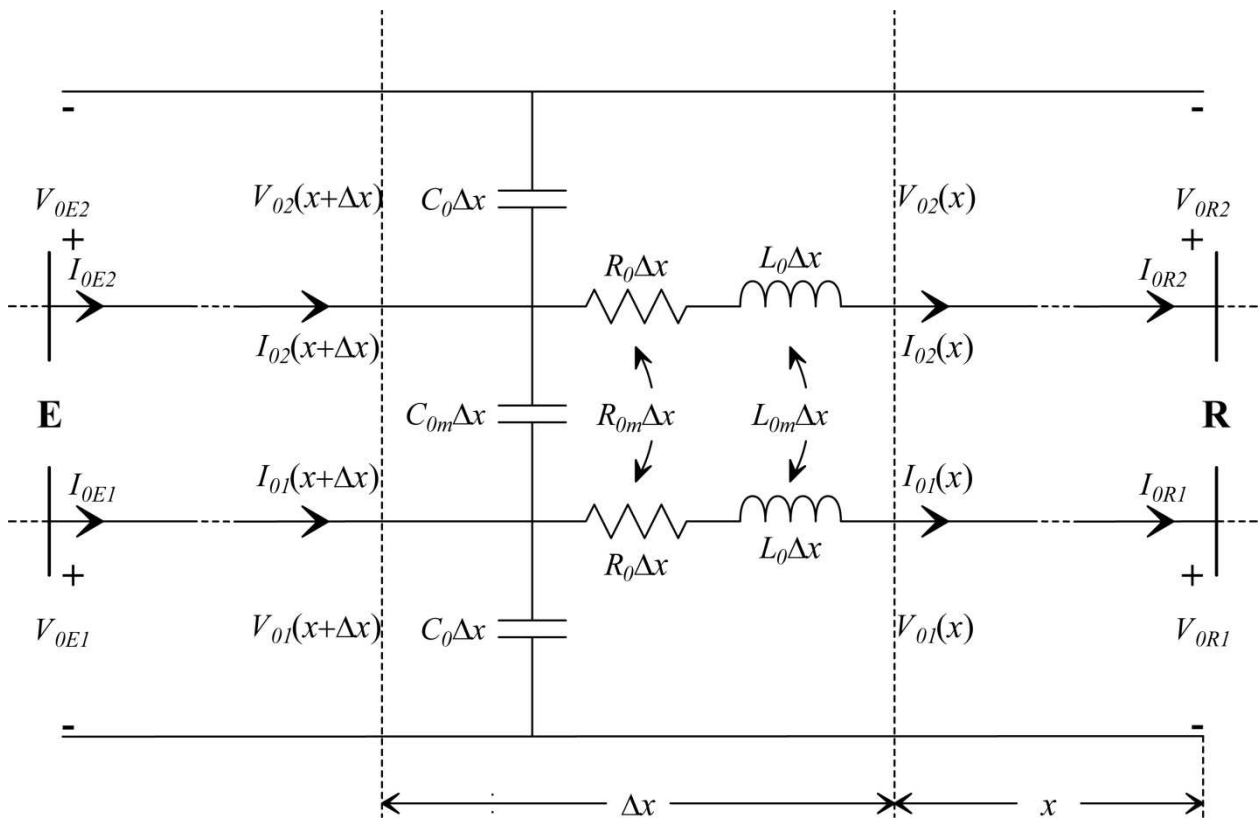


Figura 3.4 - Circuito equivalente incremental de sequência zero
 Fonte: Adaptado de KANG; LIAO, 2012

Referindo-se à Figura 3.4, as elevações de tensão e corrente no segmento de comprimento Δx no sentido do crescimento de x podem ser descritas por:

$$V_{01}(x + \Delta x) - V_{01}(x) = Z_0 \Delta x I_{01}(x) + Z_{0m} \Delta x I_{02}(x) \quad (3.27a)$$

$$V_{02}(x + \Delta x) - V_{02}(x) = Z_0 \Delta x I_{02}(x) + Z_{0m} \Delta x I_{01}(x) \quad (3.27b)$$

$$I_{01}(x + \Delta x) - I_{01}(x) = Y_0 \Delta x V_{01}(x + \Delta x) + Y_{0m} \Delta x [V_{01}(x + \Delta x) - V_{02}(x + \Delta x)] \quad (3.27c)$$

$$I_{02}(x + \Delta x) - I_{02}(x) = Y_0 \Delta x V_{02}(x + \Delta x) + Y_{0m} \Delta x [V_{02}(x + \Delta x) - V_{01}(x + \Delta x)] \quad (3.27d)$$

Dividindo (3.27) por Δx e calculando o limite quando $\Delta x \rightarrow 0$, vem que:

$$\frac{dV_{01}(x)}{dx} = Z_0 I_{01}(x) + Z_{0m} I_{02}(x) \quad (3.28a)$$

$$\frac{dV_{02}(x)}{dx} = Z_0 I_{02}(x) + Z_{0m} I_{01}(x) \quad (3.28b)$$

$$\frac{dI_{01}(x)}{dx} = (Y_0 + Y_{0m}) V_{01}(x) - Y_{0m} V_{02}(x) \quad (3.28c)$$

$$\frac{dI_{02}(x)}{dx} = (Y_0 + Y_{0m}) V_{02}(x) - Y_{0m} V_{01}(x) \quad (3.28d)$$

Derivando (3.28) em relação a x e substituindo nas equações decorrentes as derivadas de primeira ordem consoante (3.28), chega-se a:

$$\frac{d^2 V_{01}(x)}{dx^2} = (Z_0 Y_0 + Z_0 Y_{0m} - Z_{0m} Y_{0m}) V_{01}(x) + (Z_{0m} Y_0 + Z_{0m} Y_{0m} - Z_0 Y_{0m}) V_{02}(x) \quad (3.29a)$$

$$\frac{d^2 V_{02}(x)}{dx^2} = (Z_0 Y_0 + Z_0 Y_{0m} - Z_{0m} Y_{0m}) V_{02}(x) + (Z_{0m} Y_0 + Z_{0m} Y_{0m} - Z_0 Y_{0m}) V_{01}(x) \quad (3.29b)$$

$$\frac{d^2 I_{01}(x)}{dx^2} = (Z_0 Y_0 + Z_0 Y_{0m} - Z_{0m} Y_{0m}) I_{01}(x) + (Z_{0m} Y_0 + Z_{0m} Y_{0m} - Z_0 Y_{0m}) I_{02}(x) \quad (3.29c)$$

$$\frac{d^2 I_{02}(x)}{dx^2} = (Z_0 Y_0 + Z_0 Y_{0m} - Z_{0m} Y_{0m}) I_{02}(x) + (Z_{0m} Y_0 + Z_{0m} Y_{0m} - Z_0 Y_{0m}) I_{01}(x) \quad (3.29d)$$

Isolando I_{02} em (3.29c) e substituindo em (3.29d) a expressão resultante e sua derivada de segunda ordem em relação a x , tem-se que:

$$\begin{aligned} \frac{d^4 I_{01}(x)}{dx^4} - 2(Z_0 Y_0 + Z_0 Y_{0m} - Z_{0m} Y_{0m}) \frac{d^2 I_{01}(x)}{dx^2} \\ + \left[(Z_0 Y_0 + Z_0 Y_{0m} - Z_{0m} Y_{0m})^2 - (Z_{0m} Y_0 + Z_{0m} Y_{0m} - Z_0 Y_{0m})^2 \right] I_{01}(x) = 0 \end{aligned} \quad (3.30)$$

A solução para (3.30) é do tipo:

$$I_{01}(x) = A_1 e^{\gamma_{m2} x} + A_2 e^{-\gamma_{m2} x} + A_3 e^{\gamma_{m1} x} + A_4 e^{-\gamma_{m1} x} \quad (3.31)$$

na qual A_1 , A_2 , A_3 e A_4 são constantes a serem determinadas; γ_{m1} e γ_{m2} são constantes de propagação dos modos 1 e 2, definidas por:

$$\gamma_{m1} = \sqrt{(Z_0 - Z_{0m})(Y_0 + 2Y_{0m})} \quad (3.32)$$

$$\gamma_{m2} = \sqrt{(Z_0 + Z_{0m})Y_0} \quad (3.33)$$

Analogamente, isolando I_{01} em (3.29d) e substituindo em (3.29c) a formulação obtida e sua derivada de segunda ordem, chega-se a uma equação diferencial de quarta ordem de I_{02} em relação a x , semelhante à (3.30), cuja solução tem a forma:

$$I_{02}(x) = A_5 e^{\gamma_{m2}x} + A_6 e^{-\gamma_{m2}x} + A_7 e^{\gamma_{m1}x} + A_8 e^{-\gamma_{m1}x} \quad (3.34)$$

sendo A_5, A_6, A_7 e A_8 constantes a serem definidas.

Isolando V_{01} em (3.28c) e V_{02} em (3.28d), substituindo nas equações resultantes para V_{01} e V_{02} as expressões obtidas para V_{02} e V_{01} , respectivamente, ademais das derivadas de (3.31) e (3.34) em relação a x , chega-se a:

$$V_{01}(x) = \frac{\left[A_1(Y_0 + Y_{0m}) + A_5 Y_{0m} \right] \gamma_{m2} e^{\gamma_{m2}x} - \left[A_2(Y_0 + Y_{0m}) + A_6 Y_{0m} \right] \gamma_{m2} e^{-\gamma_{m2}x} + \left[A_3(Y_0 + Y_{0m}) + A_7 Y_{0m} \right] \gamma_{m1} e^{\gamma_{m1}x} - \left[A_4(Y_0 + Y_{0m}) + A_8 Y_{0m} \right] \gamma_{m1} e^{-\gamma_{m1}x}}{Y_0(Y_0 + 2Y_{0m})} \quad (3.35)$$

$$V_{02}(x) = \frac{\left[A_1 Y_{0m} + A_5(Y_0 + Y_{0m}) \right] \gamma_{m2} e^{\gamma_{m2}x} - \left[A_2 Y_{0m} + A_6(Y_0 + Y_{0m}) \right] \gamma_{m2} e^{-\gamma_{m2}x} + \left[A_3 Y_{0m} + A_7(Y_0 + Y_{0m}) \right] \gamma_{m1} e^{\gamma_{m1}x} - \left[A_4 Y_{0m} + A_8(Y_0 + Y_{0m}) \right] \gamma_{m1} e^{-\gamma_{m1}x}}{Y_0(Y_0 + 2Y_{0m})} \quad (3.36)$$

Substituindo (3.31), (3.34) e (3.35) em (3.28a), ao se comparar ambos os lados da equação resultante, utilizando (3.32) e (3.33), é possível verificar as seguintes relações entre as constantes:

$$A_5 = A_1, A_6 = A_2, A_7 = -A_3, A_8 = -A_4 \quad (3.37)$$

Empregando (3.37), (3.35) e (3.36) podem ser simplificadas da forma:

$$V_{01}(x) = A_1 Z_{Cm2} e^{\gamma_{m2}x} - A_2 Z_{Cm2} e^{-\gamma_{m2}x} + A_3 Z_{Cm1} e^{\gamma_{m1}x} - A_4 Z_{Cm1} e^{-\gamma_{m1}x} \quad (3.38)$$

$$V_{02}(x) = A_1 Z_{Cm2} e^{\gamma_{m2}x} - A_2 Z_{Cm2} e^{-\gamma_{m2}x} - A_3 Z_{Cm1} e^{\gamma_{m1}x} + A_4 Z_{Cm1} e^{-\gamma_{m1}x} \quad (3.39)$$

sendo as impedâncias características dos modos 1 e 2 calculadas como:

$$Z_{Cm1} = \sqrt{\frac{Z_0 - Z_{0m}}{Y_0 + 2Y_{0m}}} \quad (3.40)$$

$$Z_{Cm2} = \sqrt{\frac{Z_0 + Z_{0m}}{Y_0}} \quad (3.41)$$

Tendo em vista o sentido do crescimento de x excepcionalmente na Figura 3.4, em $x = 0$ são observadas as seguintes condições de fronteira:

$$V_{01}(0) = V_{0R1}, V_{02}(0) = V_{0R2}, I_{01}(0) = I_{0R1}, I_{02}(0) = I_{0R2} \quad (3.42)$$

Por conseguinte, (3.38), (3.39), (3.31) e (3.34) — aplicando (3.37) — tornam-se iguais a:

$$V_{0R1} = A_1 Z_{Cm2} - A_2 Z_{Cm2} + A_3 Z_{Cm1} - A_4 Z_{Cm1} \quad (3.43a)$$

$$V_{0R2} = A_1 Z_{Cm2} - A_2 Z_{Cm2} - A_3 Z_{Cm1} + A_4 Z_{Cm1} \quad (3.43b)$$

$$I_{0R1} = A_1 + A_2 + A_3 + A_4 \quad (3.43c)$$

$$I_{0R2} = A_1 + A_2 - A_3 - A_4 \quad (3.43d)$$

Ainda conforme singularmente a Figura 3.4, em $x = \ell$,

$$V_{01}(\ell) = V_{0E1}, V_{02}(\ell) = V_{0E2}, I_{01}(\ell) = I_{0E1}, I_{02}(\ell) = I_{0E2} \quad (3.44)$$

Resolvendo o sistema linear formado por (3.43), determinam-se as constantes A_1, A_2, A_3 e A_4 em função de $V_{0R1}, V_{0R2}, I_{0R1}$ e I_{0R2} . Substituindo tais formulações em (3.38), (3.39), (3.31) e (3.34) — haja vista (3.37) —, na forma hiperbólica fazendo $x = \ell$ chega-se a:

$$\begin{aligned}
V_{0E1} &= \frac{V_{0R1}}{2} [\cosh(\gamma_{m2}\ell) + \cosh(\gamma_{m1}\ell)] + \frac{V_{0R2}}{2} [\cosh(\gamma_{m2}\ell) - \cosh(\gamma_{m1}\ell)] \\
&+ \frac{I_{0R1}}{2} [Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}\ell) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}\ell)] + \frac{I_{0R2}}{2} [Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}\ell) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}\ell)]
\end{aligned} \tag{3.45a}$$

$$\begin{aligned}
V_{0E2} &= \frac{V_{0R1}}{2} [\cosh(\gamma_{m2}\ell) - \cosh(\gamma_{m1}\ell)] + \frac{V_{0R2}}{2} [\cosh(\gamma_{m2}\ell) + \cosh(\gamma_{m1}\ell)] \\
&+ \frac{I_{0R1}}{2} [Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}\ell) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}\ell)] + \frac{I_{0R2}}{2} [Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}\ell) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}\ell)]
\end{aligned} \tag{3.45b}$$

$$\begin{aligned}
I_{0E1} &= \frac{V_{0R1}}{2} \left[\frac{\sinh(\gamma_{m2}\ell)}{Z_{Cm2}} + \frac{\sinh(\gamma_{m1}\ell)}{Z_{Cm1}} \right] + \frac{V_{0R2}}{2} \left[\frac{\sinh(\gamma_{m2}\ell)}{Z_{Cm2}} - \frac{\sinh(\gamma_{m1}\ell)}{Z_{Cm1}} \right] \\
&+ \frac{I_{0R1}}{2} [\cosh(\gamma_{m2}\ell) + \cosh(\gamma_{m1}\ell)] + \frac{I_{0R2}}{2} [\cosh(\gamma_{m2}\ell) - \cosh(\gamma_{m1}\ell)]
\end{aligned} \tag{3.45c}$$

$$\begin{aligned}
I_{0E2} &= \frac{V_{0R1}}{2} \left[\frac{\sinh(\gamma_{m2}\ell)}{Z_{Cm2}} - \frac{\sinh(\gamma_{m1}\ell)}{Z_{Cm1}} \right] + \frac{V_{0R2}}{2} \left[\frac{\sinh(\gamma_{m2}\ell)}{Z_{Cm2}} + \frac{\sinh(\gamma_{m1}\ell)}{Z_{Cm1}} \right] \\
&+ \frac{I_{0R1}}{2} [\cosh(\gamma_{m2}\ell) - \cosh(\gamma_{m1}\ell)] + \frac{I_{0R2}}{2} [\cosh(\gamma_{m2}\ell) + \cosh(\gamma_{m1}\ell)]
\end{aligned} \tag{3.45d}$$

O circuito π equivalente correspondente a (3.45) é exposto na Figura 3.5. Nesta, V_{0E1} pode ser determinada como:

$$\begin{aligned}
V_{0E1} &= V_{0R1} \left(1 + \frac{Y_{\pi 0} Z_{\pi 0}}{2} + \frac{Y_{\pi 0m} Z_{\pi 0}}{2} - \frac{Y_{\pi 0m} Z_{\pi 0m}}{2} \right) + V_{0R2} \left(\frac{Y_{\pi 0} Z_{\pi 0m}}{2} + \frac{Y_{\pi 0m} Z_{\pi 0m}}{2} - \frac{Y_{\pi 0m} Z_{\pi 0}}{2} \right) \\
&+ I_{0R1} Z_{\pi 0} + I_{0R2} Z_{\pi 0m}
\end{aligned} \tag{3.46}$$

Ao se comparar e equacionar os coeficientes de V_{0R1} , V_{0R2} , I_{0R1} e I_{0R2} em (3.46) e (3.45a), por exemplo, podem-se obter as expressões dos parâmetros impedância série, impedância mútua, admitância transversal e admitância mútua do circuito π equivalente de sequência zero, da forma:

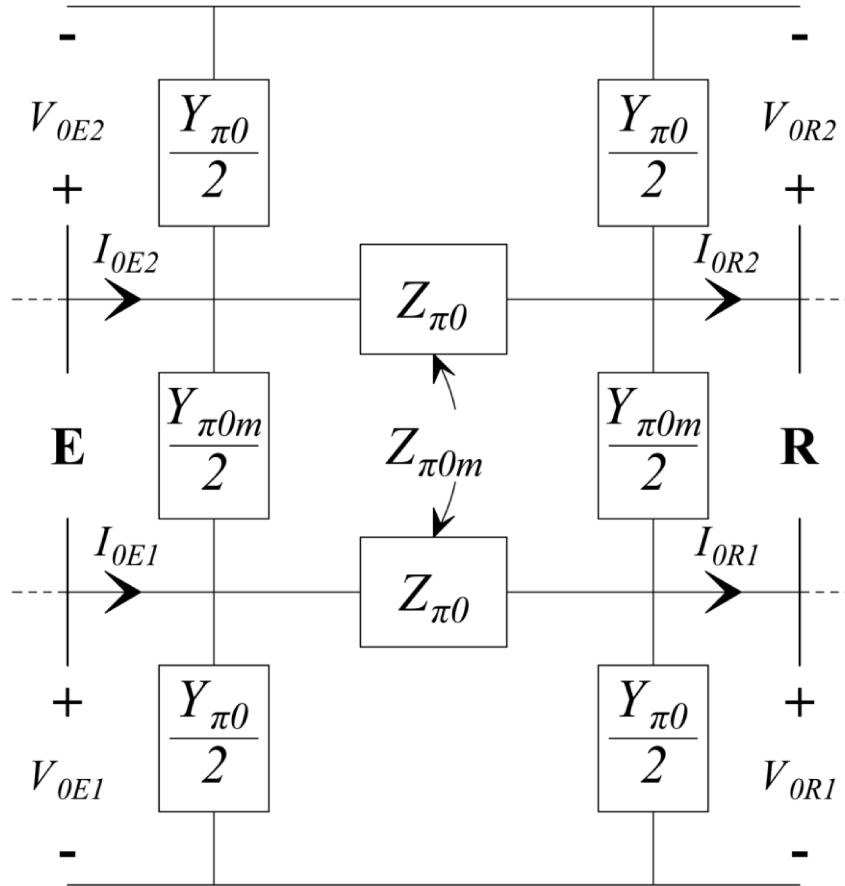


Figura 3.5 - Circuito π equivalente de sequência zero
 Fonte: Adaptado de KANG; LIAO, 2012

$$Z_{\pi 0} = \frac{1}{2} [Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}\ell) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}\ell)] \quad (3.47)$$

$$Z_{\pi 0m} = \frac{1}{2} [Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}\ell) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}\ell)] \quad (3.48)$$

$$Y_{\pi 0} = \frac{2 \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}\ell}{2}\right)}{Z_{Cm2}} \quad (3.49)$$

$$Y_{\pi 0m} = \frac{\operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m1}\ell}{2}\right)}{Z_{Cm1}} - \frac{\operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}\ell}{2}\right)}{Z_{Cm2}} \quad (3.50)$$

Capítulo 4

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

Neste capítulo é descrita de forma detalhada a dedução do algoritmo de proteção proposto pelo autor desta tese em Araújo e Pereira (2017), o qual é aplicável a LTs longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos comuns em ambos os terminais. Preliminarmente, uma concisa revisão quanto a algoritmos de proteção de distância já estabelecidos na literatura é realizada. Posteriormente, verificam-se em relação ao algoritmo proposto: a exatidão da formulação, a aplicabilidade da abordagem de parâmetros de compensação de sequência zero constantes, o impacto da resistência de falta para diversas condições operativas, o sobrealcance para faltas externas, a influência de erros nos parâmetros de sequência zero, a adequabilidade de uma abordagem de prevenção de falsas operações e, por fim, a influência da modelagem do acoplamento mútuo de sequência zero.

4.1. Algoritmos de proteção de distância existentes na literatura

O relé de distância estima a distância até o ponto de falta a partir de relações entre tensões e correntes medidas no ponto de sua instalação (PEREIRA, 2013). Para tanto, as grandezas de entrada para as unidades de detecção de falta devem ser selecionadas de forma que as

impedâncias aparentes vistas quando de curtos-circuitos se equivalham às impedâncias de sequência positiva dos trechos defeituosos.

A Tabela 4.1 exibe as tensões e correntes de entrada selecionadas para as seis unidades de detecção de falta do relé de distância convencional, o qual está bem estabelecido na literatura e é derivado do modelo impedância nominal série (ver Figura 3.3), sendo aplicável a LTs curtas de circuito simples.

Tabela 4.1 - Grandezas de entrada para proteção de distância convencional

Unidade	V_R	I_R
AT	\hat{V}_a	$\hat{I}_a + k\hat{I}_0$
BT	\hat{V}_b	$\hat{I}_b + k\hat{I}_0$
CT	\hat{V}_c	$\hat{I}_c + k\hat{I}_0$
AB	$\hat{V}_a - \hat{V}_b$	$\hat{I}_a - \hat{I}_b$
BC	$\hat{V}_b - \hat{V}_c$	$\hat{I}_b - \hat{I}_c$
CA	$\hat{V}_c - \hat{V}_a$	$\hat{I}_c - \hat{I}_a$

Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2013

O fator de compensação de sequência zero (k) é uma constante definida por:

$$k = \frac{Z_0 - Z_1}{Z_1} \quad (4.1)$$

As grandezas de entrada descritas na Tabela 4.1 para as unidades de detecção de falta para a terra (AT, BT e CT) não são adequadas para LTs paralelas, já que desprezam o acoplamento mútuo de sequência zero entre as linhas, o qual é impossível de eliminar. Existem relés de distância no mercado que possuem a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero e outros que não. Nesta tese, consideram-se relés convencionais com tal compensação. A Tabela 4.2 expõe as tensões e correntes de entrada selecionadas para as três unidades de terra do relé de distância convencional apropriado para LTs paralelas, sendo estas equitativamente bem estabelecidas na literatura e deduzidas a partir de um modelo de linha curta. O subscrito S indica grandezas da linha sã, isto é, da outra LT paralela.

Tabela 4.2 - Grandezas de entrada para unidades de terra em LTs curtas paralelas

Unidade	V_R	I_R
AT	\hat{V}_a	$\hat{I}_a + k\hat{I}_0 + k_m\hat{I}_{0S}$
BT	\hat{V}_b	$\hat{I}_b + k\hat{I}_0 + k_m\hat{I}_{0S}$
CT	\hat{V}_c	$\hat{I}_c + k\hat{I}_0 + k_m\hat{I}_{0S}$

Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2013

O fator de compensação de acoplamento mútuo de sequência zero (k_m) é uma constante calculada da forma:

$$k_m = \frac{Z_{0m}}{Z_1} \quad (4.2)$$

A impedância aparente vista pelos relés de distância convencionais, consoante as Tabelas 4.1 e 4.2, é do tipo:

$$Z_{RC} = \frac{V_R}{I_R} = xZ_1 \quad (4.3)$$

Haja vista a relevância do efeito capacitivo em LTs longas, Xu et al. (2008) propuseram as grandezas de entrada explicitadas na Tabela 4.3 para aplicação em uma LT de circuito simples com extensão total de 645 km na China.

Tabela 4.3 - Grandezas de entrada para proteção de distância não convencional

Unidade	V_R	I_R
AT	$\hat{V}_a + k_V\hat{V}_0$	$\hat{I}_a + k_I\hat{I}_0$
BT	$\hat{V}_b + k_V\hat{V}_0$	$\hat{I}_b + k_I\hat{I}_0$
CT	$\hat{V}_c + k_V\hat{V}_0$	$\hat{I}_c + k_I\hat{I}_0$
AB	$\hat{V}_a - \hat{V}_b$	$\hat{I}_a - \hat{I}_b$
BC	$\hat{V}_b - \hat{V}_c$	$\hat{I}_b - \hat{I}_c$
CA	$\hat{V}_c - \hat{V}_a$	$\hat{I}_c - \hat{I}_a$

Fonte: Adaptado de XU et al., 2008

Por k_V e k_I se tratarem de funções da distância até o local da falta, e não de valores constantes, optou-se por chamar estas funções de parâmetros. Logo, os parâmetros de compensação de tensão e corrente de sequência zero são descritos por:

$$k_V = \frac{\cosh(\gamma_0 x) - \cosh(\gamma_1 x)}{\cosh(\gamma_1 x)} \quad (4.4)$$

$$k_I = \frac{Z_{C0} \sinh(\gamma_0 x) - Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)}{Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} \quad (4.5)$$

em que x é a distância entre o relé e o ponto de falta.

A impedância aparente calculada pelo relé de distância não convencional, em concordância com a Tabela 4.3, tem a forma:

$$Z_{RNC} = \frac{Z_1}{\gamma_1} \operatorname{tgh}^{-1} \left(\frac{V_R}{I_R Z_{C1}} \right) = x Z_1 \quad (4.6)$$

As deduções das grandezas de entrada apresentadas nas Tabelas 4.1, 4.2 e 4.3 são detalhadas em Araújo (2015), por exemplo.

À semelhança do exposto para o relé de distância convencional, as grandezas de entrada elencadas na Tabela 4.3 para as unidades de detecção de falta para a terra não são adequadas para LTs longas paralelas, podendo acarretar subalcances ou sobrealcances do relé.

4.2. Algoritmo de proteção proposto

Novas grandezas de entrada para as unidades de terra da proteção de distância não convencional foram selecionadas pelo autor desta tese em Araújo e Pereira (2017). O algoritmo proposto é derivado inclusive do modelo de LTs paralelas a parâmetros distribuídos elucidado na Seção 3.2, o qual considera plenamente os efeitos capacitivo, de propagação e do acoplamento mútuo de sequência zero e é, todavia, restrito a LTs paralelas com parâmetros idênticos e circuitos perfeitamente transpostos. A Figura 4.1 ilustra a ligação dos diagramas de sequência

positiva, negativa e zero para uma falta fase A-terra (AT) aplicada no nó F de um sistema que compreende duas LTs longas paralelas conectadas a barramentos comuns em ambos os terminais. Nesta, cada LT foi modelada como uma cascata de circuitos π equivalentes, dos quais os parâmetros de sequência positiva e negativa impedância série e admitância transversal foram definidos de acordo com (3.25) e (3.26), ao passo que aqueles de sequência zero impedância série, impedância mútua, admitância transversal e admitância mútua, consoante (3.47), (3.48), (3.49) e (3.50), respectivamente.

Referindo-se à Figura 4.1, a tensão da fase A na barra do relé (barra E) é dada por:

$$V_{aE} = V_{0E} + V_{1E} + V_{2E} \quad (4.7)$$

em que, por meio da aplicação das leis de Kirchhoff, as tensões sequenciais podem ser descritas por:

$$\begin{aligned} V_{0E} &= Z_{\pi 0} \left[I_{0E1} - \frac{Y_{\pi 0}}{2} V_{0E} - \frac{Y_{\pi 0m}}{2} (V_{0E} - V_{0E}) \right] + Z_{\pi 0m} \left[I_{0E2} - \frac{Y_{\pi 0}}{2} V_{0E} - \frac{Y_{\pi 0m}}{2} (V_{0E} - V_{0E}) \right] + V_{0F} \\ &= Z_{\pi 0} I_{0E1} + Z_{\pi 0m} I_{0E2} - \left(Z_{\pi 0} \frac{Y_{\pi 0}}{2} + Z_{\pi 0m} \frac{Y_{\pi 0}}{2} \right) V_{0E} + V_{0F} \end{aligned} \quad (4.8)$$

$$V_{1E} = Z_{\pi 1} \left(I_{1E1} - \frac{Y_{\pi 1}}{2} V_{1E} \right) + V_{1F} = Z_{\pi 1} I_{1E1} - Z_{\pi 1} \frac{Y_{\pi 1}}{2} V_{1E} + V_{1F} \quad (4.9)$$

$$V_{2E} = Z_{\pi 1} \left(I_{2E1} - \frac{Y_{\pi 1}}{2} V_{2E} \right) + V_{2F} = Z_{\pi 1} I_{2E1} - Z_{\pi 1} \frac{Y_{\pi 1}}{2} V_{2E} + V_{2F} \quad (4.10)$$

Atendendo a (4.8), substituindo $Z_{\pi 0}$ e $Y_{\pi 0}$ por suas definições na forma hiperbólica, pode-se escrever o produto do primeiro pela metade do segundo como:

$$Z_{\pi 0} \frac{Y_{\pi 0}}{2} = \frac{\sinh(\gamma_{m2}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{2} + \frac{Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{2Z_{Cm2}} \quad (4.11)$$

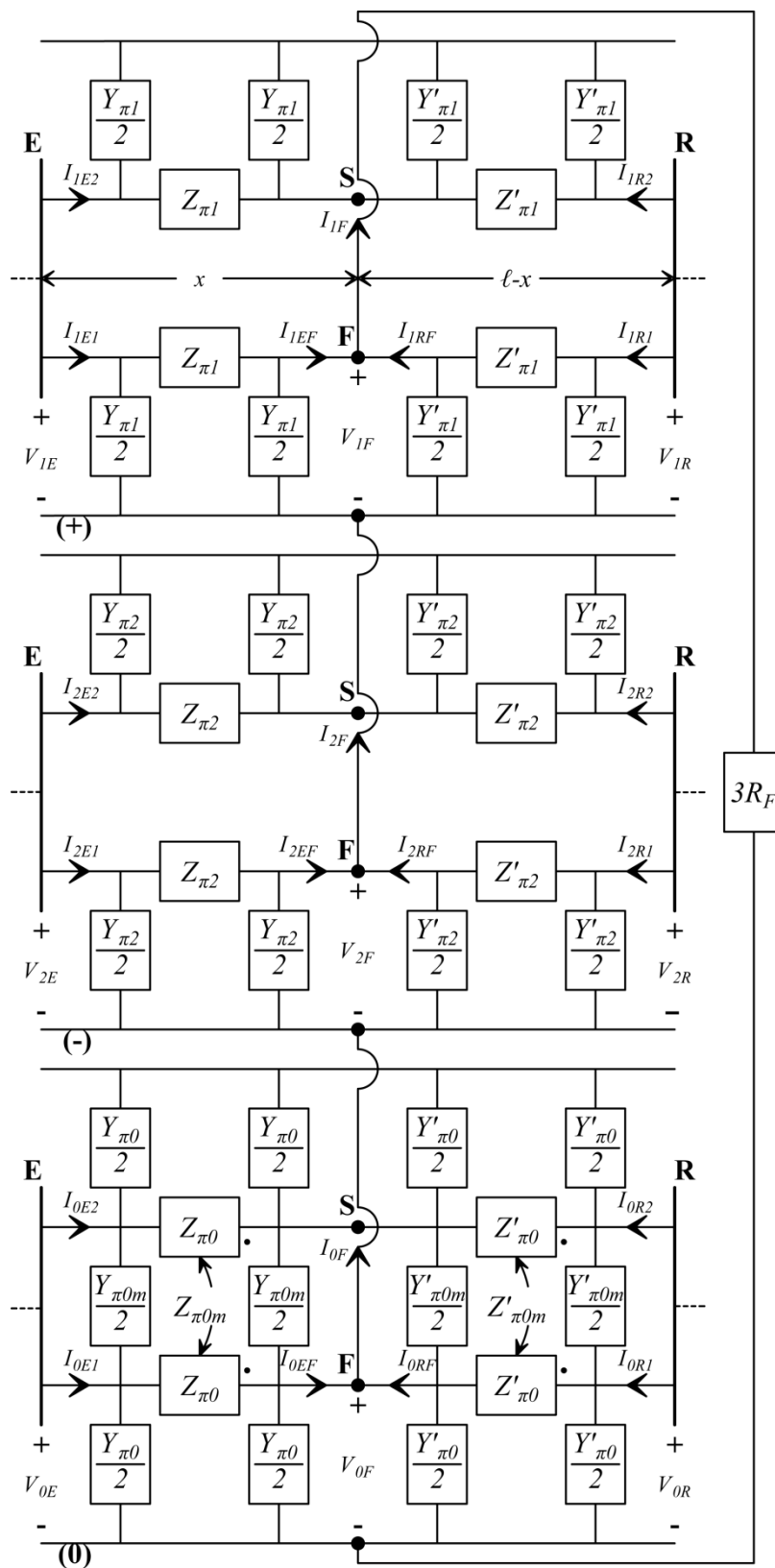


Figura 4.1 - Ligação dos diagramas sequenciais para falta AT em LTs paralelas conectadas a barramentos comuns

Fazendo u igual ao argumento da função tangente hiperbólica em (4.11), utilizando a definição de tal função e a identidade hiperbólica:

$$\sinh(2u) = 2 \sinh(u) \cosh(u) \quad (4.12)$$

resulta para (4.11) que:

$$Z_{\pi 0} \frac{Y_{\pi 0}}{2} = \sinh^2\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right) + \frac{Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{2Z_{Cm2}} \quad (4.13)$$

Fazendo então v igual ao dobro de u e aplicando a identidade hiperbólica:

$$\sinh^2\left(\frac{v}{2}\right) = \frac{\cosh(v) - 1}{2} \quad (4.14)$$

pode-se reescrever (4.13) como:

$$Z_{\pi 0} \frac{Y_{\pi 0}}{2} = \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) - 1}{2} + \frac{Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{2Z_{Cm2}} \quad (4.15)$$

Ainda vide (4.8), para o produto $Z_{\pi 0m}$ pela metade de $Y_{\pi 0}$ vem que:

$$Z_{\pi 0m} \frac{Y_{\pi 0}}{2} = \frac{\sinh(\gamma_{m2}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{2} - \frac{Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{2Z_{Cm2}} \quad (4.16)$$

De forma análoga, empregando a definição da função tangente hiperbólica, ademais de (4.12) e (4.14), (4.16) fica do tipo:

$$Z_{\pi 0m} \frac{Y_{\pi 0}}{2} = \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) - 1}{2} - \frac{Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{2Z_{Cm2}} \quad (4.17)$$

Haja vista (4.15) e (4.17), (4.8) pode ser reescrita como:

$$V_{0E} = \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E2} - \cosh(\gamma_{m2}x) V_{0E} + V_{0E} + V_{0F} \quad (4.18)$$

Tendo em mente (4.9) e (4.10), trocando $Z_{\pi l}$ e $Y_{\pi l}$ por suas expressões na forma hiperbólica, o produto do primeiro pela metade do segundo é dado por:

$$Z_{\pi 1} \frac{Y_{\pi 1}}{2} = \sinh(\gamma_1 x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_1 x}{2}\right) \quad (4.19)$$

Fazendo agora u igual ao argumento da função tangente hiperbólica em (4.19), usando a definição de tal função e (4.12), chega-se a:

$$Z_{\pi 1} \frac{Y_{\pi 1}}{2} = 2 \sinh^2\left(\frac{\gamma_1 x}{2}\right) \quad (4.20)$$

ou ainda, empregando (4.14):

$$Z_{\pi 1} \frac{Y_{\pi 1}}{2} = \cosh(\gamma_1 x) - 1 \quad (4.21)$$

Considerando (4.21), (4.9) e (4.10) podem ser expressas da forma:

$$V_{1E} = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{1E1} - \cosh(\gamma_1 x) V_{1E} + V_{1E} + V_{1F} \quad (4.22)$$

$$V_{2E} = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{2E1} - \cosh(\gamma_1 x) V_{2E} + V_{2E} + V_{2F} \quad (4.23)$$

Substituindo em (4.7) as formulações obtidas em (4.18), (4.22) e (4.23), ao se reorganizar os termos, vem que:

$$\begin{aligned} & V_{aE} - V_{0E} - V_{1E} - V_{2E} + \cosh(\gamma_{m2} x) V_{0E} + \cosh(\gamma_1 x) V_{1E} + \cosh(\gamma_1 x) V_{2E} \\ &= \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x)}{2} I_{0E1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x)}{2} I_{0E2} \\ &+ Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{1E1} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{2E1} + V_{0F} + V_{1F} + V_{2F} \end{aligned} \quad (4.24)$$

A hipótese de um valor de R_F não nulo implicaria a necessidade de um método iterativo, o que tornaria o algoritmo inadequado para implementação em tempo real, uma vez que não há garantia de convergência. Para uma falta AT franca (ver Figura 4.1), tem-se que:

$$V_{0F} + V_{1F} + V_{2F} = 3R_F I_{1F} = 0 \quad (4.25)$$

Admitindo (4.25), cancelando V_{aE} a julgar por (4.7), somando e subtraindo o produto das constantes generalizadas de sequência positiva A_I e B_I , do modelo ABCD, respectivamente por V_{0E} e I_{0E1} , (4.24) fica do tipo:

$$\begin{aligned} & \cosh(\gamma_1 x) V_{0E} - \cosh(\gamma_1 x) V_{0E} + \cosh(\gamma_1 x) V_{1E} + \cosh(\gamma_1 x) V_{2E} + \cosh(\gamma_{m2} x) V_{0E} \\ &= Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{0E1} - Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{0E1} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{1E1} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{2E1} \\ &+ \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x)}{2} I_{0E1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x)}{2} I_{0E2} \end{aligned} \quad (4.26)$$

Vide (4.7), simplificando a expressão de V_{aE} e, analogamente, a de I_{aE1} , resulta para (4.26) que:

$$\begin{aligned} & \cosh(\gamma_1 x) V_{aE} - \cosh(\gamma_1 x) V_{0E} + \cosh(\gamma_{m2} x) V_{0E} = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{aE1} - Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{0E1} \\ &+ \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x)}{2} I_{0E1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x)}{2} I_{0E2} \end{aligned} \quad (4.27)$$

Colocando V_{0E} , I_{0E1} , A_1 e B_1 em evidência em (4.27), obtém-se:

$$\begin{aligned} & \cosh(\gamma_1 x) \left[V_{aE} + \frac{\cosh(\gamma_{m2} x) - \cosh(\gamma_1 x)}{\cosh(\gamma_1 x)} V_{0E} \right] \\ &= Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) \left[\begin{aligned} & I_{aE1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x) - 2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)}{2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} I_{0E1} \\ & + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x)}{2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} I_{0E2} \end{aligned} \right] \end{aligned} \quad (4.28)$$

Definindo os novos parâmetros de compensação de tensão e corrente de sequência zero, aplicáveis a LTs paralelas (o que se evidencia pelo subscrito p),

$$k_{vp} = \frac{\cosh(\gamma_{m2} x) - \cosh(\gamma_1 x)}{\cosh(\gamma_1 x)} \quad (4.29)$$

$$k_{ip} = \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x) - 2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)}{2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} \quad (4.30)$$

além de um parâmetro de compensação de acoplamento mútuo de sequência zero, o qual é apropriado para LTs longas (sendo tal adequabilidade indicada pelo subscrito l),

$$k_{ml} = \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x)}{2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} \quad (4.31)$$

pode-se reduzir (4.28) para:

$$\cosh(\gamma_1 x) (V_{aE} + k_{vp} V_{0E}) = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) (I_{aE1} + k_{ip} I_{0E1} + k_{ml} I_{0E2}) \quad (4.32)$$

Por fim, a relação entre as novas grandezas de entrada selecionadas para a unidade AT da proteção de distância não convencional é da forma:

$$\frac{V_R}{I_R} = \frac{V_{aE} + k_{vp}V_{0E}}{I_{aE1} + k_{ip}I_{0E1} + k_{ml}I_{0E2}} = \frac{Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)}{\cosh(\gamma_1 x)} = Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x) \quad (4.33)$$

Na Tabela 4.4 são expostas as grandezas de entrada selecionadas para as três unidades de detecção de falta para a terra aplicáveis a LTs longas paralelas conectadas a barramentos comuns em ambos os terminais.

Tabela 4.4 - Grandezas de entrada para LTs longas paralelas conectadas a barramentos comuns

Unidade	V_R	I_R
AT	$\hat{V}_a + k_{vp}\hat{V}_0$	$\hat{I}_a + k_{ip}\hat{I}_0 + k_{ml}\hat{I}_{0S}$
BT	$\hat{V}_b + k_{vp}\hat{V}_0$	$\hat{I}_b + k_{ip}\hat{I}_0 + k_{ml}\hat{I}_{0S}$
CT	$\hat{V}_c + k_{vp}\hat{V}_0$	$\hat{I}_c + k_{ip}\hat{I}_0 + k_{ml}\hat{I}_{0S}$

Assim como para o algoritmo de proteção adequado para LTs longas de circuito simples, a impedância aparente vista pelo algoritmo de proteção sugerido para LTs longas paralelas, segundo a Tabela 4.4, é calculada por meio de (4.6). Nota-se claramente pelas equações (4.29), (4.30) e (4.31) que os parâmetros de compensação de tensão, de corrente e de acoplamento mútuo de sequência zero são na realidade funções da distância entre o relé e o ponto de falta, ou seja, são funções que dependem do local da falta, previamente desconhecido pelo relé.

4.2.1. Verificação da exatidão do algoritmo de proteção proposto

A Figura 4.2 exibe o diagrama unifilar do sistema elétrico de potência modelado a fim de se atestar a exatidão do algoritmo de proteção proposto para as unidades de detecção de falta para a terra do relé de distância não convencional em LTs longas paralelas conectadas a barramentos comuns em ambos os terminais.

Referindo-se à Figura 4.2, consideram-se duas LTs paralelas trifásicas em corrente alternada, em regime permanente senoidal de 60 Hz, as quais são idênticas e possuem extensão total (ℓ) de 800 km. As configurações de geometria de torre e de feixes de condutores sugeridas por Dias (2008) para uma LT otimizada de 1000 kV com 12 subcondutores por fase e potência

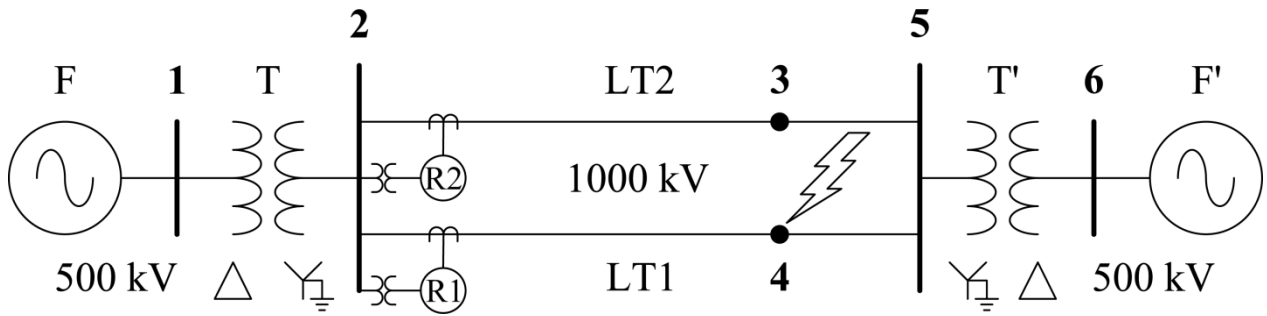


Figura 4.2 - Diagrama unifilar do sistema modelado com LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns

natural (P_0) de aproximadamente 8 GW foram adotadas, tendo sido estabelecida uma faixa de passagem de 120 m. Maiores detalhes a respeito da geometria da linha e das características dos cabos podem ser verificados também em Küsel (2014) e em Araújo (2015), por exemplo.

A Figura 4.3 descreve a rotina computacional desenvolvida em ambiente MATLAB para o cálculo dos parâmetros unitários das LTs. Nesta, \mathbf{Z} é a matriz de impedâncias longitudinais unitárias, \mathbf{Z}_i é a matriz de impedâncias internas, $Z_{ic,ii}$ é a impedância interna do i -ésimo condutor, $Z_{ip,ii}$ é a impedância interna do i -ésimo cabo para-raios, ω é a velocidade angular, μ é a permeabilidade magnética do cabo, σ é a condutividade elétrica do cabo, $I_0(\cdot)$ e $I_1(\cdot)$ são funções de Bessel modificadas do primeiro tipo, $K_0(\cdot)$ e $K_1(\cdot)$ são funções de Bessel modificadas do segundo tipo, $r_{i,ii}$ é o raio interno do i -ésimo cabo, $r_{o,ii}$ é o raio externo do i -ésimo cabo, \mathbf{Z}_e é a matriz de impedâncias externas, \mathbf{L}_e é a matriz de indutâncias externas, $L_{e,ii}$ é a indutância externa própria do i -ésimo cabo, $L_{e,ij}$ é a indutância externa mútua entre o i -ésimo e o j -ésimo cabo, μ_0 é a permeabilidade magnética do vácuo, h_i é a altura média do i -ésimo cabo, h_j é a altura média do j -ésimo cabo, x_i é a abscissa do i -ésimo cabo, x_j é a abscissa do j -ésimo cabo, \mathbf{Z}_g é a matriz de impedâncias de retorno pelo solo, $Z_{g_Sunde,ii}$ é a impedância de retorno pelo solo própria do i -ésimo cabo conforme Sunde (1949), $Z_{g_Sunde,ij}$ é a impedância de retorno pelo solo mútua entre o i -ésimo e o j -ésimo cabo conforme Sunde (1949), γ_g é a constante de propagação no solo, σ_g é a condutividade elétrica do solo, ϵ_{rg} é a permissividade elétrica relativa do solo, ϵ_0 é a permissividade elétrica do vácuo, λ é a variável de integração, x_{ij} é a distância horizontal entre o i -ésimo e o j -ésimo cabo, $Z_{g_Carson,ii}$ é a impedância de retorno pelo solo própria do i -ésimo cabo conforme Carson (1926), $Z_{g_Carson,ij}$ é a impedância de retorno pelo solo mútua entre o i -ésimo e o j -ésimo cabo conforme Carson (1926), \mathbf{Y} é a matriz de admitâncias transversais unitárias, \mathbf{C}_e é a

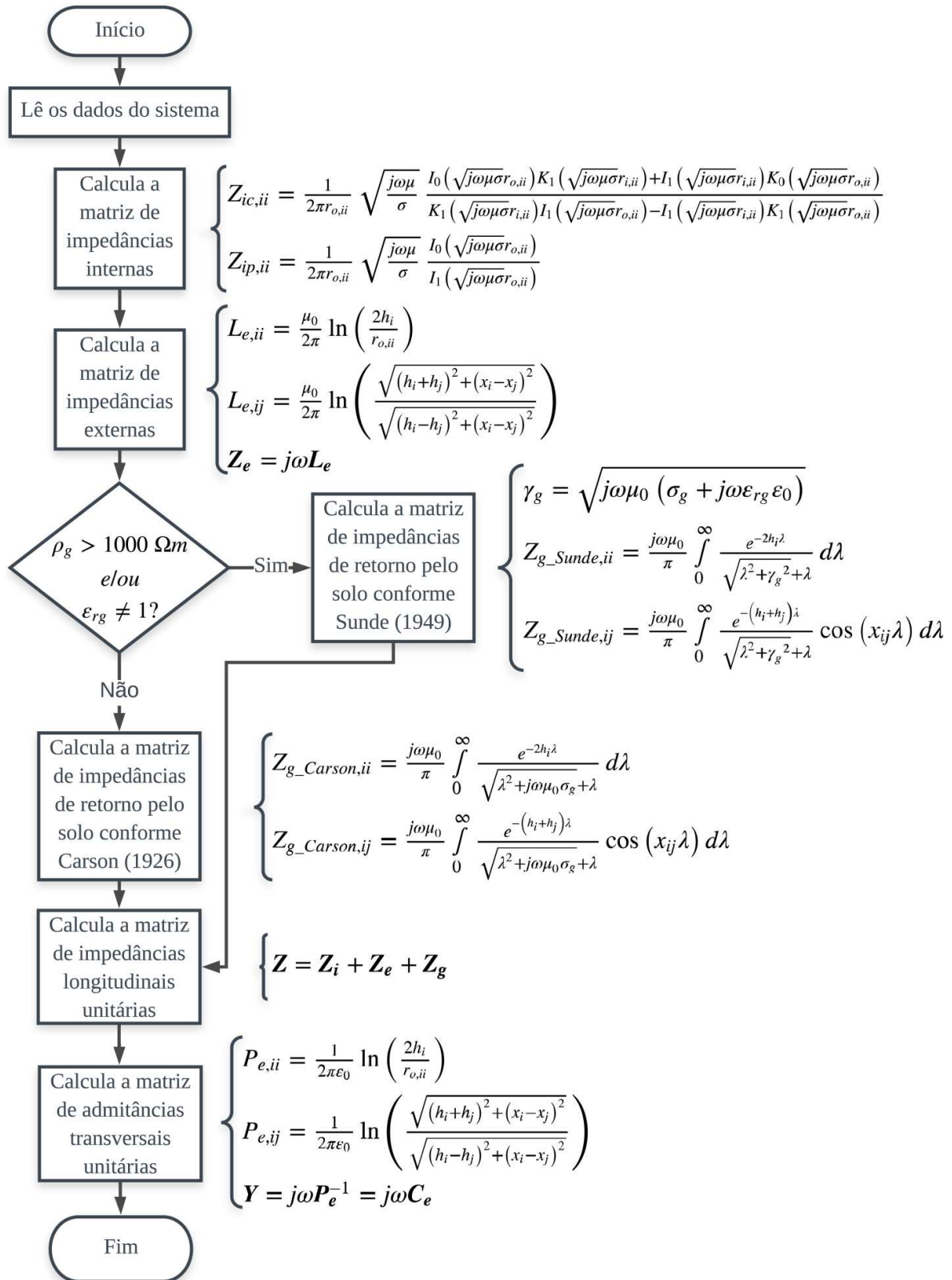


Figura 4.3 - Fluxograma da rotina computacional desenvolvida para o cálculo dos parâmetros unitários das LTs

Fonte: Adaptado de DE CONTI, 2016a

matriz de capacitâncias externas, P_e é a matriz de coeficientes de potencial de Maxwell, $P_{e,ii}$ é o coeficiente de potencial de Maxwell próprio do i -ésimo cabo, $P_{e,ij}$ é o coeficiente de potencial de Maxwell mútuo entre o i -ésimo e o j -ésimo cabo.

Partindo da premissa de potencial nulo para os cabos para-raios — uma vez que tais cabos são, em geral, contínuos e aterrados em todas as torres, além de os fenômenos de interesse envolverem frequências menores que aproximadamente 250 kHz —, eles foram eliminados nas matrizes Z e P , em concordância com EMTP (1995). Também, dado que as variações de tensão — vide (3.3) — são iguais para os subcondutores de um feixe, o agrupamento destes foi efetuado por meio de redução matricial, atendendo à assimetria dos feixes, equitativamente nas matrizes Z e P (EMTP, 1995). Com o propósito de suprimir os acoplamentos mútuos de sequência positiva e negativa, adotou-se o esquema mostrado na Figura 4.4 para a transposição dos circuitos. Diversos outros problemas encontrados em campo relacionados à transposição de circuitos estão fora do escopo deste trabalho. Os parâmetros unitários de sequência positiva e zero das LTs perfeitamente transpostas, obtidos por meio da aplicação da transformação de Fortescue, são expostos na Tabela 4.5. Neste caso, assumiu-se solo homogêneo com permissividade elétrica relativa unitária e resistividade elétrica igual a 1000 $\Omega.m$.

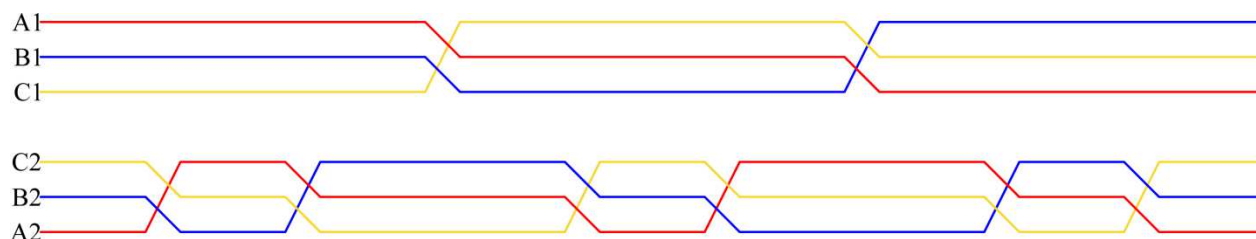


Figura 4.4 - Esquema de transposição das LTs paralelas

Fonte: Adaptado de EMTP, 1995

Tabela 4.5 - Parâmetros unitários sequenciais das LTs paralelas

Parâmetro	Sequência positiva	Sequência zero	Mútua de sequência zero
$R(\Omega / km)$	0,0054697	0,34429	0,32036
$L(mH / km)$	0,4532	3,1751	1,4915
$C(nF / km)$	25,823	9,6584	-0,32295

Bancos de 10 transformadores de 2000 MVA cada, com reatância de sequência positiva de 13,4%, foram admitidos para T e T' (DIAS et al., 2011). Dados típicos de impedâncias equivalentes de fontes fortes, médias e fracas, os quais são especificados na Tabela 4.6, foram usados oportunamente para F e F', tendo sido calculados conforme Chen e Maun (2000).

Tabela 4.6 - Impedâncias equivalentes das fontes

Tipo	Sequência positiva (Ω)	Sequência zero (Ω)
Forte	0,079408 + j4,5493	0,23819 + j6,8208
Média	0,89298 + j17,039	1,7835 + j16,969
Fraca	4,957 + j56,659	19,752 + j112,02

O cálculo dos curtos-circuitos foi realizado no software MATLAB utilizando a teoria de grafos, como em Stagg e El-Abiad (1968) e Pereira (2015), o que possibilitou modelar as LTs paralelas exatamente como elas foram admitidas para a dedução do algoritmo proposto. Os diagramas de impedância sequenciais para o sistema da Figura 4.2 e o grafo orientado associado aos mesmos diagramas são ilustrados nas Figuras 4.5 e 4.6, respectivamente, onde a barra 0 no grafo corresponde às barras de referência nos três diagramas sequenciais, ou seja, por motivos apenas estéticos, o grafo possui uma orientação diferente dos diagramas. Em virtude da ligação delta dos transformadores, além da admitância mútua equivalente de sequência zero, elementos de impedância infinita foram devidamente inseridos nas redes de sequência positiva, negativa e zero, com a finalidade de se obter um grafo único para as três sequências. Além do mais, considerou-se que, no período pré-falta, todo o sistema é equilibrado, possuindo apenas tensões e correntes simétricas de sequência positiva de fases. As fontes de tensão foram ajustadas de forma que a tensão pré-falta no extremo emissor (barra 2) fosse igual a 1 pu com ângulo 0° e o carregamento pré-falta de cada LT fosse igual à sua potência natural — à exceção de análises específicas.

A abordagem matricial de cálculo de curto-circuito em componentes simétricas utilizando a teoria de grafos é detalhada na Figura 4.7, em que Y_{barra} é a matriz de admitâncias de barra, A é a matriz de incidência elemento-nó reduzida, Y_p é a matriz de admitâncias primitivas, Z_{barra} é a

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
 CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

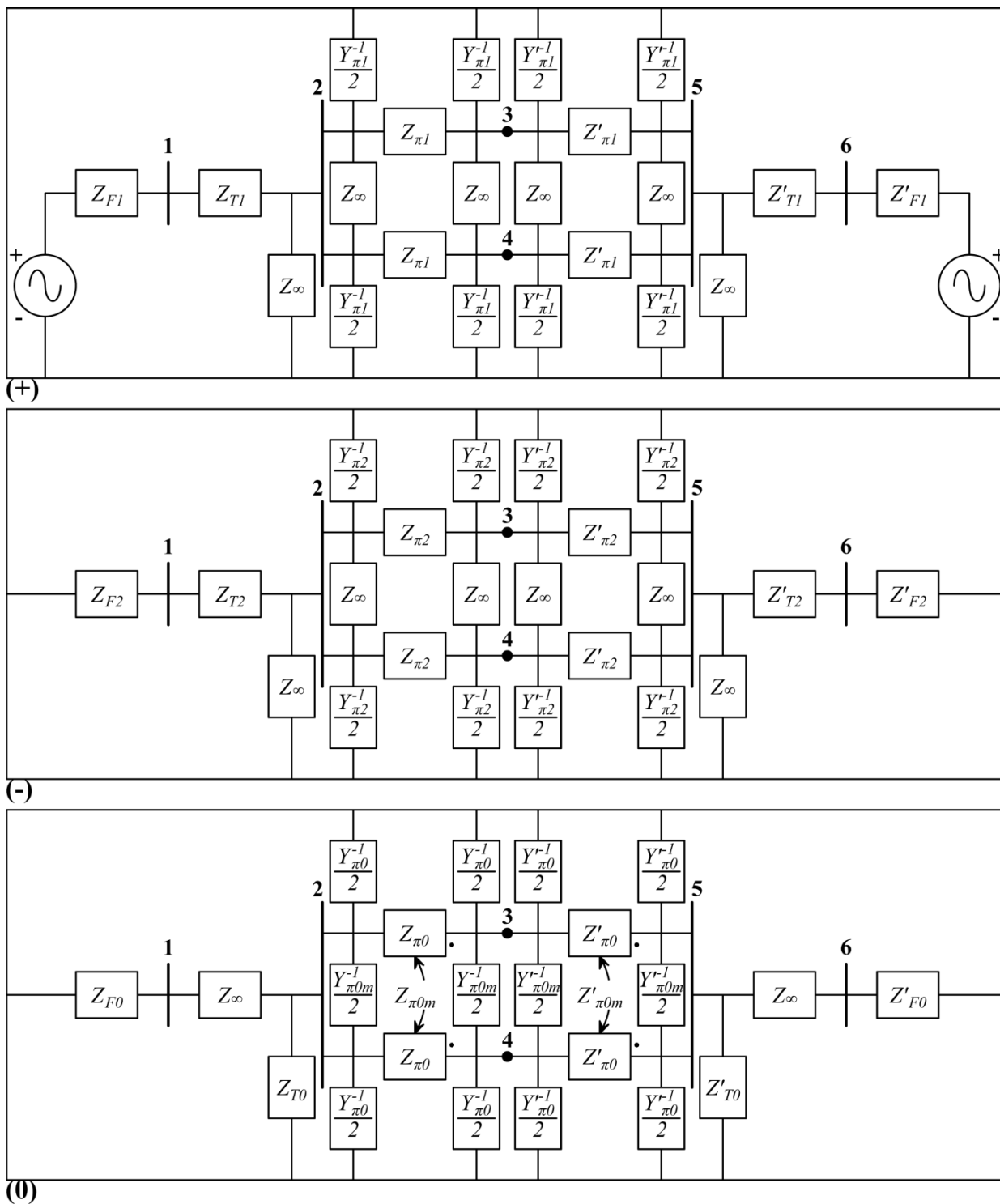


Figura 4.5 - Diagramas de impedância sequenciais do sistema modelado com LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns

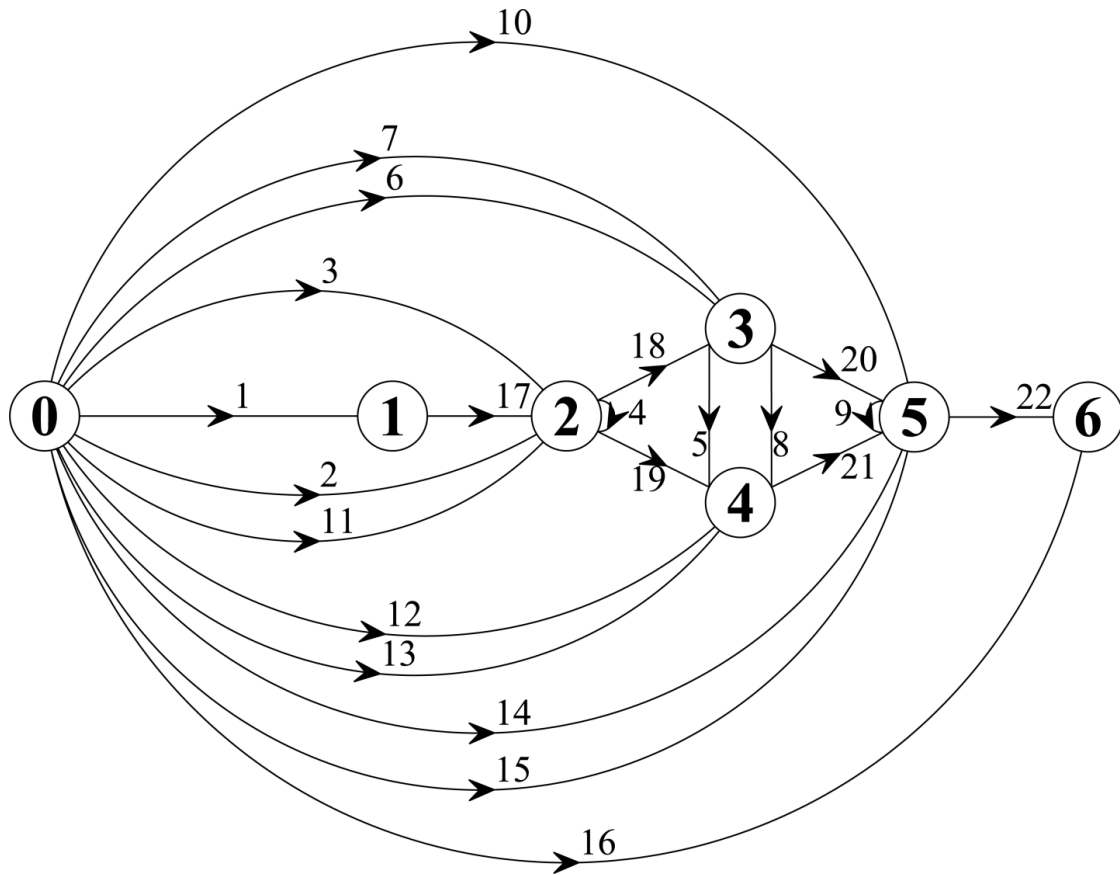


Figura 4.6 - Grafo orientado para o sistema modelado com LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns

matriz de impedâncias de barra, I_{barra} é o vetor de correntes de barra, j é o vetor de fontes de corrente, V_{barra} é o vetor de tensões de barra, v é o vetor de tensões através dos elementos, i é o vetor de correntes através dos elementos, I_F é a corrente de falta, V_{Th} é a tensão pré-falta na barra de falta, Z_{Th} é a impedância equivalente de Thévenin vista da barra de falta, R_F é a resistência de falta, e V_F é a tensão na barra de falta. Os sobrescritos 0, 1 e 2 representam respectivamente as sequências zero, positiva e negativa, ao passo que os subscritos pré, puro e falta indicam grandezas dos circuitos pré-falta, puro de falta, também chamado de circuito superposto, e de falta, de modo respectivo. Maiores detalhes a respeito da teoria de grafos podem ser obtidos em Pereira (2015).

Uma unidade de medição quadrilateral baseada no relé 7SA6, de fabricação da Siemens, foi adotada para os relés R1 e R2 da Figura 4.2. Tal escolha se deu pelo fato de, para faltas monofásicas-terra, algumas concessionárias de energia usarem somente a característica de

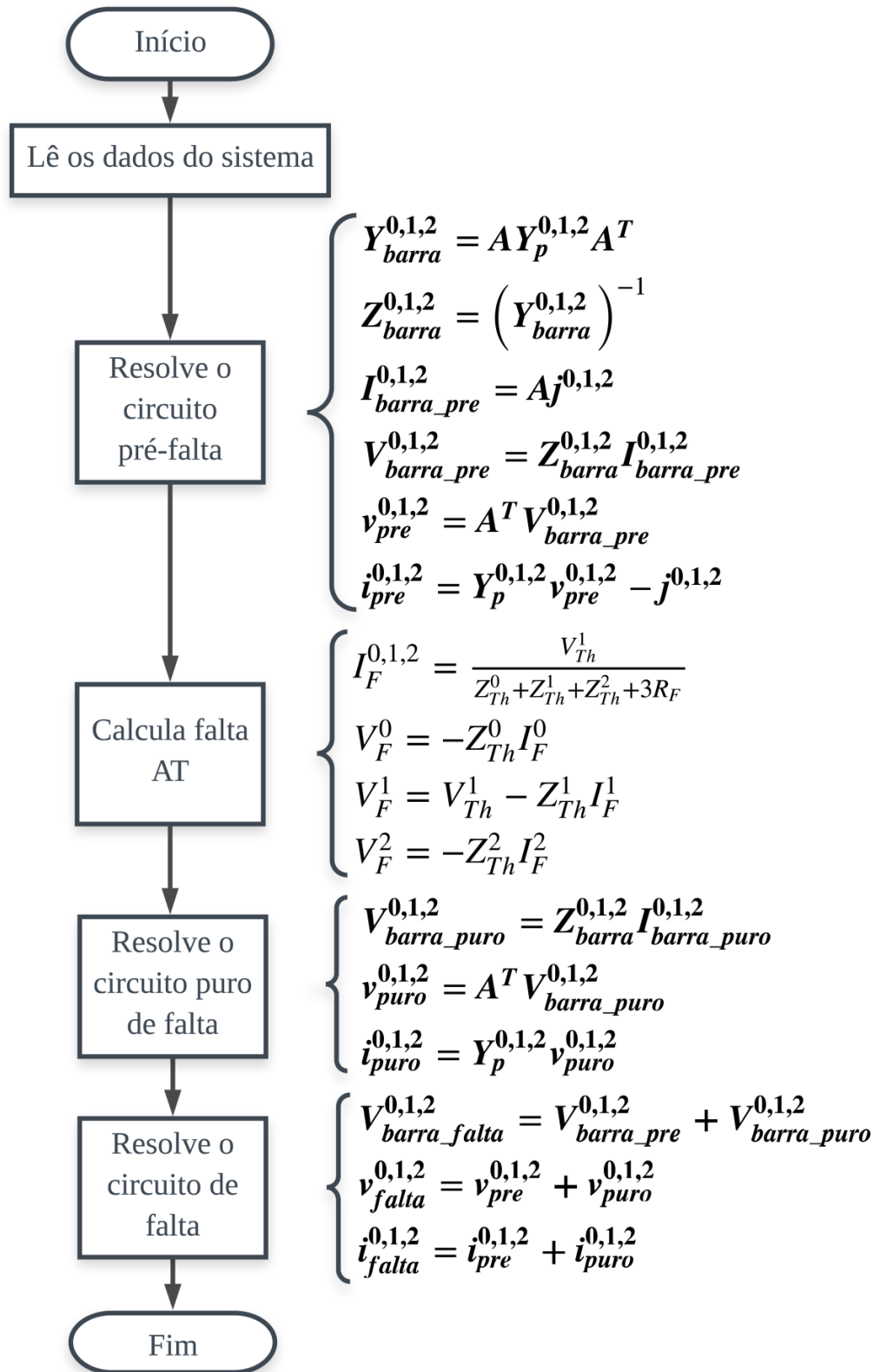


Figura 4.7 - Fluxograma da rotina computacional desenvolvida para o cálculo de defeitos AT utilizando a teoria de grafos

Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2015

operação quadrilateral — devido ao alcance resistivo ser maior e por cobrir melhor as faltas envolvendo R_F . A Figura 4.8 exibe a característica de operação de zona 1 ajustada. Trata-se de uma característica de operação estática. Definiu-se um alcance de 85% da impedância de sequência positiva da LT (Z_L) para a impedância réplica do trecho protegido (Z_N). O alcance resistivo (R_A) de 100Ω foi baseado na experiência de concessionárias de energia, de acordo com Martins (2014). Os ângulos de 30° e 22° foram determinados a partir de Siemens (2011).

Admitindo impedâncias equivalentes de fontes dos tipos forte e média respectivamente para F e F' ($F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}$), faltas AT francas foram aplicadas na barra 4 (barra deslizante) ao longo de toda a extensão de LT1, com passo de um ponto percentual do comprimento total da LT (ℓ). A Figura 4.9 apresenta as impedâncias aparentes calculadas pela unidade AT do relé da linha faltosa (R1) considerando o algoritmo de proteção convencional (Z_{RC}), segundo a Tabela 4.2, e o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero exatos (Z_{RNC}), tendo-se assumido um conhecimento prévio dos locais dos defeitos para tal.

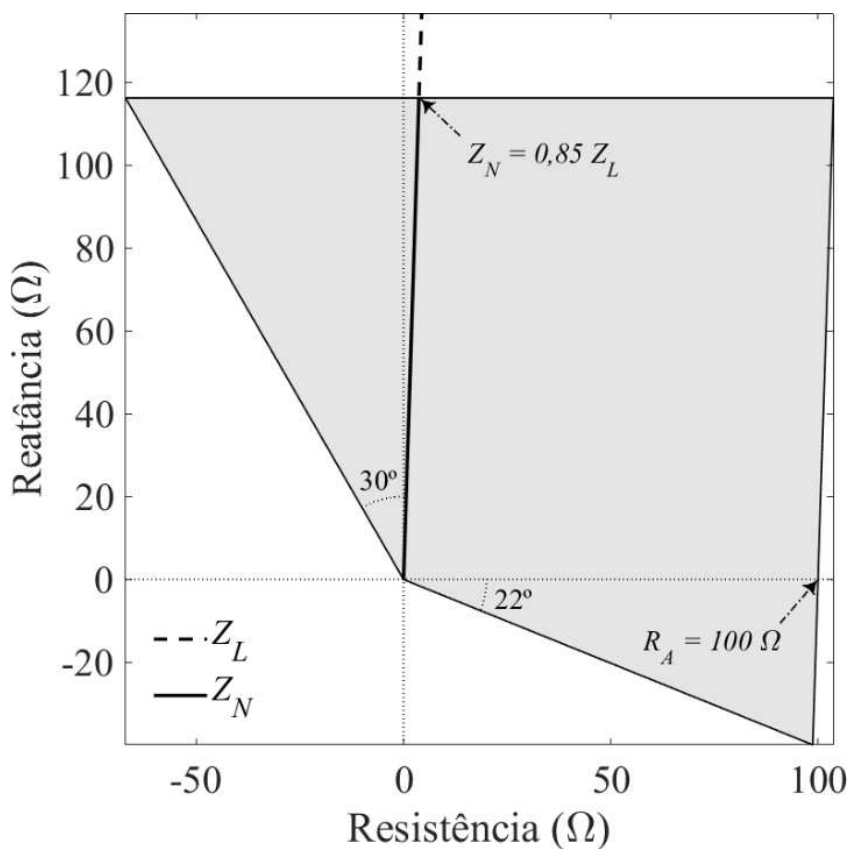


Figura 4.8 - Característica de operação de zona 1 ajustada

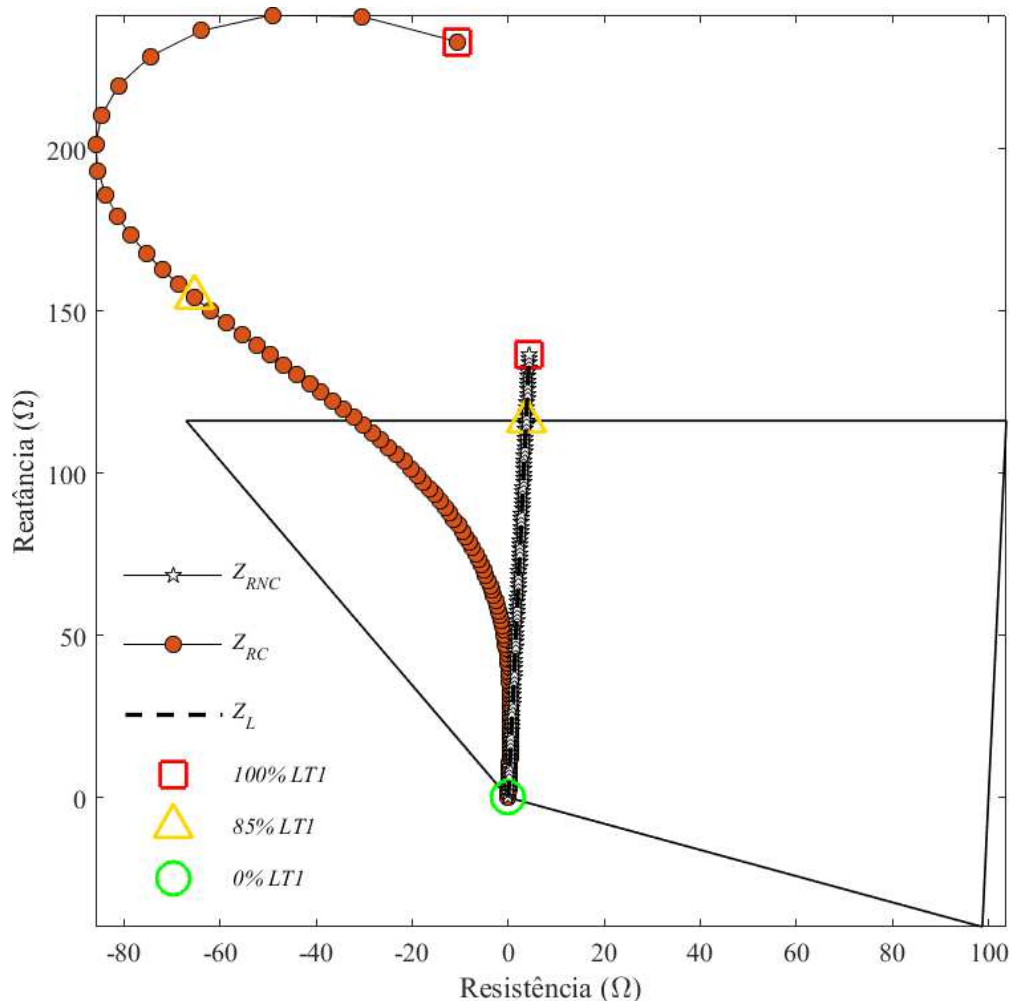


Figura 4.9 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R1 considerando o algoritmo convencional e o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero exatos

Utilizam-se fasores de tensão e corrente estimados pelo relé em regime permanente de falta, estando tais grandezas referidas ao primário dos transformadores para instrumentos. Nesta e nas demais análises referentes ao sistema da Figura 4.2, a corrente da fase A medida por R1 é tomada como a soma de tal corrente do elemento 19 com o negativo daquela do elemento 11, do grafo apresentado na Figura 4.6, a julgar por (4.8), enquanto as correntes de sequência zero medidas por R1 e R2, como $I_0(19) - I_0(11)$ e $I_0(18) - I_0(3)$, respectivamente e analogamente. Na Figura 4.9, as impedâncias aparentes são representadas por marcadores específicos, os quais são interligados por linhas com o propósito de explicitar a sequência de eventos. O círculo em verde, o triângulo em amarelo e o quadrado em vermelho destacam impedâncias aparentes calculadas para defeitos aplicados no extremo emissor, no limite do alcance da zona 1 e no extremo receptor

de LT1, de modo respectivo, o que permite verificar e quantificar subalcances e/ou sobrealcances do relé. A título de exemplo, o marcador que representa a impedância aparente vista para uma falta aplicada na barra 2 está circundado por um círculo em verde, assim como aqueles que representam impedâncias aparentes vistas para defeitos aplicados na barra 4 a 85% de ℓ a partir do extremo emissor e na barra 5 estão circundados respectivamente por um triângulo em amarelo e por um quadrado em vermelho. Assim sendo, se o triângulo em amarelo for visto dentro da característica de operação, o relé terá sobrealcancado, da mesma maneira que, se tal marcador for visto fora da característica de operação, o relé terá subalcancado.

Com relação ao desempenho do algoritmo convencional, nota-se uma correspondência entre as reatâncias aparentes e as reatâncias de sequência positiva dos trechos defeituosos para faltas em até aproximadamente 160 km do extremo emissor. Nada obstante, para faltas a longas distâncias os desvios são significativos, de forma que o relé R1 subalcança o trecho posterior a aproximadamente 72% de ℓ a partir da barra 2. A Figura 4.10 mostra os erros relativos percentuais das reatâncias aparentes obtidas com o algoritmo convencional, que são calculados como:

$$e_r = \left| \frac{\text{Im}(Z_{RC}) - \text{Im}(xZ_1)}{\text{Im}(xZ_1)} \right| \times 100\% \quad (4.34)$$

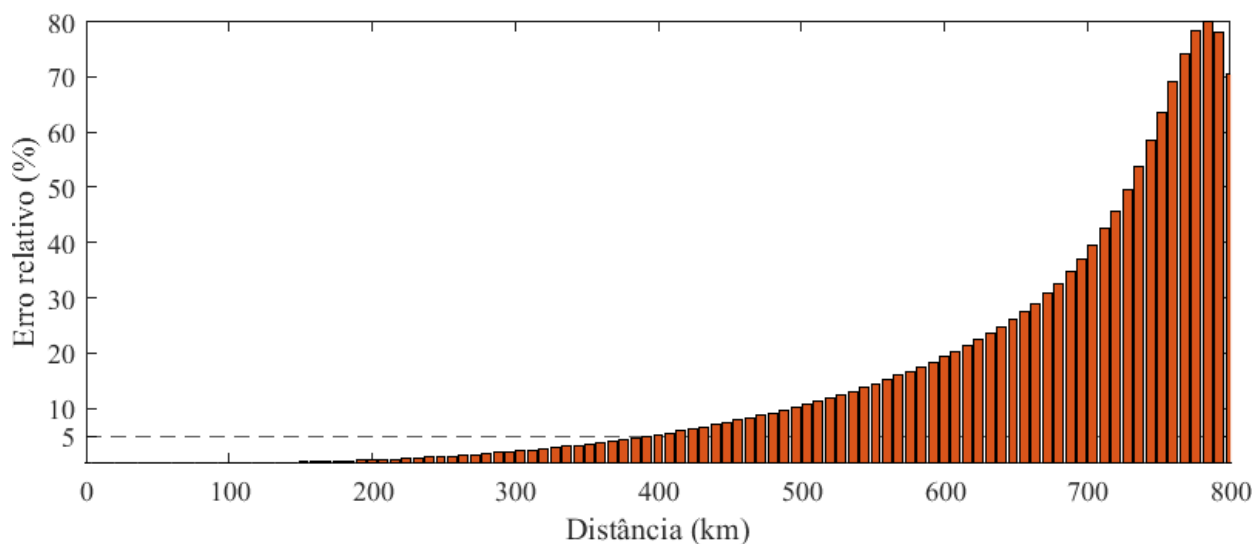


Figura 4.10 - Erros relativos percentuais das reatâncias aparentes convencionais

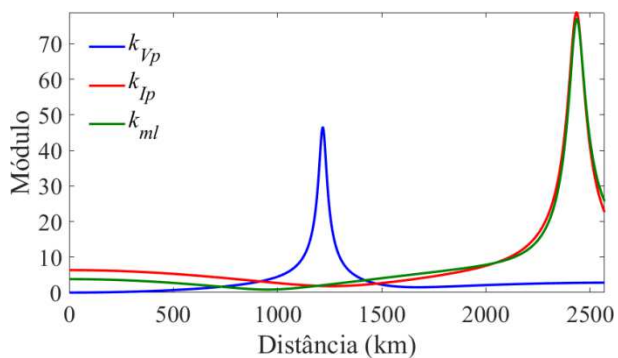
Erros maiores que 5% são verificados quando de faltas aplicadas a distâncias superiores a 392 km a partir do terminal emissor, chegando a atingir 80,15% para um curto-circuito a 784 km, crescendo inclusive de forma semelhante a uma exponencial. Já quanto ao desempenho do algoritmo proposto, vide Figura 4.9, atesta-se uma equivalência plena entre as impedâncias aparentes e as impedâncias de sequência positiva dos trechos com defeito para faltas francas aplicadas ao longo de toda a extensão da linha faltosa. O erro relativo percentual do módulo das impedâncias aparentes calculadas utilizando o algoritmo de proteção proposto para LTs longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos terminais comuns é nulo (da ordem de 10^{-14}) para o sistema da Figura 4.2.

4.2.2. Abordagem prática para os parâmetros de compensação de sequência zero

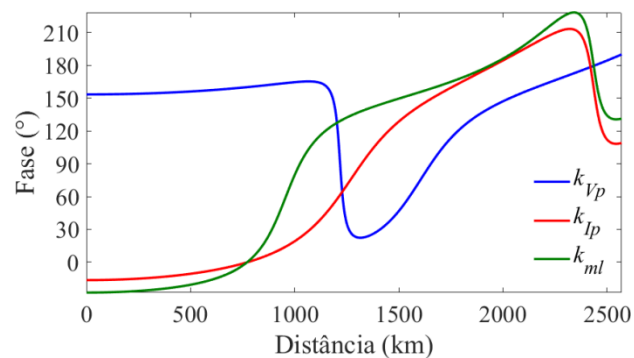
Na análise anterior, admitiu-se um conhecimento prévio dos valores exatos de k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} para a aplicação do algoritmo proposto. Tais parâmetros de compensação de sequência zero, de acordo com (4.29), (4.30) e (4.31), respectivamente, dependem da distância até o ponto de falta (x), a qual é, de fato, a incógnita do problema. A solução para tal dilema requer o uso de algum método iterativo, o que poderia ser computacionalmente ineficiente para um algoritmo de proteção de distância de zona 1. O mesmo impasse foi verificado por Xu et al. (2008) com relação a k_V e k_I , consoante (4.4) e (4.5). Na ocasião, eles propuseram a adoção de valores constantes para tais parâmetros, a serem determinados de acordo com a extensão total da LT. Assim, a sensibilidade do relé para curtos-circuitos nas proximidades do extremo receptor seria ampliada, assegurando que as impedâncias aparentes vistas para faltas internas tendessem para dentro da característica de operação da unidade de medição, ao passo que aquelas vistas para faltas externas, para fora desta. Subalcances e sobrealcances seriam evitados, sendo, portanto, tal premissa uma alternativa viável para LTs com comprimentos totais ao longo dos quais não se observam variações substanciais de k_V e k_I .

A Figura 4.11 exibe as variações dos módulos e das fases de k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} para extensões de até 2570 km (190° elétricos) considerando a configuração de LTs paralelas adotada nesta tese (veja Tabela 4.5), que foi adaptada de Dias (2008), além daquelas utilizadas por Chaiwan, Kang e Liao (2014) e Abdollahzadeh, Mozafari e Jazaeri (2015), das quais os parâmetros unitários são

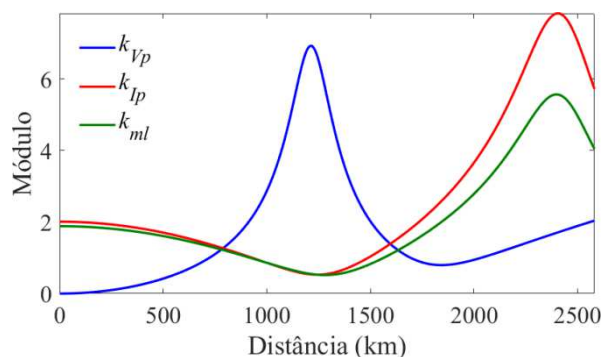
ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS



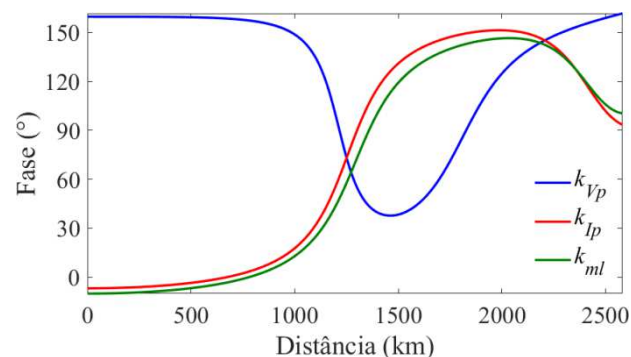
(a) DIAS, 2008



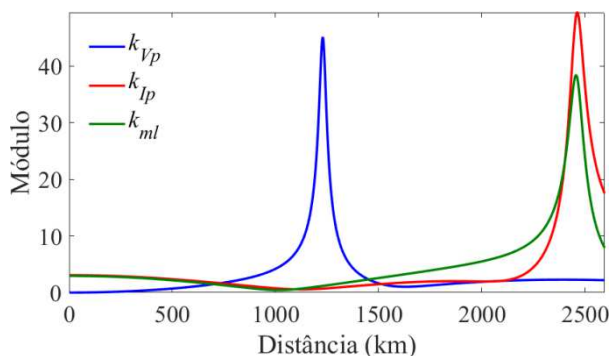
(b) DIAS, 2008



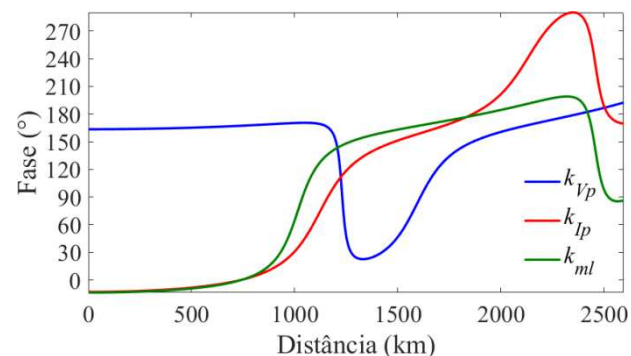
(c) CHAIWAN; KANG; LIAO, 2014



(d) CHAIWAN; KANG; LIAO, 2014



(e) ABDOLLAHZADEH; MOZAFARI; JAZAERI, 2015



(f) ABDOLLAHZADEH; MOZAFARI; JAZAERI, 2015

Figura 4.11 - Variações dos (a) (c) (e) módulos e das (b) (d) (f) fases dos parâmetros de compensação de sequência zero do algoritmo proposto baseadas nas referências: (a) e (b) - DIAS, 2008; (c) e (d) - CHAIWAN; KANG; LIAO, 2014; (e) e (f) - ABDOLLAHZADEH; MOZAFARI; JAZAERI, 2015

detalhados na Tabela 4.7. Nesta última, os sobrescritos CKL e AMJ indicam as iniciais dos sobrenomes dos autores dos trabalhos correspondentes.

Tabela 4.7 - Parâmetros unitários sequenciais de LTs paralelas ou de circuito duplo

Parâmetro	Sequência positiva	Sequência zero	Mútua de sequência zero
$Z^{CKL} (\Omega / km)$	0,061 + j0,3513	0,268 + j1,0371	0,23 + j0,6308
$Y^{CKL} (\mu S / km)$	j4,66	j2,7018	j1,6242
$Z^{AMJ} (\Omega / km)$	0,0094 + j0,312	0,252 + j1,24	0,244 + j0,888
$Y^{AMJ} (\mu S / km)$	j5,23	j3,24	-j1,4

Fonte: CHAIWAN; KANG; LIAO, 2014 e ABDOLLAHZADEH; MOZAFARI; JAZAERI, 2015

Ao se analisar a Figura 4.11, percebe-se para as três configurações de LTs paralelas ou de circuito duplo consideradas que k_{vp} , k_{lp} e k_{ml} não variam significativamente ao longo de distâncias de até aproximadamente 800 km. Isso sugere que a adoção de parâmetros de compensação de sequência zero constantes, como proposto por Xu et al. (2008) para LTs longas de circuito simples, poderia ser também adequada para o algoritmo proposto, o qual é aplicável a LTs longas paralelas ou de circuito duplo, desde que o comprimento total de tais linhas não exceda aproximadamente 800 km.

Com o propósito de investigar tal possibilidade, foram utilizados valores constantes para k_{vp} , k_{lp} e k_{ml} considerando valores de x variando de 0% a 100% de ℓ , com passo de 10% de ℓ — sendo $\ell = 800$ km. Os parâmetros de compensação de sequência zero constantes resultantes para cada valor de x foram empregados no algoritmo proposto (Z_{RNCK}) frente a faltas AT francas aplicadas na barra 4 ao longo de toda a extensão de LT1, com passo de 1% de ℓ . Na Figura 4.12 são expostas as impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R1 assumindo para F e F' combinações de impedâncias equivalentes de fontes dos tipos forte, média e fraca. Os valores de x , de 0 a ℓ , são indicados respectivamente por um gradiente na cor interna dos marcadores de Z_{RNCK} , de verde a vermelha. Tendo como exemplo, a cor interna dos marcadores que representam as impedâncias aparentes calculadas por R1 usando o algoritmo proposto para casos em que k_{vp} , k_{lp} e k_{ml} constantes foram determinados a partir de $x = \ell$ é vermelha. A fim de comparação, ilustram-se também na Figura 4.12 os resultados alcançados para o algoritmo convencional aplicável a LTs paralelas (Z_{RC}) em cada condição de análise. A Tabela 4.8 descreve os subalcances (U) e sobrealcances (O) observados para Z_{RNCK} e Z_{RC} , com destaque em fenômenos máximos (apontados pelo subscrito máx) para o valor de x a partir do qual foram determinados os

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

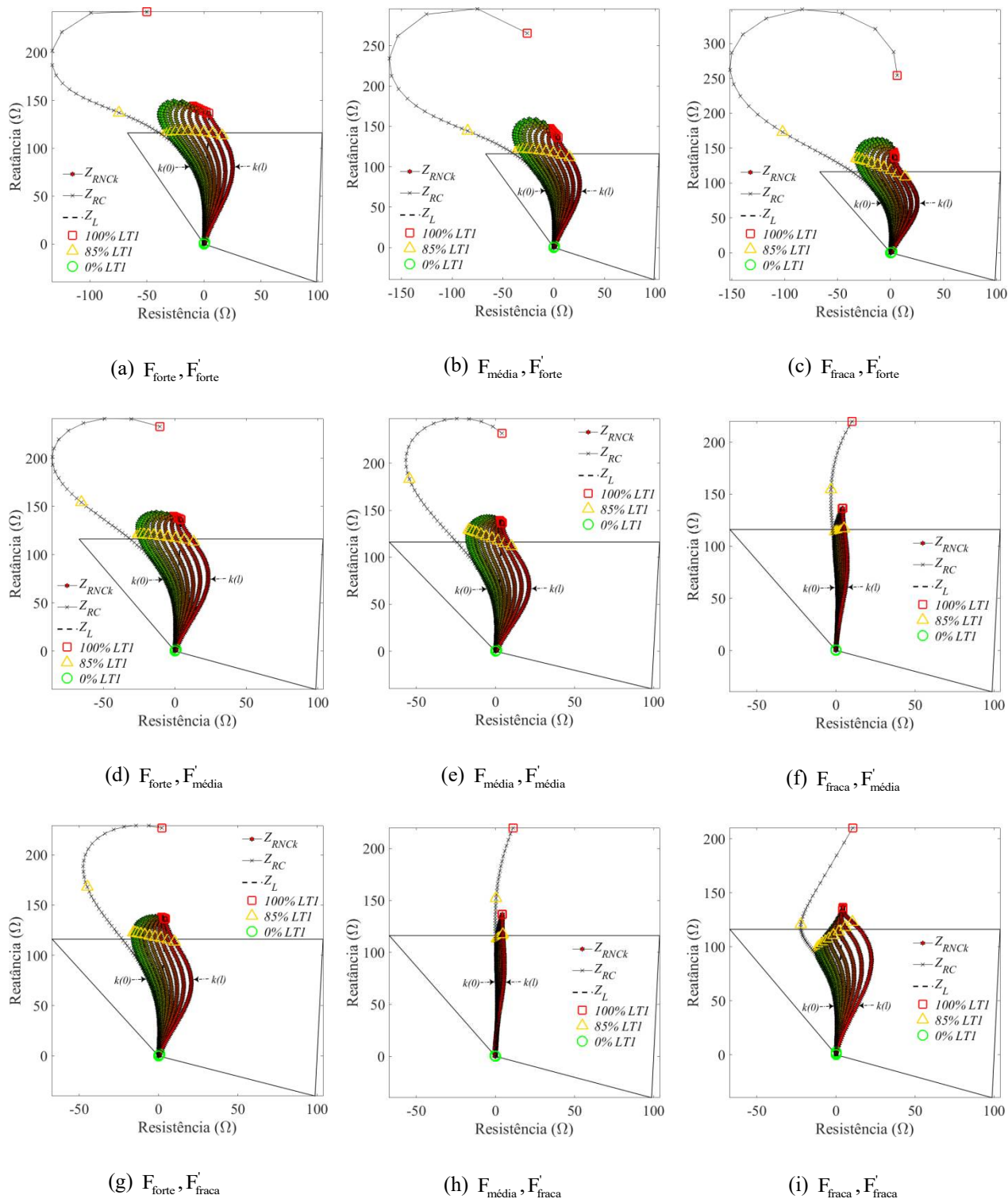


Figura 4.12 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT do relé da LT faltosa considerando o algoritmo convencional e o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes para configurações diversas de fontes

Tabela 4.8 - Subalcances e sobrealcances de R1 usando os algoritmos convencional e proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes para configurações envolvendo fontes fortes, médias e fracas

Configuração	Z_{RC}	$Z_{RNCK(x)}$	
F_{forte}, F'_{forte}	$U \approx 10\%$	$U_{máx} \approx 1\% \Rightarrow k(0,6\ell)$	$O_{máx} \approx 1\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{forte}, F'_{média}$	$U \approx 12\%$	$U_{máx} \approx 2\% \Rightarrow k(0)$	$O_{máx} \approx 2\% \Rightarrow k(\ell)$
F_{forte}, F'_{fraca}	$U \approx 14\%$	$U_{máx} \approx 3\% \Rightarrow k(0)$	$O_{máx} \approx 1\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{média}, F'_{forte}$	$U \approx 11\%$	$U_{máx} \approx 2\% \Rightarrow k(0)$	$O_{máx} \approx 3\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{média}, F'_{média}$	$U \approx 15\%$	$U_{máx} \approx 6\% \Rightarrow k(0)$	$O_{máx} \approx 2\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{média}, F'_{fraca}$	$U \approx 12\%$	$U_{máx} < 1\% \Rightarrow k(\ell)$	$O_{máx} \approx 2\% \Rightarrow k(0)$
F_{fraca}, F'_{forte}	$U \approx 14\%$	$U_{máx} \approx 6\% \Rightarrow k(0)$	$O_{máx} \approx 4\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{fraca}, F'_{média}$	$U \approx 13\%$	$U_{máx} < 1\% \Rightarrow k(\ell)$	$O_{máx} \approx 1\% \Rightarrow k(0)$
F_{fraca}, F'_{fraca}	$U \approx 2\%$	$U_{máx} \approx 6\% \Rightarrow k(\ell)$	$O_{máx} \approx 9\% \Rightarrow k(0)$

parâmetros de compensação de sequência zero constantes utilizados no algoritmo proposto — $k(x)$. Os valores de U e O foram truncados em percentuais inteiros de ℓ , de modo que 1,1% e 1,9%, por exemplo, tornam-se $\approx 1\%$ e $\approx 1\%$ — o que corresponde a aproximadamente 8 km.

Sobre o desempenho do algoritmo convencional, certifica-se que o relé subalcança trechos expressivos da LT faltosa (de 10% a 15%) independentemente da configuração das fontes, com exceção da configuração F_{fraca}, F'_{fraca} , para a qual se verifica um subalcançe aceitável de 2% — apesar do desvio bastante significativo constatado para Z_{RC} quando de falta aplicada no extremo receptor da linha. Ressalta-se ainda que, em consequência de LTs longas serem projetadas para transmitir grandes blocos de energia, geralmente ao menos uma fonte forte é envolvida. Acerca da performance do algoritmo proposto, salvo para as configurações $F_{média}, F'_{média}$, F_{fraca}, F'_{forte} e F_{fraca}, F'_{fraca} , independentemente da distância assumida para o cálculo dos parâmetros de compensação de sequência zero constantes, o relé subalcança ou sobrealcança trechos de, no máximo, 3% de ℓ . Relativamente às configurações excetuadas, resultados mais satisfatórios são obtidos ao se determinar k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} constantes a partir de valores de x próximos àquele de ℓ , o que faz com que a sensibilidade operacional do relé seja ampliada para faltas aplicadas nas proximidades do terminal receptor e, por conseguinte, do limite do alcance da zona 1. Assim

procedendo, desempenhos aceitáveis são atingidos em todas as condições analisadas. Logo, pode-se afirmar que a formulação proposta é adequada para implementação em tempo real como um algoritmo de proteção de zona 1 em LTs paralelas de até aproximadamente 800 km, já que pode fazer uso de expressões analíticas, dispensando a necessidade de métodos iterativos.

Para mais, peculiaridades são percebidas na Figura 4.12 como, para $F_{m\acute{e}dia}, F'_{frac}$, $F_{frac}, F'_{m\acute{e}dia}$ e F_{frac}, F'_{frac} , o relé tender a subalcançar ao se fazer o valor de x tender ao de ℓ no cálculo dos parâmetros de compensação de seqüência zero constantes, contrariamente ao averiguado para as demais configurações. Também, para as duas primeiras configurações supramencionadas, as resistências aparentes serem muito pouco impactadas ao se variar o valor de x para o cálculo de k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} constantes.

Com o intuito de avaliar a adequabilidade de tal abordagem para o algoritmo proposto em LTs paralelas com comprimentos superiores a 800 km, a investigação anterior foi realizada novamente assumindo agora extensões totais de 1000 km e $\frac{1}{4}$ de comprimento de onda (1217,8 km) para ambas as LTs da Figura 4.2. A Figura 4.13 expõe os resultados alcançados admitindo impedâncias equivalentes de fontes dos tipos forte e média para F e F' , de modo respectivo.

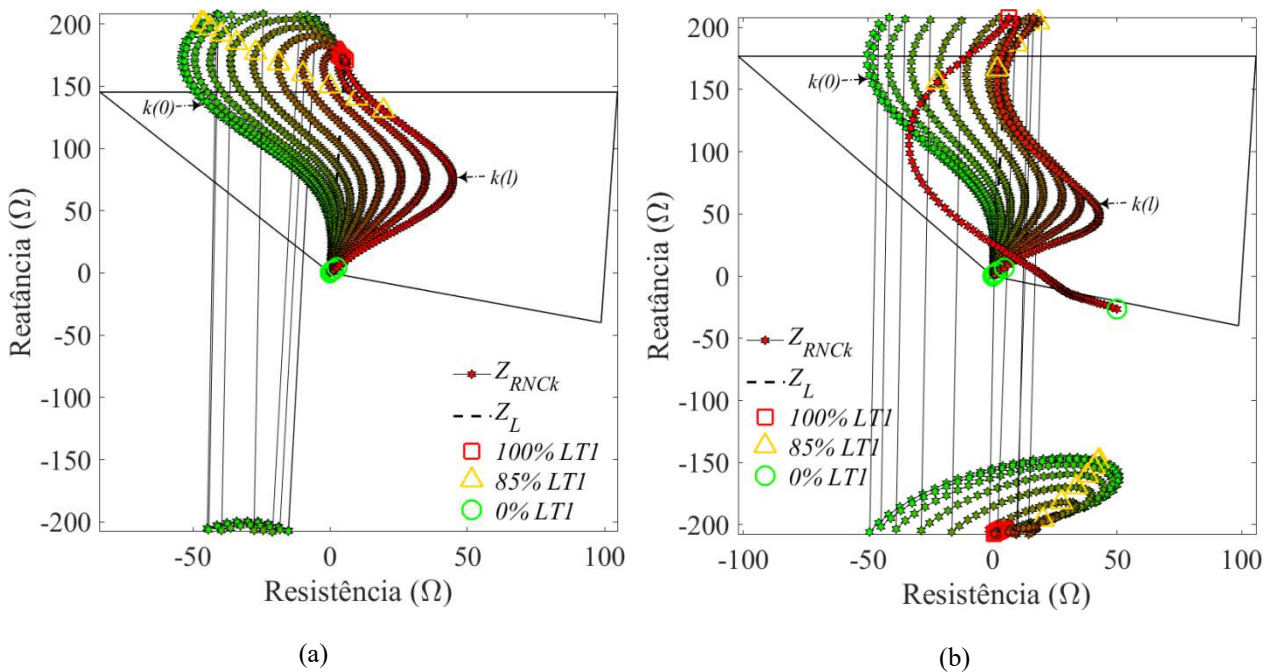


Figura 4.13 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT do relé da linha faltosa considerando o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de seqüência zero constantes e LTs paralelas com extensão total de (a) 1000 km e de (b) $\frac{1}{4}$ de comprimento de onda

Considerando $\ell = 1000$ km, de acordo com a Figura 4.13a, um subalcance máximo de aproximadamente 11% (110 km) é verificado para R1 quando os parâmetros de compensação de sequência zero constantes são calculados em função de uma distância nula — $k(0)$. Ainda, um sobrealcance máximo de 5% ocorre quando de $k(\ell)$. Na generalidade, os desvios resistivos das impedâncias aparentes são ampliados se comparados aos da Figura 4.12, entretanto, continuam cobertos pelo alcance resistivo da característica de operação ajustada. O deslocamento abrupto de impedâncias aparentes vistas para faltas aplicadas nas proximidades do terminal receptor das linhas pode se dever ao domínio adotado no MATLAB para o argumento de um número complexo, tendo como referência Fabián E. e Tavares (2015). Outra referência que lida com tal problemática é Küsel, Lopes e Silva (2015). Admitindo uma extensão total de $\frac{1}{4}$ de comprimento de onda, vide Figura 4.13b, o relé subalcança trechos de aproximadamente 27% de ℓ , tanto na condição de $k(0)$ quanto naquela de $k(\ell)$. Nesta última — utilizando k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} constantes determinados a partir de $x = \ell$ —, além do subalcance sobredito, o relé também sobrealcança um trecho de aproximadamente 4% de ℓ , caracterizando um comportamento demasiadamente irregular. Isto posto, os resultados obtidos indicam que a premissa de parâmetros de compensação de sequência zero constantes pode ser válida para o algoritmo proposto também em LTs paralelas com um comprimento total superior a 800 km, desde que eles sejam determinados em função de um valor de x próximo ao de ℓ , sendo tal extensão total inferior a $\frac{1}{4}$ de comprimento de onda.

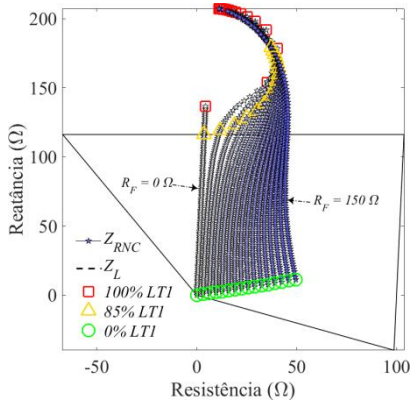
4.2.3. *Influência de elevadas resistências de falta*

Resistências de falta de valores significativos estão presentes em muitos defeitos monofásicos-terra, principalmente aqueles relacionados a queimadas e a contato com árvores. Dado que o algoritmo proposto é dedicado a unidades de detecção de falta para a terra de um relé de distância não convencional, é de suma importância avaliar como a formulação sugerida é afetada por R_F . Para tanto, reportando-se ao sistema da Figura 4.2, curtos-circuitos AT foram aplicados na barra 4 ao longo de todo o comprimento de LT1, com passo de $0,01\ell$, para valores de resistência de falta variando de 0 a 150 Ω , com passo de 10 Ω ($R_F = 0:10:150 \Omega$). Consideraram-se para F e F' combinações de impedâncias equivalentes de fontes dos tipos forte, média e fraca e para cada LT — excepcionalmente nesta análise — três carregamentos pré-falta: a vazio, igual à potência natural da linha (P_0) e igual ao dobro de P_0 . Desse modo, os resultados

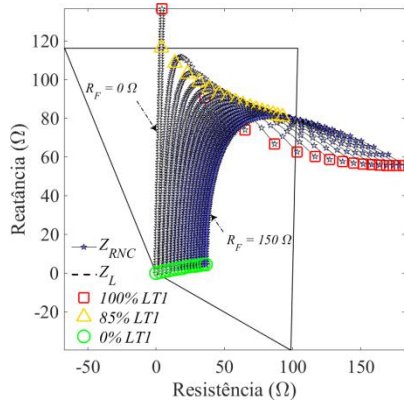
logrados em cada condição avaliada constituíram uma característica de falta para o relé. A Figura 4.14 apresenta as impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R1 empregando o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero exatos. Os valores de R_F são indicados por um gradiente na cor interna dos marcadores de Z_{RNC} de branca a azul-escura. A Tabela 4.9 detalha, para cada configuração de fontes e carregamento pré-falta admitido na Figura 4.14, os valores de resistência de falta para os quais foi observado um sublance ou sobrelance de trechos menores do que 5% do comprimento total da LT faltosa, o que se considera nesta tese um desempenho aceitável, além dos sublances e/ou sobrelances máximos atingidos, quantificados em pontos percentuais de ℓ . Tendo em vista o alcance arbitrado para a zona 1 do relé e as características do sistema simulado, o sobrelance máximo possível é de 15%. Ainda, destaca-se em **negrito** resultados em que foram obtidos desempenhos satisfatórios do relé para todos os valores de R_F analisados.

Para todos os sistemas terminais e carregamentos pré-falta considerados na Figura 4.14, simularam-se também faltas francas deslizantes. Nestes casos, a corrente de *infeed* remota, dada por $I(8) + I(13) - I(21)$, baseando-se na Figura 4.6, não influencia a impedância aparente vista pelo relé, a julgar por (4.25). Portanto, para cada condição avaliada, atestou-se um desempenho adequado do relé para, no mínimo, um valor nulo de R_F . Ademais, no pior caso, foram detectadas com sucesso faltas aplicadas em trechos de pelo menos até aproximadamente 68% da extensão total de LT1 a partir de seu terminal emissor, tendo em conta a Figura 4.14y. Quando as LTs operam a vazio, há uma intensificação do efeito capacitivo, o que justifica os sublances percebidos para as nove configurações de fontes ponderadas, sendo estes expressivos em casos com resistência de falta maior que, pelo menos, 40Ω , chegando a atingir aproximadamente 32% de ℓ para uma configuração $F_{\text{fraca}}, F'_{\text{fraca}}$. Adotando impedâncias equivalentes de fontes dos tipos forte e média para F , o sublance máximo tende a diminuir quanto mais fraca for F' , contrariamente ao que ocorre quando de F_{fraca} . De modo dual, quando as linhas operam com sobrecarga ($2P_0$), o relé sobrelança independentemente da configuração de fontes. Salvo para as configurações $F_{\text{média}}, F'_{\text{fraca}}$, $F_{\text{fraca}}, F'_{\text{média}}$ e $F_{\text{fraca}}, F'_{\text{fraca}}$, para as quais foram obtidos desempenhos razoáveis, constatam-se sobrelances máximos de 15%, com performance apropriada somente para curtos-circuitos francos. Tal comportamento pode sugerir sobrelances de LTs a jusante da linha protegida, o que compromete a seletividade do esquema de proteção.

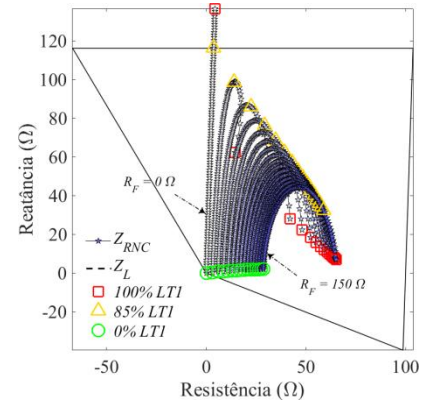
ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS



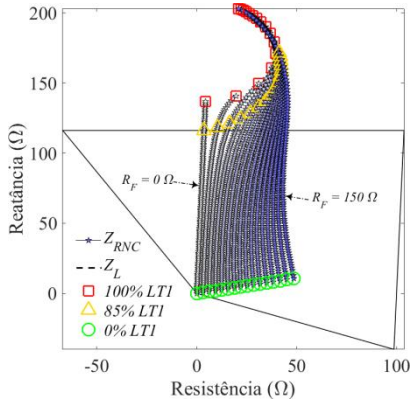
(a) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{forte}}, A$ vazio



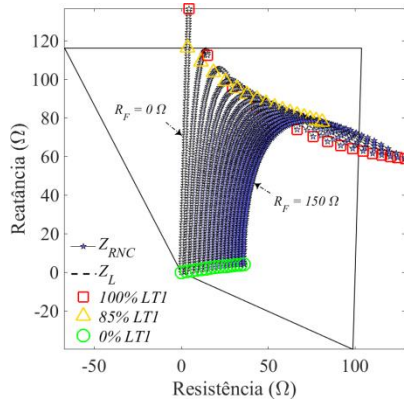
(b) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{forte}}, P_0$



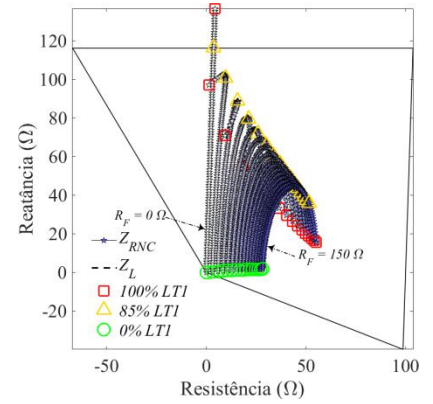
(c) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{forte}}, 2P_0$



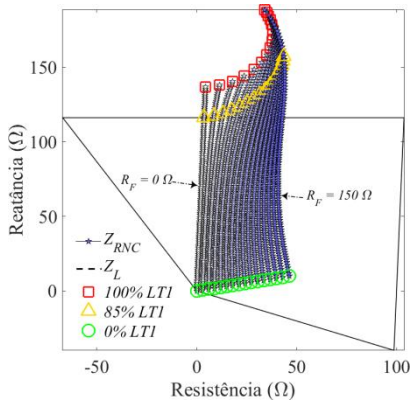
(d) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}, A$ vazio



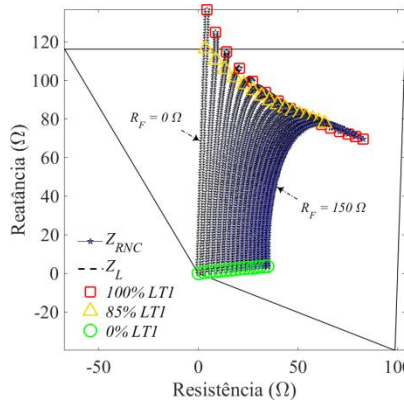
(e) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}, P_0$



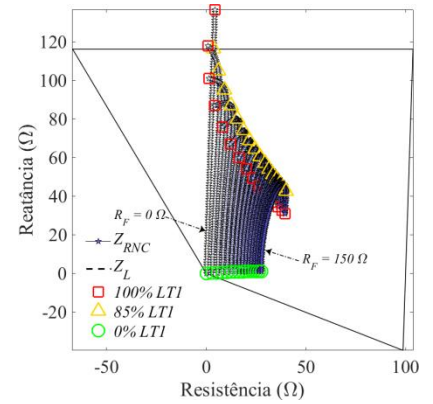
(f) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}, 2P_0$



(g) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{fraca}}, A$ vazio



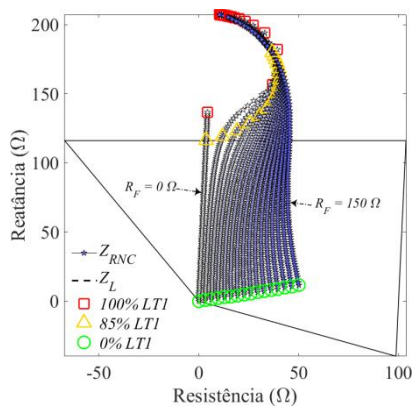
(h) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{fraca}}, P_0$



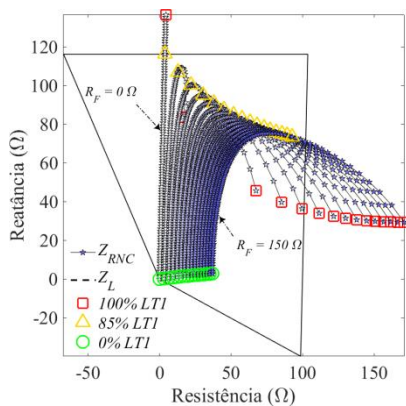
(i) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{fraca}}, 2P_0$

(continua)

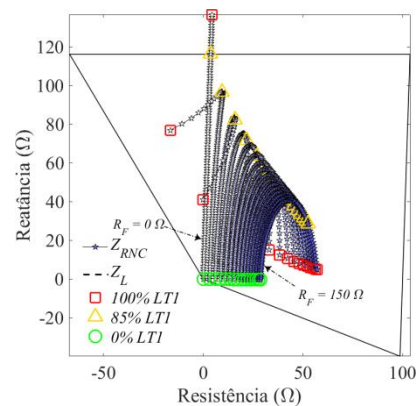
ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS



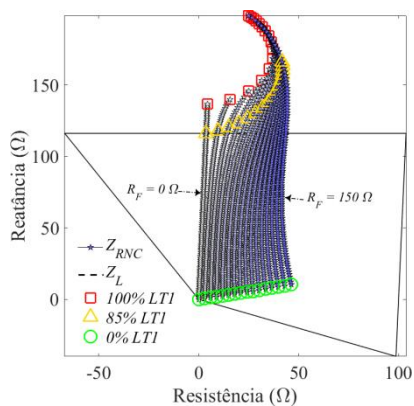
(j) $F_{m\acute{e}dia}, F_{forte}, A \text{ vazio}$



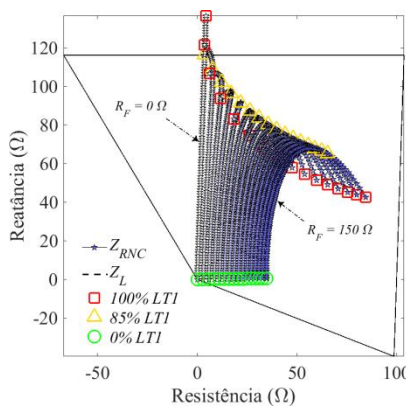
(k) $F_{m\acute{e}dia}, F_{forte}, P_0$



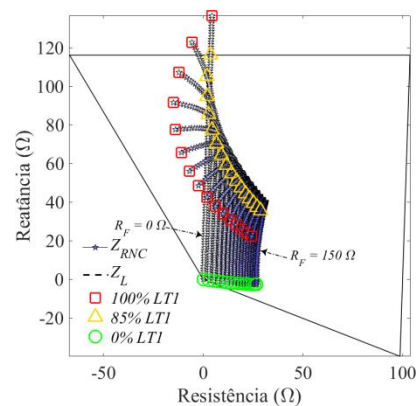
(l) $F_{m\acute{e}dia}, F_{forte}, 2P_0$



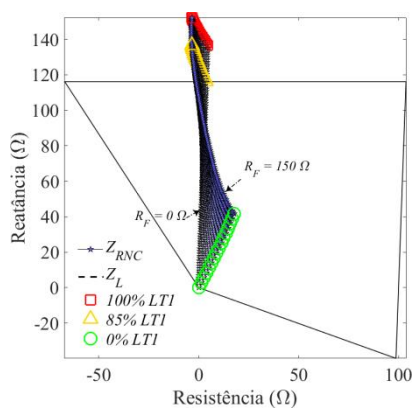
(m) $F_{m\acute{e}dia}, F_{m\acute{e}dia}, A \text{ vazio}$



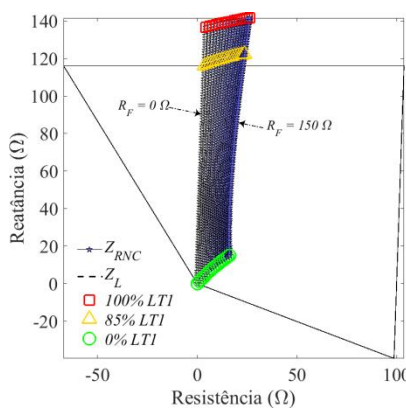
(n) $F_{m\acute{e}dia}, F_{m\acute{e}dia}, P_0$



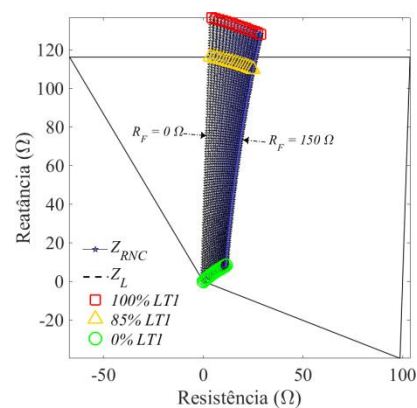
(o) $F_{m\acute{e}dia}, F_{m\acute{e}dia}, 2P_0$



(p) $F_{m\acute{e}dia}, F_{fraca}, A \text{ vazio}$



(q) $F_{m\acute{e}dia}, F_{fraca}, P_0$



(r) $F_{m\acute{e}dia}, F_{fraca}, 2P_0$

(continua)

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

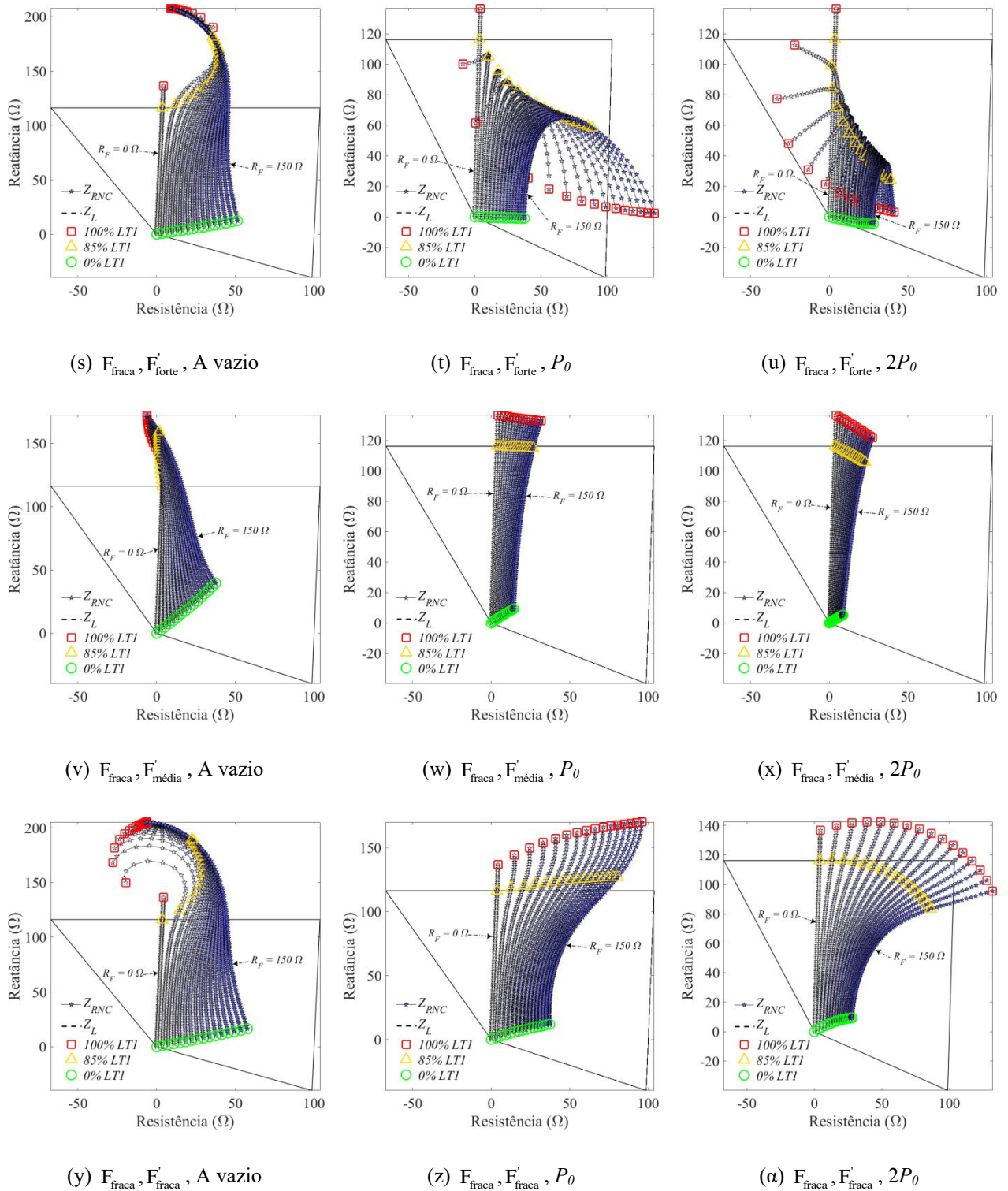


Figura 4.14 - Impedâncias aparentes calculadas pela unidade AT de R1 usando o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero exatos para faltas AT com $R_F = 0:10:150 \Omega$ considerando diferentes sistemas terminais e níveis de carregamento pré-falta

Tabela 4.9 - Valores de R_F para os quais R1 desempenhou satisfatoriamente e sublances e/ou sobrelances máximos atingidos para diferentes sistemas terminais e carregamentos pré-falta

Configuração		A vazio	P_0	$2P_0$
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{forte}}$	R_F	0, 10 e 20 (Ω)	0, 140 e 150 (Ω)	0 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 26\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}$	R_F	0, 10 e 20 (Ω)	0 (Ω)	0 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 24\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{fraca}}$	R_F	0:10:40 (Ω)	0 (Ω)	0 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 21\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{média}}, F'_{\text{forte}}$	R_F	0, 10 e 20 (Ω)	0, 140 e 150 (Ω)	0 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 27\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{média}}, F'_{\text{média}}$	R_F	0:10:30 (Ω)	0 (Ω)	0 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 23\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{média}}, F'_{\text{fraca}}$	R_F	0:10:40 (Ω)	0:10:150 (Ω)	0:10:140 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 18\%$	$U_{\text{máx}} \approx 4\%$	$O_{\text{máx}} \approx 5\%$
$F_{\text{fraca}}, F'_{\text{forte}}$	R_F	0, 10 e 20 (Ω)	0 e 150 (Ω)	0 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 27\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$	$O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{fraca}}, F'_{\text{média}}$	R_F	0 e 10 (Ω)	0:10:150 (Ω)	0:10:80 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 30\%$	$O_{\text{máx}} \approx 1\%$	$O_{\text{máx}} \approx 9\%$
$F_{\text{fraca}}, F'_{\text{fraca}}$	R_F	0 e 10 (Ω)	0:10:100 (Ω)	0:10:60 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 32\%$	$U_{\text{máx}} \approx 5\%$	$O_{\text{máx}} \approx 12\%$

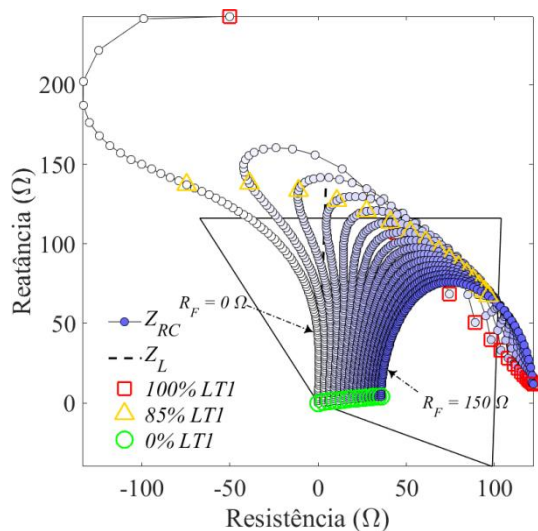
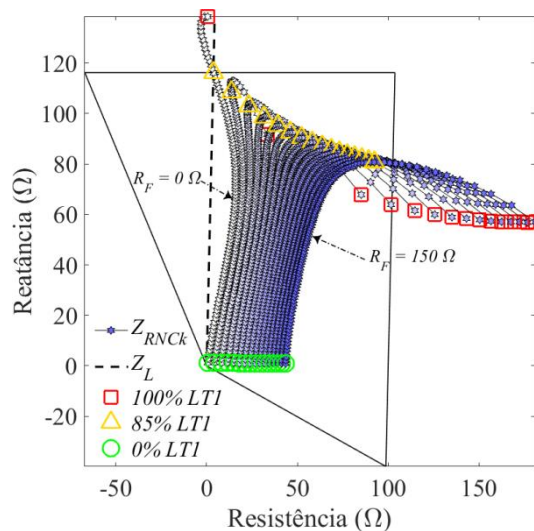
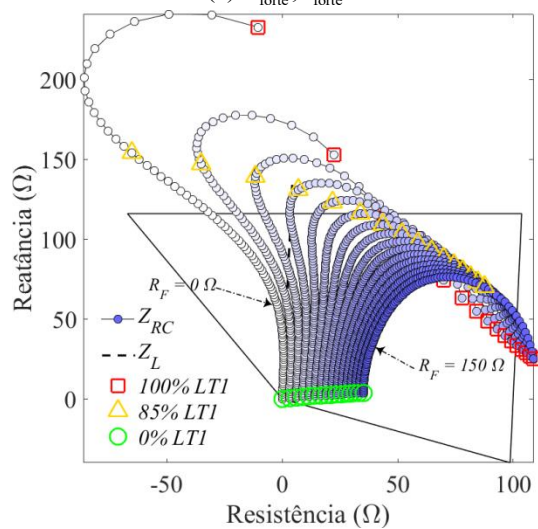
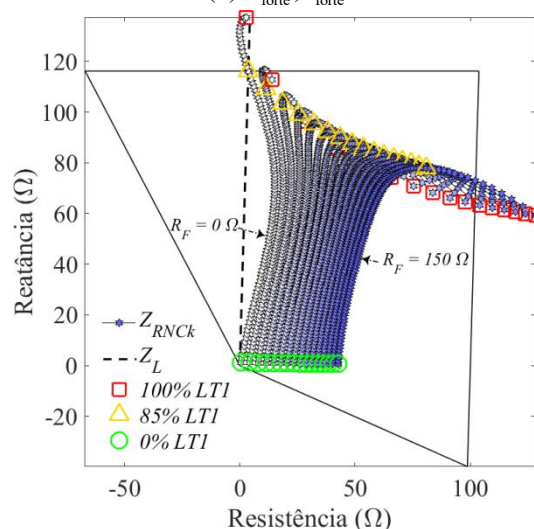
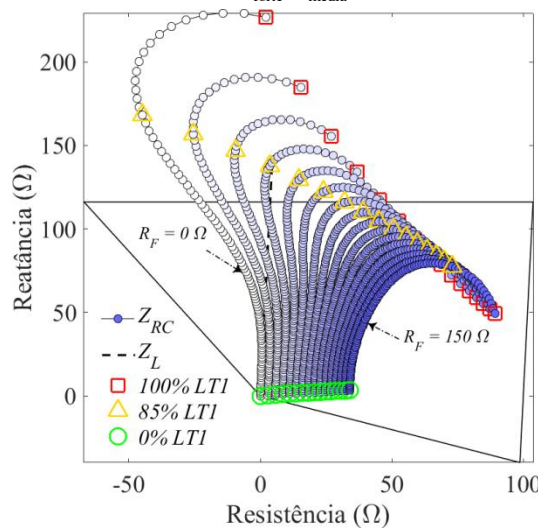
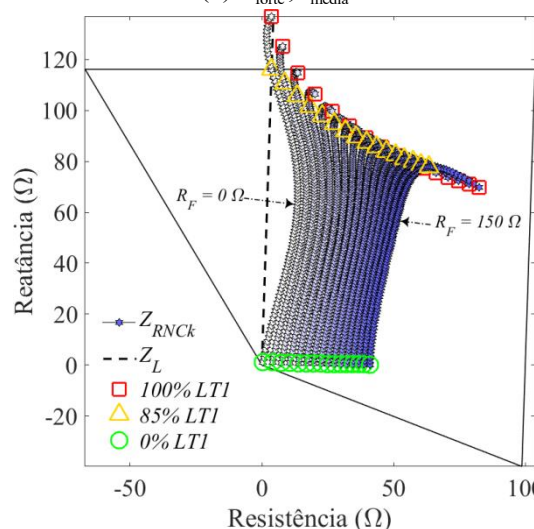
Assumindo para cada LT um carregamento pré-falta igual a P_0 , desempenhos plenamente satisfatórios são alcançados para as configurações $F_{\text{média}}, F'_{\text{fraca}}$ e $F_{\text{fraca}}, F'_{\text{média}}$, sendo que, para a primeira, o relé tende a sublancar à medida que se aumenta o valor de R_F , enquanto que, para a segunda, a sobrelancar — não se tratando de fenômenos expressivos em ambos os casos. Um desempenho razoável do algoritmo de proteção também é notado para a configuração $F_{\text{fraca}}, F'_{\text{fraca}}$. Quando de F'_{forte} , sobrelances de trechos menores que 5% de ℓ são percebidos em casos com elevadas resistências de falta. Não obstante, tais resultados aceitáveis são efetivamente dependentes do alcance resistivo ajustado, não sendo, pois, um indicador seguro. Ao passo que se enfraquece F' , em geral o desvio resistivo das impedâncias aparentes tende a reduzir, o que acarreta uma ampliação de tais fenômenos. No mais, há também indícios de possíveis sobrelances de LTs à frente daquela protegida.

Os comportamentos explicitados na Figura 4.14 corroboram a necessidade da utilização tanto de um relé direcional de sequência zero quanto de um módulo auxiliar, como aquele proposto por Abdollahzadeh, Mozafari e Jazaeri (2015), funcionando em conjunto com o algoritmo proposto para resguardar o sistema de tais ocorrências. Tais práticas, dentre outras, já são correntemente adotadas para a proteção de distância convencional — assim como é usual a instalação de reatores indutivos em derivação visando a neutralizar o efeito Ferranti.

Sem embargo, uma alternativa viável para a implementação da formulação proposta em tempo real como um algoritmo de proteção de zona 1 é a utilização de parâmetros de compensação de sequência zero constantes, de forma a evitar o emprego de métodos iterativos, em concordância com a Subseção 4.2.2. À vista disso, e de que o algoritmo proposto apresenta limitações comuns àquelas do relé convencional, na Figura 4.15 é feita uma comparação de desempenho entre o algoritmo convencional adequado para linhas paralelas e o algoritmo proposto com k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} constantes, calculados assumindo x como igual ao limite do alcance da zona 1 ($0,85\ell$), frente aos mesmos casos simulados para a Figura 4.14 considerando agora somente um carregamento pré-falta igual a P_0 . Na Tabela 4.10, discriminam-se para cada algoritmo e configuração de fontes analisada na Figura 4.15 os valores de R_F para os quais se verificou um subalcance e/ou sobrealcance de R1 menor que 5%, ademais dos subalcances e/ou sobrealcances mínimos, se diferentes de zero, e máximos atingidos. Nesta, o hífen retrata cenários em que o relé desempenhou insatisfatoriamente para todos os valores de R_F considerados. A fim de possibilitar um maior embasamento para as análises de tais resultados, a Figura 4.16 mostra, para cada caso averiguado na Figura 4.15, os módulos das correntes I_{EF} e I_{RF} , sendo a primeira obtida por $I_a(5) + I_a(12) + I_a(19)$, referindo-se à Figura 4.6, e a segunda igual à corrente de *infeed* remota da fase A. Os valores de R_F — de 0 a 150 Ω , com passo de 10 Ω — são indicados por gradientes nas cores internas dos marcadores de I_{EF} e I_{RF} , de branca a verde e de branca a vermelha, respectivamente. Já a Figura 4.17 exhibe as diferenças angulares entre I_{FR} e I_{EF} (sendo I_{FR} igual a $-I_{RF}$), também para os mesmos casos da Figura 4.15, estando os valores de resistência de falta indicados de modo semelhante ao desta última.

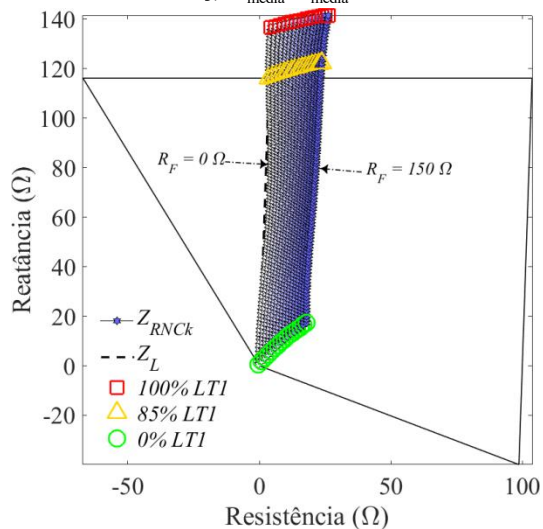
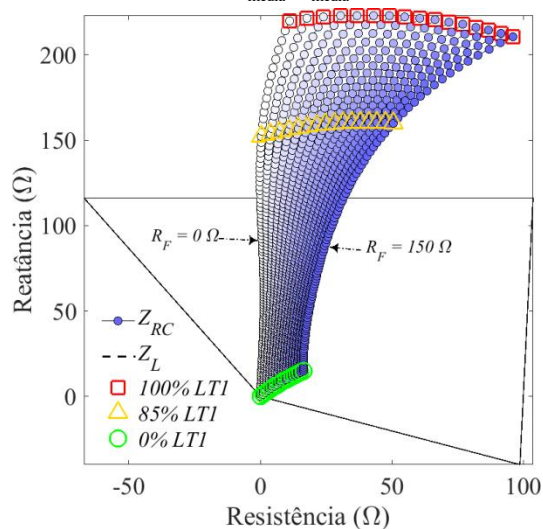
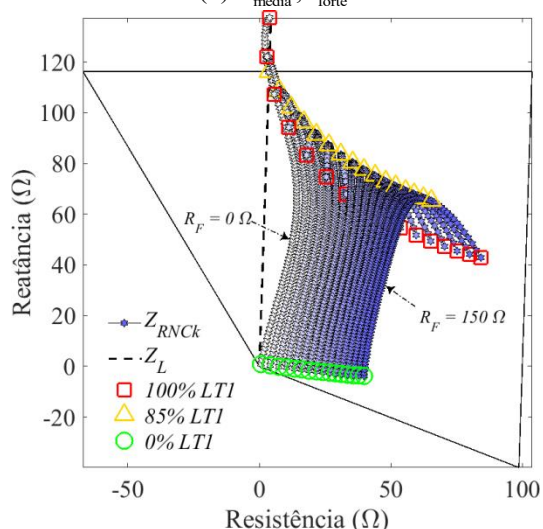
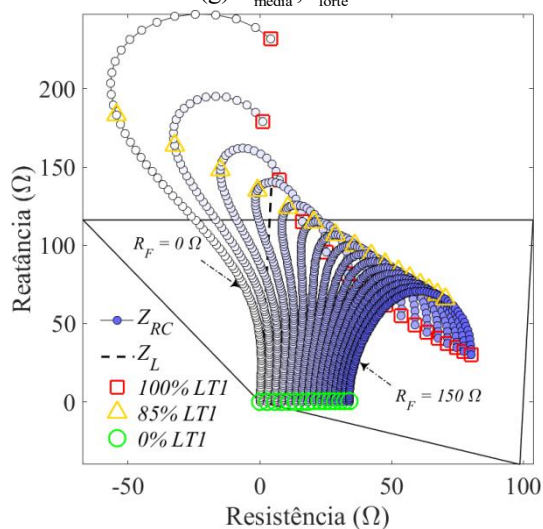
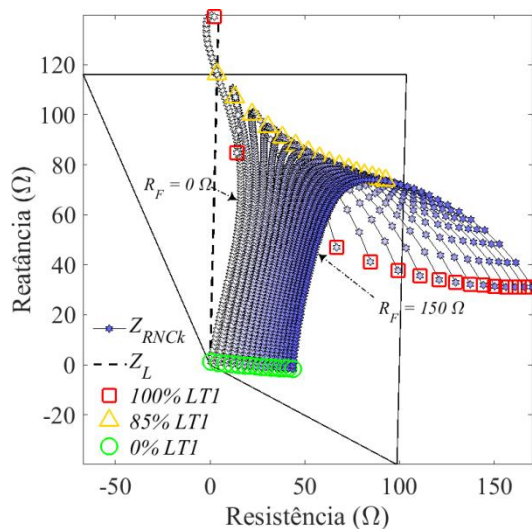
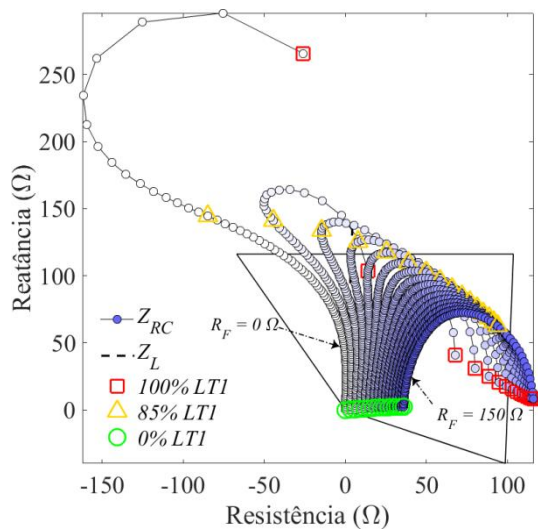
Comparando os resultados apurados para Z_{RNCK} na Tabela 4.10 com aqueles de Z_{RNC} na condição de carregamento pré-falta igual à potência natural, descritos na Tabela 4.9, reparam-se meramente as seguintes divergências: para uma configuração F_{forte}, F'_{fraca} , utilizando o algoritmo

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

(a) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{forte}}$ (b) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{forte}}$ (c) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}$ (d) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}$ (e) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{fraca}}$ (f) $F_{\text{forte}}, F'_{\text{fraca}}$

(continua)

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS



(continua)

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

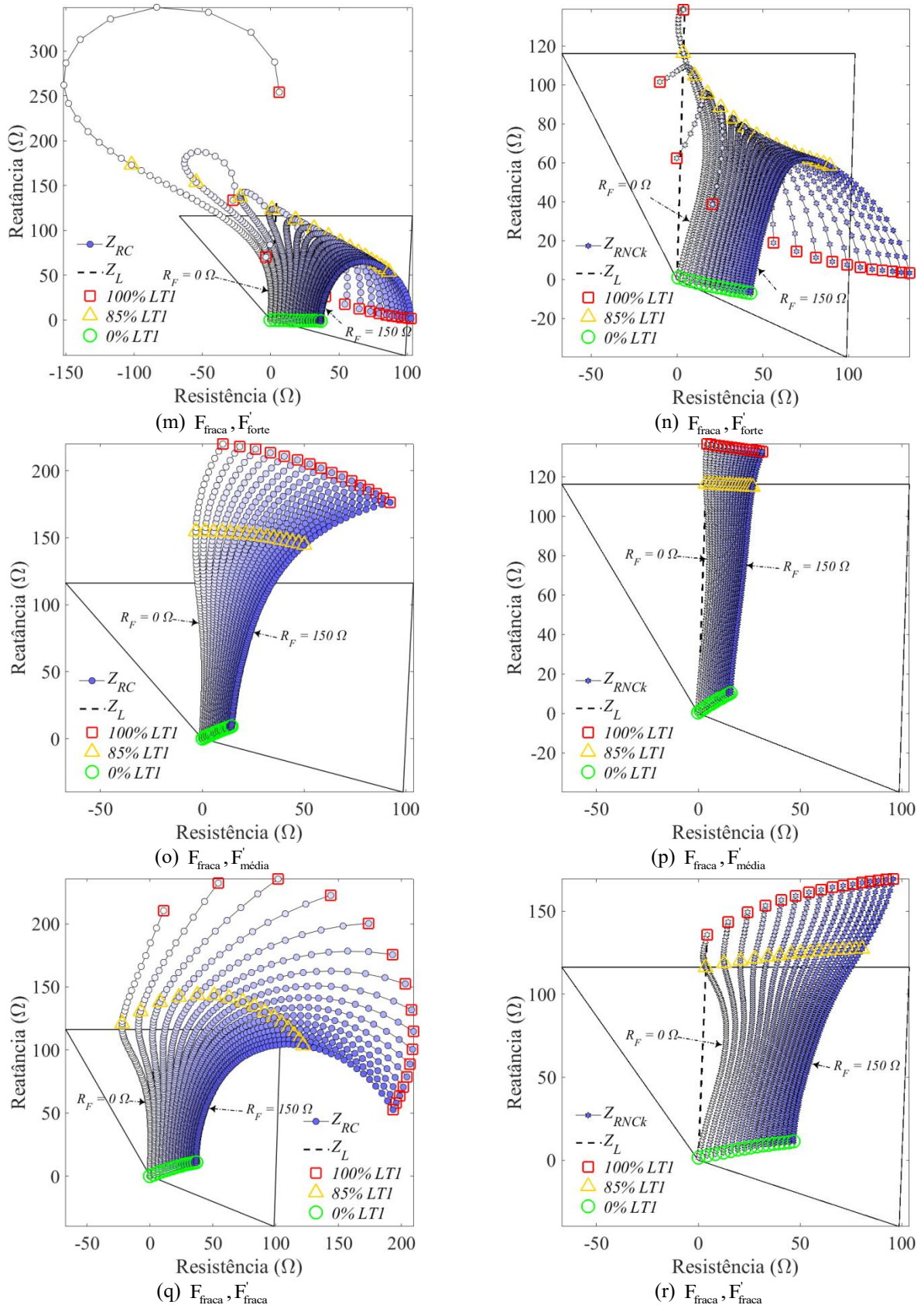


Figura 4.15 - Comparação de desempenho entre Z_{RC} e Z_{RNCK}

Tabela 4.10 - Valores de R_F para os quais se obteve um desempenho satisfatório de R1 e subalcances e/ou sobrealcances máximos verificados em cada condição de análise

Configuração	Z_{RC}	$Z_{RNCK(0,85\ell)}$
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{forte}}$	R_F	130, 140 e 150 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 10\%$, $O_{\text{máx}} \approx 13\%$
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}$	R_F	-
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 12\%$, $O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{fraca}}$	R_F	-
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 14\%$, $O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{média}}, F'_{\text{forte}}$	R_F	140 e 150 (Ω)
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 11\%$, $O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{média}}, F'_{\text{média}}$	R_F	-
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 15\%$, $O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{média}}, F'_{\text{fraca}}$	R_F	-
	U/O	$U_{\text{mín}} \approx 12\%$, $U_{\text{máx}} \approx 17\%$
$F_{\text{fraca}}, F'_{\text{forte}}$	R_F	-
	U/O	$U_{\text{máx}} \approx 14\%$, $O_{\text{máx}} = 15\%$
$F_{\text{fraca}}, F'_{\text{média}}$	R_F	-
	U/O	$U_{\text{mín}} \approx 12\%$, $U_{\text{máx}} \approx 13\%$
$F_{\text{fraca}}, F'_{\text{fraca}}$	R_F	0, 120, 130 e 140 (Ω)
	U/O	$U_{\text{mín}} \approx 1\%$, $U_{\text{máx}} \approx 11\%$

proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes, R1 sobrealcança menos que 5% de ℓ também quando de resistência de falta igual a 10 Ω ; para $F_{\text{fraca}}, F'_{\text{forte}}$, Z_{RNCK} desempenha satisfatoriamente apenas para faltas francas; adotando impedâncias equivalentes típicas de fontes fracas para ambas as fontes, F e F', subalcances menores do que 5% são obtidos com Z_{RNCK} variando R_F de 0 até 70 Ω , em vez de até 100 Ω , como atingido por Z_{RNC} . É importante frisar que, para valores de resistência de falta intermediários aos elencados para as simulações, os resultados dos algoritmos tendem a manter suas propensões, tendo o passo de 10 Ω sido escolhido com o intuito de favorecer a apresentação das figuras. Dessa forma é de se esperar que, se o algoritmo em questão desempenhou adequadamente para curtos-circuitos francos e com $R_F = 10 \Omega$, o mesmo algoritmo tenha uma performance satisfatória também para valores de R_F de

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

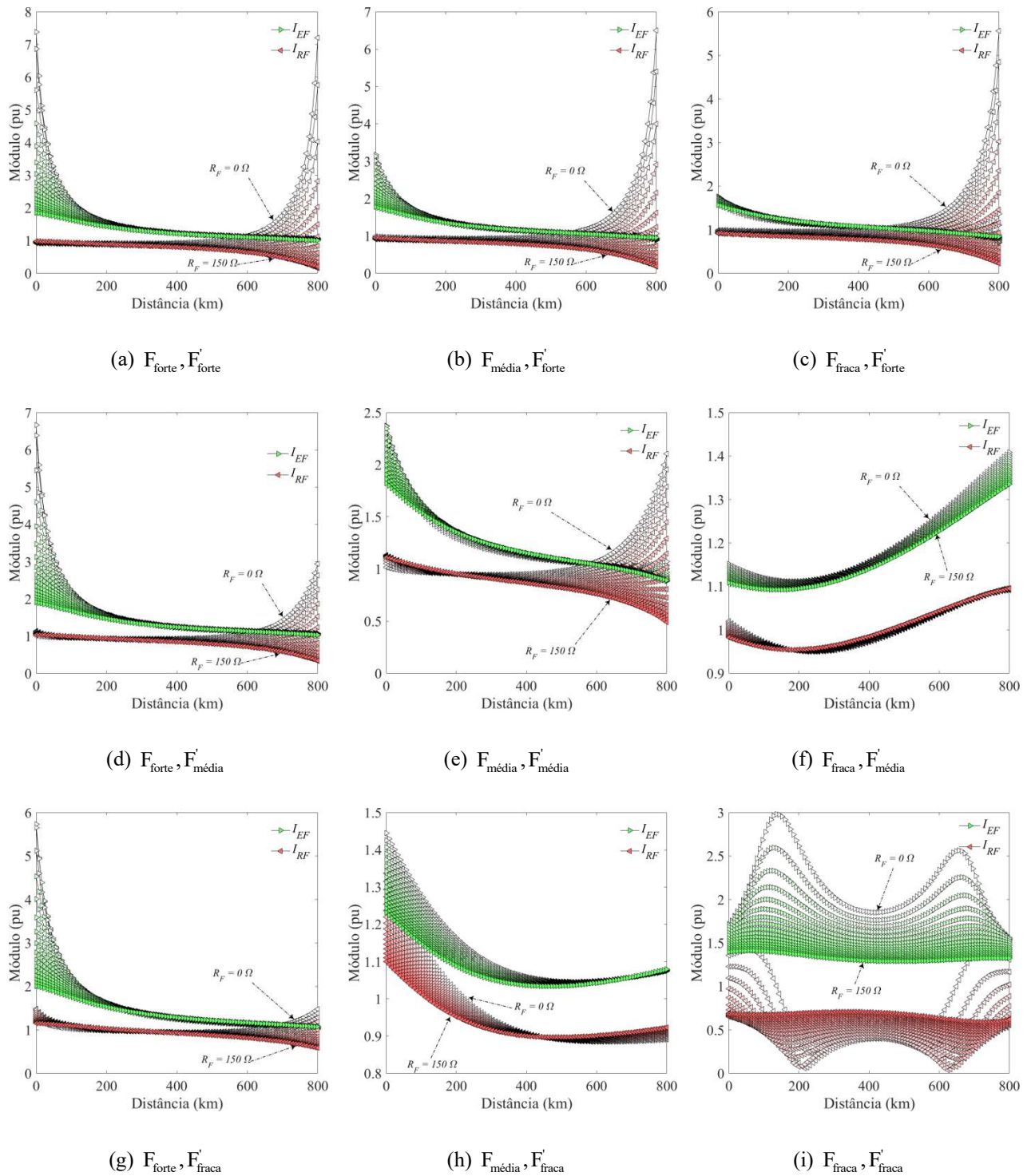


Figura 4.16 - M\u00f3dulos das parcelas das correntes de curto-circuito

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

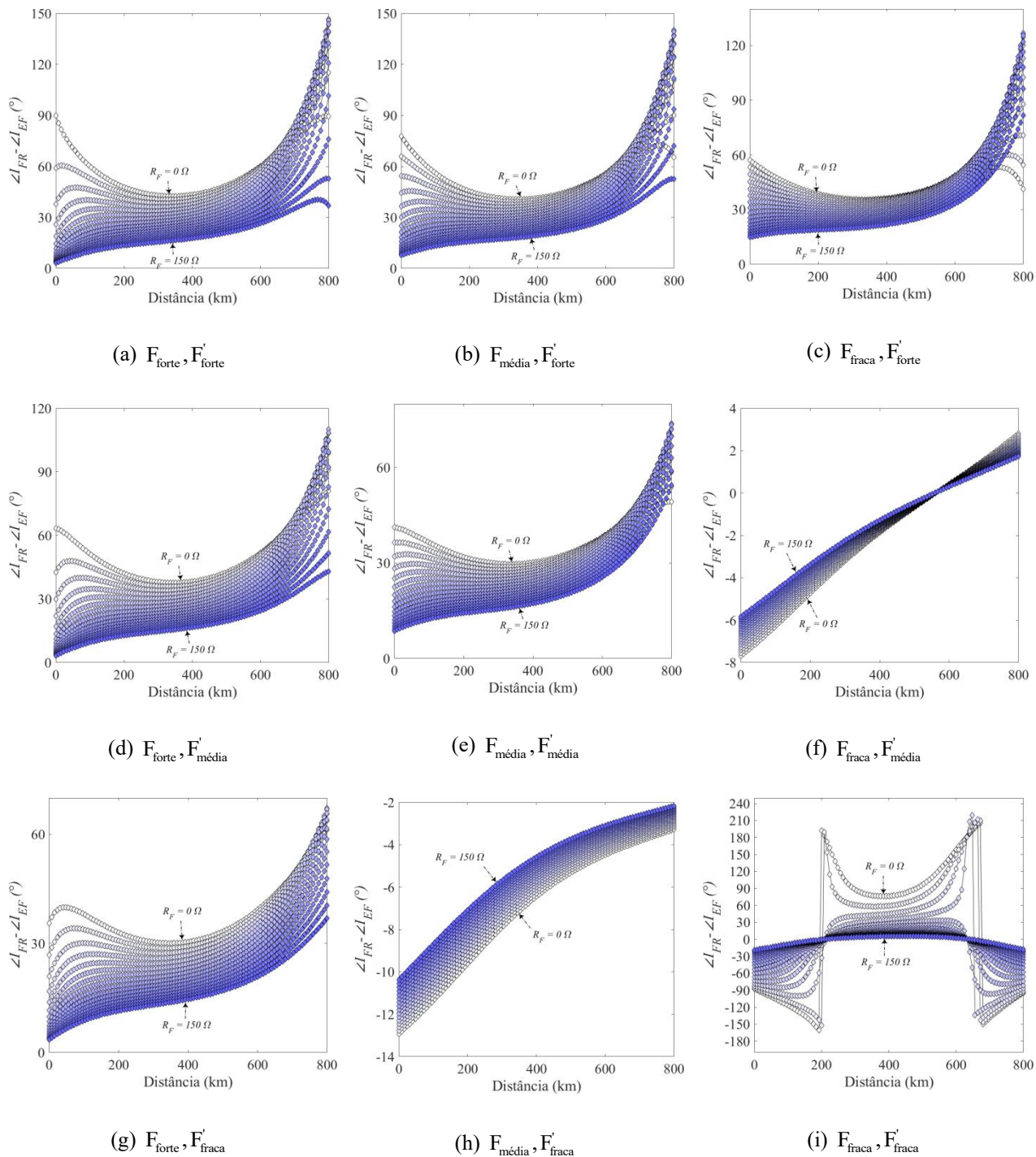


Figura 4.17 - Defasagem angular entre as parcelas das correntes de curto-circuito

1 Ω a 9 Ω , por exemplo. Ademais, nota-se para Z_{RNCK} na Figura 4.15 um erro nulo quando de defeitos francos aplicados no limite do alcance da zona 1 do relé (85% do comprimento total das linhas), independentemente da configuração de fontes. Tal comportamento se deve ao fato de este ter sido o valor de x admitido para o cálculo de k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} constantes empregados no algoritmo de proteção, o que faz com que, assim como para Z_{RNC} , não sejam observados subalcances nem sobrealcances em casos com R_F nula.

Visto que Z_{RC} despreza efeitos que são proeminentes em LTs longas paralelas, em nenhum dos cenários ponderados foi atestado um desempenho plenamente satisfatório do relé ao fazer uso de tal algoritmo de proteção. Afora para as configurações $F_{m\acute{e}dia}, F'_{fraca}$, $F_{fraca}, F'_{m\acute{e}dia}$ e F_{fraca}, F'_{fraca} , o relé convencional subalcança trechos máximos de, no mínimo, aproximadamente 10% de ℓ — ocorrendo tal fenômeno em casos com R_F de até, pelo menos, 30 Ω —, ao mesmo tempo que sobrealcança trechos máximos de ao menos aproximadamente 13% quando de resistências de falta de valores elevados. Mesmo para as configurações excetuadas, com as quais ocorre apenas o fenômeno de subalcance, o desempenho de Z_{RC} não chega a ser razoável. A performance aceitável obtida em alguns poucos casos, majoritariamente com resistências de falta elevadas, ou é altamente dependente do ajuste de R_A , que foi feito empiricamente, ou é inusitada — como para faltas francas considerando F_{fraca}, F'_{fraca} .

A resposta peculiar dos algoritmos de proteção obtida para as configurações $F_{m\acute{e}dia}, F'_{fraca}$, $F_{fraca}, F'_{m\acute{e}dia}$ e F_{fraca}, F'_{fraca} pode ser melhor clarificada ao se investigar as Figuras 4.16 e 4.17. Somente para tais configurações são percebidos casos de atrasos de fase de I_{FR} com relação a I_{EF} — o que equivale a diferenças angulares menores que 180° entre I_{RF} e I_{EF} —, ocorrendo, inclusive, para defeitos ao longo de toda a extensão de LT1 para a primeira das configurações sobreditas. Nesses casos, a corrente de falta I_F , dada pela soma das correntes I_{EF} e I_{RF} , conforme a Figura 4.1, apresenta um avanço de fase com relação a I_{EF} , culminando em subalcances do relé. Já para diferenças angulares positivas entre I_{FR} e I_{EF} , I_{RF} está atrasada em relação a I_{EF} e, portanto, I_F também estará defasada em comparação com I_{EF} , acarretando fenômenos de sobrealcance ao se empregar o algoritmo proposto. Além disso, para as configurações envolvendo fontes médias e fracas, tratam-se de diferenças angulares pouco expressivas, de forma que I_{FR} está geralmente quase em fase com I_{EF} , ou seja, I_{RF} em geral quase forma um ângulo de 180° com I_{EF} , caracterizando, pois, a preponderância de atenuações para I_F . Sabe-se, da literatura, que quando I_{RF} está em fase ou defasada de 180° com relação a I_{EF} , apenas a parte

resistiva de Z_R é afetada por R_F , o que justifica, também, fenômenos pouco pronunciados para Z_{RNC} quando de diferenças angulares pouco significativas — já que aí, o relé enxerga uma impedância de falta Z_F predominantemente resistiva. Ainda, o fato de para tais configurações os módulos das parcelas de I_F serem pouco destacados contribui para que o relé perceba uma R_F reduzida.

A análise anterior aclara também os fenômenos de sobrealcance apurados para as seis demais configurações de fontes. Para todas elas I_{FR} sempre está adiantada com relação a I_{EF} , sendo tais defasagens, via de regra, expressivas. Repara-se também que quanto mais fraca é F' , menos proeminente é o módulo de I_{RF} em relação ao de I_{EF} para curtos-circuitos aplicados a longas distâncias, o que implica o relé perceber uma R_F cada vez mais diminuída, corroborando os resultados das Figuras 4.14 e 4.15 — nas quais, considerando F_{forte} , por exemplo, os desvios resistivos de Z_R em comparação com xZ_l são gradativamente recuados ao se enfraquecer F' .

Em virtude de tais resultados, pode-se afirmar que o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes é mais vantajoso que o convencional em LTs longas paralelas, já que previne subalcances do relé para faltas a longas distâncias com resistências de falta de valores baixos a moderados, garantindo uma melhor sensibilidade ao relé. Além das medidas complementares já citadas para resguardar o sistema em casos de defeitos com elevadas resistências de falta, os comportamentos identificados sugerem que a adoção de uma característica de operação adaptativa, que se adaptasse à nova característica de falta quando de alterações nas condições de operação do sistema, poderia aprimorar a performance do relé utilizando o algoritmo proposto.

4.2.4. Análise de sobrealcance para faltas externas

Os sobrealcances apurados na Figura 4.15 para curtos-circuitos internos, aplicados no trecho posterior ao limite do alcance da característica de operação da zona 1, ocorrendo predominantemente para configurações em que se utilizam fontes fortes, sugerem uma alta probabilidade de sobrealcances também para faltas externas — inclusive ao se empregar o algoritmo proposto. Na Figura 4.18 é exposto o diagrama unifilar de um sistema modelado exclusivamente para examinar tal hipótese. Nesta, acrescentaram-se ao sistema da Figura 4.2

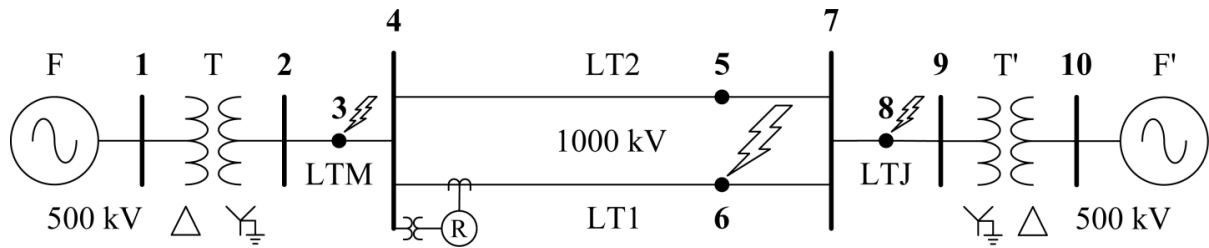


Figura 4.18 - Diagrama unifilar do sistema modelado com LTs externas

duas LTs de circuito simples, uma a montante (LTM) e outra a jusante (LTJ) das linhas paralelas, tendo cada LT externa um comprimento total de 100 km e configurações idênticas às de cada LT paralela, consoante Dias (2008). As premissas assumidas a priori na Subseção 4.2.1 foram todas mantidas. Os parâmetros unitários de sequência positiva e zero de LTM e LTJ são detalhados na Tabela 4.11. Os diagramas de impedância sequenciais para o sistema da Figura 4.18 e o grafo orientado associado aos mesmos diagramas são apresentados respectivamente nas Figuras 4.19 e 4.20. Os parâmetros de sequência positiva, negativa e zero dos circuitos π equivalentes em cascata correspondentes aos modelos de LTM e LTJ foram determinados conforme (3.25) e (3.26). Nesta análise, as fontes F e F' foram ajustadas para que a tensão pré-falta na barra 4 fosse 1 pu com ângulo 0° e o carregamento pré-falta de cada LT paralela fosse sua potência natural.

Admitindo diferentes sistemas terminais, estabelecidos a partir da Tabela 4.6, curtos-circuitos AT foram simulados nas barras 3, 6 e 8 — barras deslizantes — respectivamente ao longo dos comprimentos totais de LTM, LT1 e LTJ, com passo de 8 km, para valores de R_F variando de 0 a 150 Ω , com passo de 10 Ω . A Figura 4.21 exibe as impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R (ver Figura 4.18) usando o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes, calculados admitindo uma distância até o ponto de falta igual ao limite do alcance da zona 1, sendo os ajustes de R iguais àqueles de R1, como na Figura 4.8. As impedâncias aparentes apuradas para defeitos aplicados nas linhas a montante e a jusante são distintas pela cor interna dos marcadores, de modo que para LTM foi adotado um

Tabela 4.11 - Parâmetros unitários sequenciais de LTM e LTJ

Parâmetro	Sequência positiva	Sequência zero
$Z(\Omega / km)$	$0,0054487 + j0,17086$	$0,31119 + j1,2547$
$Y(\mu S / km)$	$j9,7331$	$j3,6301$

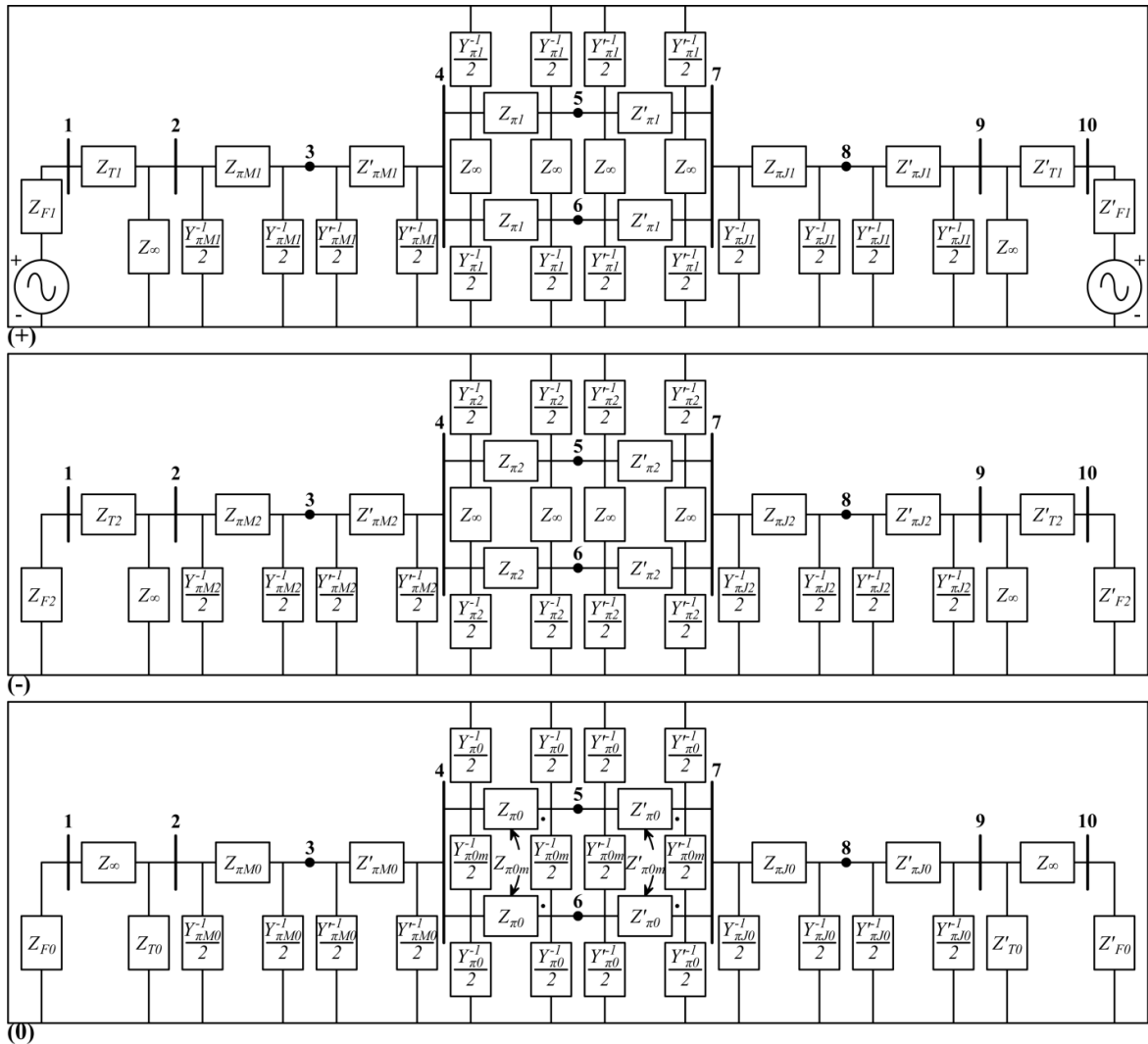


Figura 4.19 - Diagramas de impedância sequenciais do sistema modelado com LTs externas

gradiente de branca a verde, ao passo que para LTJ, de branca a vermelha. Excepcionalmente neste estudo, as correntes I_a , I_0 e I_{0s} foram computadas como $I_a(29) - I_a(15)$, $I_0(29) - I_0(15)$ e $I_0(28) - I_0(7)$, de modo respectivo, haja vista a Figura 4.20. A Tabela 4.12 minucia para cada configuração de fontes os valores de R_F para os quais se verificou sobrealcançe de LTM e/ou LTJ, ademais dos valores máximos quantificados para tal fenômeno em porcentagens da extensão total de cada linha externa. Salienta-se que o que se designa por sobrealcançe de LTM trata-se de perda de direcionalidade do relé.

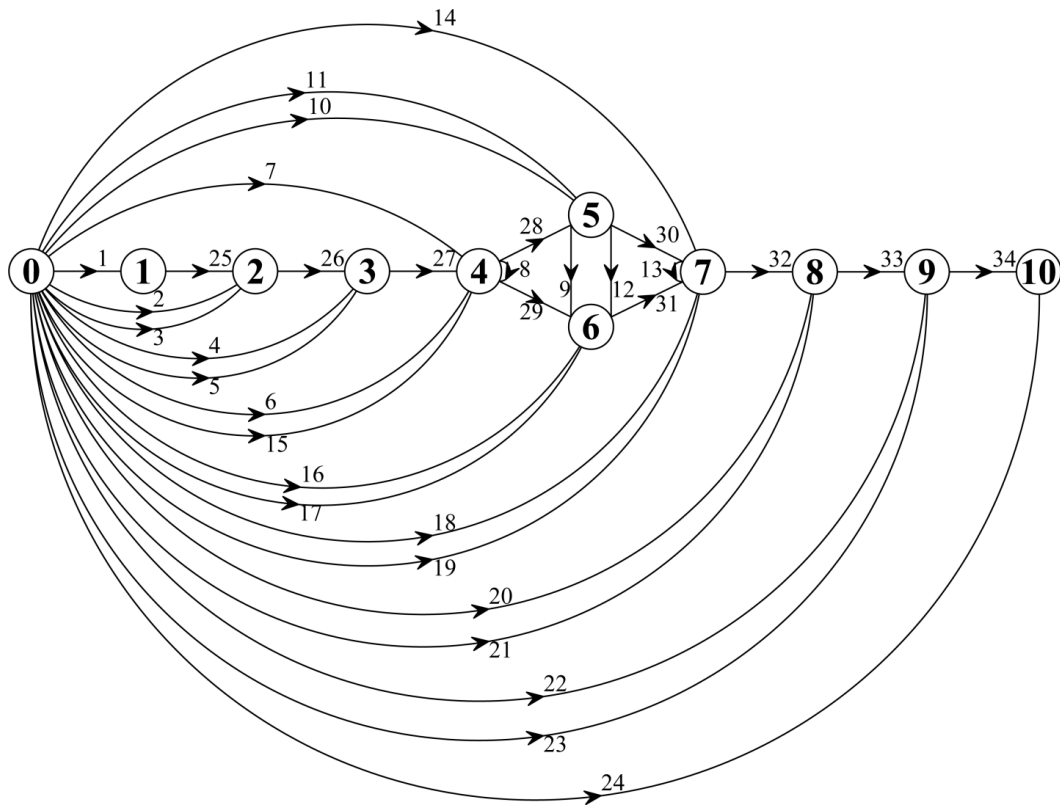


Figura 4.20 - Grafo orientado para o sistema modelado com LTs externas

Uma vez que os valores típicos das impedâncias equivalentes das fontes foram mantidos e LTs foram adicionadas ao sistema baseado no qual tais impedâncias foram determinadas — alterando a característica das fontes, deixando-as um pouco mais fortes —, é legítimo que o comportamento observado na Figura 4.15 para faltas internas seja afetado. Outro aspecto notável é o fato de R empregar um algoritmo de proteção adequado para LTs paralelas e tanto LTM quanto LTJ possuírem circuitos simples. Isso faria com que houvesse desvios das impedâncias aparentes vistas para curtos-circuitos externos com relação àquelas de sequência positiva dos trechos defeituosos mesmo se k_{vp} , k_{lp} e k_{ml} tivessem sido calculados admitindo um conhecimento prévio de x . Avaliando o sobrealcançe de R para faltas externas na Figura 4.21, percebe-se que não há sobrealcançe de LTM, ou perda de direcionalidade, para configurações em que se adotou F'_{forte} . À proporção que se enfraquece F' , mantendo a característica de F , tal fenômeno passa a ocorrer geralmente se intensificando, do mesmo modo que ao se enfraquecer F para F' com impedâncias equivalentes típicas de fontes médias ou fracas. Nada obstante, não se observam sobrealcançes de LTJ apenas para as configurações $F_{média}, F'_{fraca}, F_{fraca}, F'_{média}$ e F_{fraca}, F'_{fraca} .

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

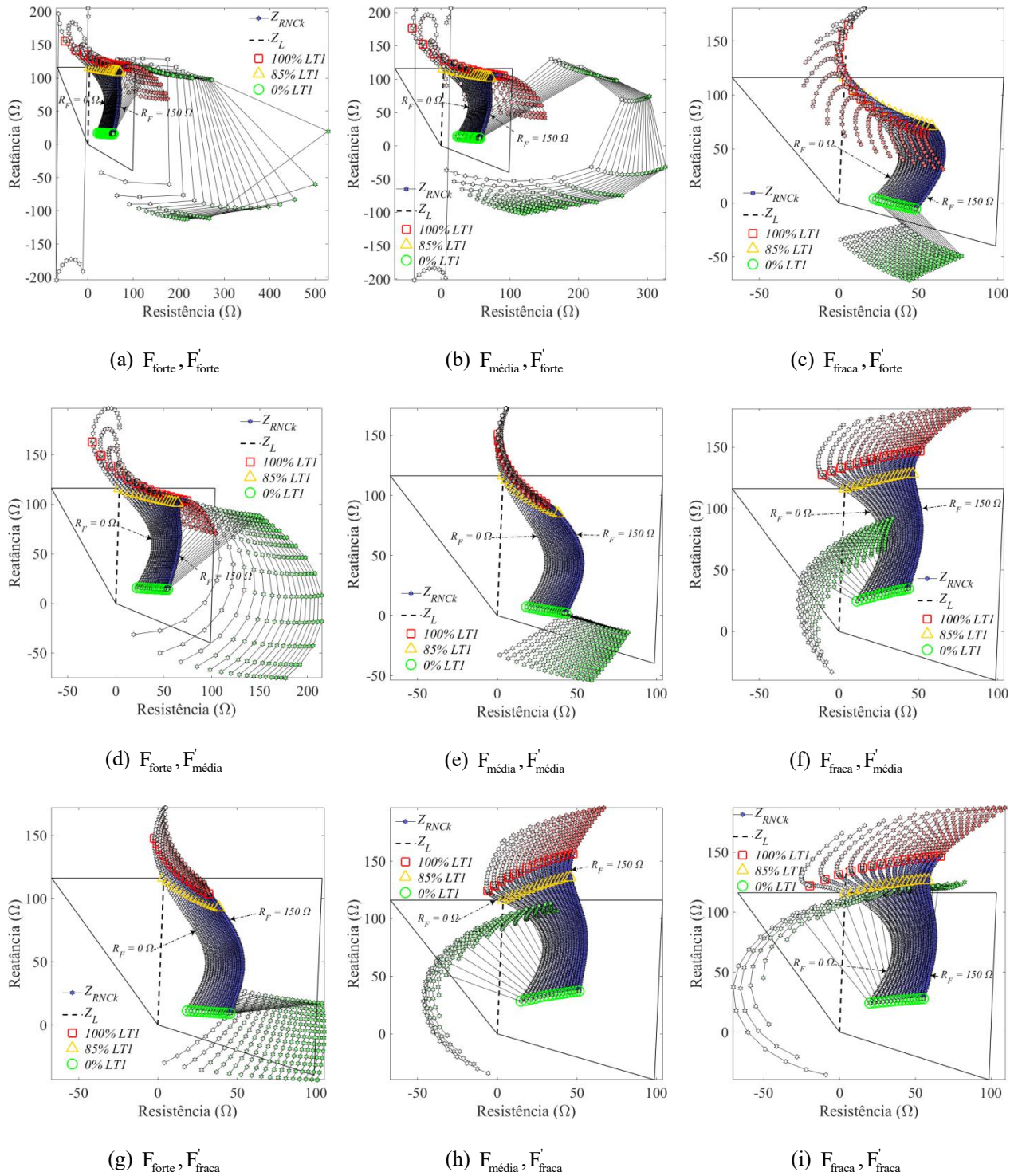


Figura 4.21 - Imped\u00eancias aparentes vistas pela unidade AT de R utilizando o algoritmo proposto com k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} constantes para faltas AT com $R_F = 0:10:150 \Omega$ aplicadas ao longo das linhas LTM, LT1 e LTJ

Tabela 4.12 - Valores de R_F para os quais R sobrealçou LTM e/ou LTJ e sobrealcances máximos apurados para cada configuração de fontes

Configuração	LTM		LTJ	
	R_F	$O_{máx}$	R_F	$O_{máx}$
F_{forte}, F'_{forte}	-	-	20:10:110 (Ω)	$\approx 20\%$ (ℓ)
$F_{forte}, F'_{média}$	0, 10 e 20 (Ω)	$\approx 52\%$ (ℓ)	40:10:150 (Ω)	100% (ℓ)
F_{forte}, F'_{fraca}	0:10:140 (Ω)	$\approx 92\%$ (ℓ)	90:10:150 (Ω)	100% (ℓ)
$F_{média}, F'_{forte}$	-	-	20:10:150 (Ω)	100% (ℓ)
$F_{média}, F'_{média}$	0:10:150 (Ω)	$\approx 36\%$ (ℓ)	80:10:150 (Ω)	100% (ℓ)
$F_{média}, F'_{fraca}$	10:10:150 (Ω)	100% (ℓ)	-	-
F_{fraca}, F'_{forte}	-	-	40:10:150 (Ω)	100% (ℓ)
$F_{fraca}, F'_{média}$	0:10:150 (Ω)	100% (ℓ)	-	-
F_{fraca}, F'_{fraca}	0:10:90 (Ω)	100% (ℓ)	-	-

Dualmente, tal fenômeno se torna mais acentuado em geral quanto mais forte for F ou F' , sendo sua amplitude dependente do ajuste de R_a . Como via de regra sistemas compreendendo linhas longas envolvem ao menos uma fonte forte, o sobrealcance para faltas em LTs à frente constitui uma fragilidade do algoritmo proposto, confirmando a hipótese levantada no início desta subseção. Destaca-se que tal vulnerabilidade também ocorre para o algoritmo convencional, da mesma forma que subalcances para faltas a longas distâncias com resistências de falta baixas a moderadas, tendo em conta a Figura 4.15. Ainda, esquemas de teleproteção poderiam evitar tais sobrealcances, assim como perdas de direcionalidade.

4.2.5. Sensibilidade a erros nos parâmetros de sequência zero

Algoritmos de proteção para unidades de detecção de falta para a terra são fortemente dependentes com relação à exatidão dos parâmetros de sequência zero estimados. Por outro lado, da teoria de LTs, é sabida a inexatidão inerente aos valores das impedâncias unitárias de sequência zero — longitudinal e mútua. Diante disso, em Araújo e Pereira (2019) foi realizada pelo autor desta tese uma análise de sensibilidade dos algoritmos convencional e proposto, em

concordância com as Tabelas 4.2 e 4.4, a tais erros. Na ocasião, consideraram-se impedâncias equivalentes típicas de fontes fortes para ambos os terminais, baseadas nos equivalentes de Thévenin nas barras Foz do Iguaçu e Ibiúna. Nesta tese, a mesma avaliação é apresentada, porém, considerando para o sistema da Figura 4.2 uma configuração $F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}$, estabelecida a partir da Tabela 4.6. Assumiram-se para tal sistema seis valores de resistividade de solo em baixa frequência (ρ_g), abrangendo resistividades baixas (100 $\Omega\cdot\text{m}$ e 300 $\Omega\cdot\text{m}$), moderadas (600 $\Omega\cdot\text{m}$ e 1000 $\Omega\cdot\text{m}$) e elevadas (2000 $\Omega\cdot\text{m}$ e 4000 $\Omega\cdot\text{m}$), além de uma permissividade elétrica relativa do solo diferente da unitária: $\varepsilon_{rg} = 10$ (ALÍPIO; VISACRO, 2013). Isto posto, a matriz de impedâncias associadas ao retorno pelo solo foi obtida por meio das expressões integrais de Sunde, conforme pormenorizado no fluxograma da Figura 4.3, uma vez que as equações de Carson — as quais são utilizadas em programas como o *Alternative Transient Program* (ATP) e o MATLAB/Simulink — são válidas apenas para solos de baixa resistividade e/ou fenômenos de baixas frequências. A fim de inserir erros nos parâmetros de sequência zero utilizados nas grandezas de entrada dos algoritmos de proteção, Z_g foi calculada também por meio da fórmula de Carson admitindo um solo com $\rho_g = 1000 \Omega\cdot\text{m}$ e permissividade elétrica relativa unitária. Salienta-se que as equações de Sunde são mais gerais que as de Carson e poderiam ser usadas para quaisquer valores de resistividade, de forma que as equações de Carson foram usadas somente com a finalidade de comparação com o que faz o ATP. As demais premissas admitidas na Subseção 4.2.1 foram mantidas. A Tabela 4.13 apresenta os parâmetros unitários de sequência positiva e zero resultantes. Nota-se que os parâmetros de sequência positiva são também afetados, mas trata-se de um impacto desprezível.

A Tabela 4.14 detalha os erros relativos percentuais das resistências, reatâncias e módulos das impedâncias de sequência zero longitudinal e mútua computadas utilizando a fórmula de Carson para $\rho_g = 1000 \Omega\cdot\text{m}$ e $\varepsilon_{rg} = 1$ tendo como referência os mesmos parâmetros calculados fazendo uso das expressões integrais de Sunde para solos de resistividades baixas, moderadas e elevadas, conforme elencadas a priori, e $\varepsilon_{rg} = 10$. Tais erros foram calculados analogamente a (4.34).

Para cada valor de resistividade de solo de baixa frequência considerado, faltas AT francas foram simuladas na barra 4 ao longo de toda a extensão de LT1, com passo de $0,01\ell$. A Figura 4.22 exhibe as impedâncias aparentes vistas por R1 utilizando os algoritmos convencional e

Tabela 4.13 - Parâmetros unitários sequenciais em função de ρ_g e ε_{rg}

ρ_g ($\Omega.m$)	ε_{rg}	Z_1 (Ω)	Z_0 (Ω)	Z_{0m} (Ω)	Y_1 (μS)	Y_0 (μS)	Y_{0m} (μS)
100	10	0,0054886 + j0,17084	0,26037 + j1,0106	0,23386 + j0,37729	j9,7349	j3,6411	-j0,12175
300	10	0,0054757 + j0,17085	0,2983 + j1,1007	0,27354 + j0,46633	j9,7349	j3,6411	-j0,12175
600	10	0,0054716 + j0,17085	0,3242 + j1,1565	0,30002 + j0,52192	j9,7349	j3,6411	-j0,12175
1000	10	0,0054697 + j0,17085	0,34429 + j1,197	0,32037 + j0,56227	j9,7349	j3,6411	-j0,12175
1000	1	0,0054697 + j0,17085	0,34429 + j1,197	0,32036 + j0,56227	j9,7349	j3,6411	-j0,12175
2000	10	0,005468 + j0,17085	0,37286 + j1,2507	0,34917 + j0,6159	j9,7349	j3,6411	-j0,12175
4000	10	0,0054669 + j0,17085	0,4029 + j1,3029	0,37933 + j0,66803	j9,7349	j3,6411	-j0,12175

Tabela 4.14 - Erros relativos percentuais nos parâmetros de sequência zero

ρ_g ($\Omega.m$)	ε_{R0} (%)	ε_{R0m} (%)	ε_{X0} (%)	ε_{X0m} (%)	$\varepsilon_{ Z0 }$ (%)	$\varepsilon_{ Z0m }$ (%)
100	32,229	36,992	18,444	49,031	19,348	45,789
300	15,417	17,118	8,7531	20,574	9,222	19,699
600	6,1944	6,782	3,4989	7,7306	3,6976	7,4958
1000	-0,0007614	-0,0008164	0,00011192	0,00024077	0,0000452	-0,0000183
2000	-7,6643	-8,2488	-4,2955	-8,7079	-4,566	-8,596
4000	-14,548	-15,544	-8,1281	-15,832	-8,6704	-15,761

proposto. Para o algoritmo proposto, foram admitidos parâmetros de compensação de sequência zero ora constantes (Z_{RNCK}), determinados assumindo $x = 0,85\ell$, ora exatos (Z_{RNC}). O sobrescrito Sunde aponta que as grandezas de entrada dos algoritmos de proteção foram determinadas a partir de parâmetros de LT iguais aos empregados na modelagem do sistema para cada condição de análise, ou seja, exatos — a fim de referência. Já o sobrescrito Carson sinaliza que as

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

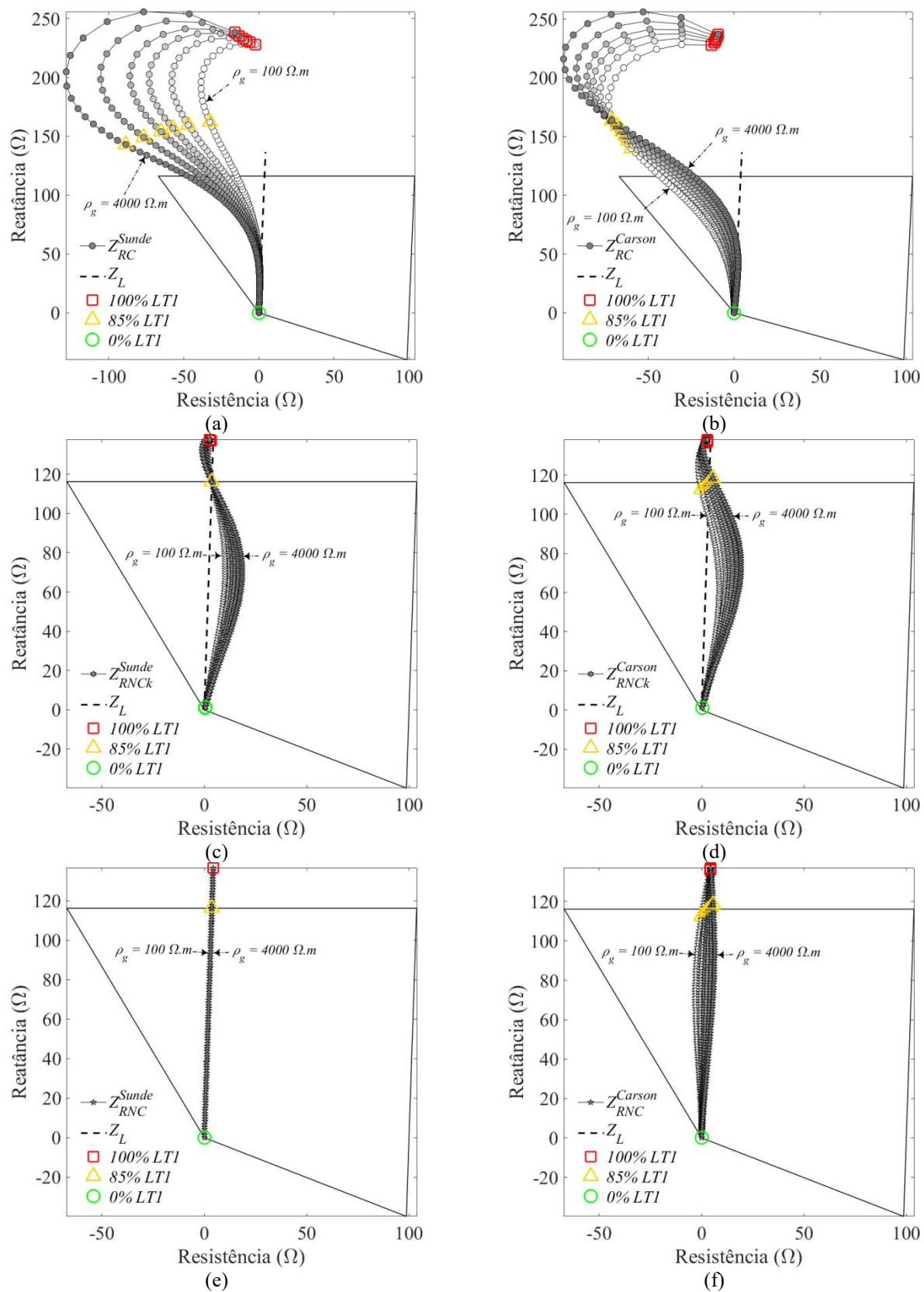


Figura 4.22 - Impedâncias aparentes calculadas pelos algoritmos convencional e proposto considerando parâmetros de LT exatos e inexatos

grandezas de entrada do relé foram obtidas a partir de parâmetros de sequência zero (Z_0 e Z_{0m}) inexatos — exceto para $\rho_g = 1000 \Omega.m$ (ver Tabela 4.14). Os valores de resistividade de solo de $100 \Omega.m$ a $4000 \Omega.m$ são indicados respectivamente por um gradiente na cor interna dos marcadores, de branca a cinza-escuro. Por exemplo, a cor interna dos marcadores que representam as impedâncias aparentes calculadas pelo relé para casos em que o sistema foi modelado considerando $\rho_g = 100 \Omega.m$ é branca, ao passo que admitindo $\rho_g = 4000 \Omega.m$, cinza-escuro. Com intenção de qualificar e quantificar os desvios apresentados na Figura 4.22, na Tabela 4.15 são detalhados os subalcances e/ou sobrealcances mínimos e/ou máximos atingidos, com destaque para o valor de ρ_g em que estes ocorreram. Além disso, a Tabela 4.16 mostra os erros relativos percentuais médios das reatâncias aparentes vistas para curtos-circuitos aplicados a distâncias superiores a 400 km partindo do ponto de instalação do relé (barra 2).

Tabela 4.15 - Subalcances e sobrealcances mínimos e máximos de R1 sem e com erros nos parâmetros de sequência zero

Condição de Análise	Subalcance	Sobrealcance
Z_{RC}^{Sunde}	mín. $\approx 10\%$ ($4000 \Omega.m$), máx. $\approx 14\%$ ($100 \Omega.m$)	-
Z_{RC}^{Carson}	mín. $\approx 7\%$ ($100 \Omega.m$), máx. $\approx 15\%$ ($4000 \Omega.m$)	-
$Z_{RNCK(0,85\ell)}^{Sunde}$	-	-
$Z_{RNCK(0,85\ell)}^{Carson}$	máx. $\approx 1\%$ ($4000 \Omega.m$)	máx. $\approx 2\%$ ($100 \Omega.m$)
Z_{RNC}^{Sunde}	-	-
Z_{RNC}^{Carson}	máx. $\approx 1\%$ ($4000 \Omega.m$)	máx. $\approx 2\%$ ($100 \Omega.m$)

Tabela 4.16 - Erros relativos percentuais médios das reatâncias aparentes vistas para faltas a longas distâncias sem e com erros nas impedâncias de sequência zero longitudinal e mútua

$\rho_g (\Omega.m)$	X_{RC}^{Sunde}	X_{RC}^{Carson}	$X_{RNCK(0,85\ell)}^{Sunde}$	$X_{RNCK(0,85\ell)}^{Carson}$	X_{RNC}^{Sunde}	X_{RNC}^{Carson}
100	30,663	17,956	0,6691	3,0349	$2,4021 \cdot 10^{-14}$	4,353
300	29,763	21,571	0,82802	1,3637	$2,521 \cdot 10^{-14}$	2,218
600	28,813	25,144	0,92085	0,93129	$3,2365 \cdot 10^{-14}$	0,92635
1000	27,879	27,879	0,98668	0,98667	$2,4595 \cdot 10^{-14}$	$6,61 \cdot 10^{-5}$
2000	26,229	31,74	1,079	1,6898	$2,4975 \cdot 10^{-14}$	1,2264
4000	24,045	35,834	1,1875	2,6724	$2,4168 \cdot 10^{-14}$	2,4236

A inadequabilidade do algoritmo convencional para a detecção de faltas a longas distâncias já havia sido demonstrada nas Figuras 4.9 e 4.12. Ao analisar a Figura 4.22, vê-se que, utilizando parâmetros de LT exatos, o fenômeno de subalcance tende a ser menos pronunciado quanto maior o valor de ρ_g , apesar da ampliação do desvio resistivo. Inserindo erros nas impedâncias de sequência zero, tal comportamento é invertido, sendo o subalcance mínimo inclusive amenizado — não atingindo, contudo, uma faixa aceitável. Outrossim, desvios mais proeminentes são acarretados para as impedâncias aparentes calculadas para defeitos aplicados a curtas e médias distâncias. Em contrapartida, não se observam subalcances nem sobrealcances para o algoritmo proposto ao se empregar parâmetros de LT exatos. Adotando parâmetros de compensação de sequência zero constantes, tal comportamento também se deu em virtude de se ter assumido uma distância até o ponto de falta igual à do limite do alcance da zona 1 ajustada. Já os erros das resistências aparentes (partes reais das impedâncias aparentes) foram cobertos pelo alcance resistivo da característica de operação do relé. Os subalcances e sobrealcances máximos constatados para o algoritmo proposto com erros nas impedâncias de sequência zero, usando tanto k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} exatos quanto constantes, não foram significativos. Em regra, tal algoritmo tende a subalcançar para resistividades mais elevadas, da mesma forma que sobrealcançar para resistividades mais baixas. Para mais, atendendo à Tabela 4.16, no pior caso, o qual foi averiguado para X_{RNC} com erros em Z_0 e Z_{0m} quando de $\rho_g = 100 \Omega.m$, o erro relativo percentual médio das reatâncias aparentes calculadas para faltas aplicadas a mais de 400 km do relé foi de 4,35% — o que é aceitável. Portanto, partindo das mesmas premissas adotadas nesta análise, pode-se afirmar que o algoritmo proposto é pouco sensível a erros nos parâmetros de sequência zero.

4.2.6. Prevenção de falsas operações

Embora a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero aprimore de modo expressivo a sensibilidade do relé da LT faltosa, minimizando possíveis subalcances ou sobrealcances, conforme demonstrado por Wheeler (1970), ela pode acarretar falsas operações do relé da linha sã — comprometendo a seletividade da proteção de distância. Hu et al. (2002) sugeriram a utilização de um critério baseado na razão entre os módulos das correntes de sequência zero das LTs sã e faltosa para desabilitar tal compensação em um esquema de proteção

de distância adaptativo. Como o módulo da corrente de sequência zero é sempre maior na LT faltosa, exceto para defeitos no extremo receptor ou além deste, tal razão seria sempre menor que 1 quando de casos em que a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero fosse devida. Apesar disso, foram adotados em tal esquema os algoritmos descritos nas Tabelas 4.2 e 4.1, aplicáveis a linhas curtas apenas, tendo o sistema teste sido constituído de duas LTs paralelas de 400 kV com 60 km de extensão total. Quanto a linhas longas, em Araújo (2016) foi realizada pelo mesmo autor desta tese uma avaliação da influência do acoplamento mútuo de sequência zero entre LTs paralelas de pouco mais de meio comprimento de onda (190° elétricos) no desempenho do algoritmo de proteção proposto por Xu et al. (2008), o qual é adequado para LTs longas de circuito simples. Constataram-se, então, desvios significativos entre as impedâncias aparentes e de sequência positiva dos trechos sob falta, ademais de falsas operações do relé da linha são para faltas aplicadas ao longo de trechos muito expressivos da LT faltosa. Uma vez que em Araújo e Pereira (2017) foi proposto um algoritmo de proteção apropriado para LTs longas paralelas, em Araújo e Pereira (2018c) foi verificada pelo mesmo autor desta tese a aplicabilidade em tais linhas da abordagem de prevenção de falsas operações apresentada por Hu et al. (2002), porém admitindo os algoritmos detalhados nas Tabelas 4.4 e 4.3. Em tal trabalho, utilizaram-se impedâncias equivalentes típicas de fontes fortes para os dois terminais — baseadas em fontes fortes e médias. Esta subseção expande a avaliação de Araújo e Pereira (2018c), sendo agora assumidas para F e F' — de um sistema teste modelado em plena concordância com a Subseção 4.2.1 — combinações de impedâncias equivalentes de fontes fortes, médias e fracas, consoante a Tabela 4.6. Para cada uma das nove condições de análise, defeitos AT francos foram aplicados na barra 4 ao longo de toda a extensão da LT1, com passo de 8 km. As impedâncias aparentes vistas por R1 nesses casos foram discutidas nas Subseções 4.2.2 e 4.2.3. A Figura 4.23 mostra as impedâncias aparentes calculadas pela unidade de detecção de falta AT do relé da LT são (R2) — vide Figura 4.2 — considerando os algoritmos de proteção adequados para LTs paralelas: convencional (Z_{RCp}), proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes, computados considerando $x = 0,85\ell$ (Z_{RNCKp}), e proposto com k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} exatos (Z_{RNCp}). O subscrito p indica que os resultados foram obtidos pelo relé da linha paralela à faltosa, ou seja, da LT são. Já a Tabela 4.17 discrimina para cada configuração de fontes e algoritmo avaliado na Figura 4.23 os trechos de LT1 em que a aplicação dos curtos-circuitos sobreditos ocasionou falsas operações de R2, sendo tais trechos quantificados em pontos percentuais de ℓ .

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

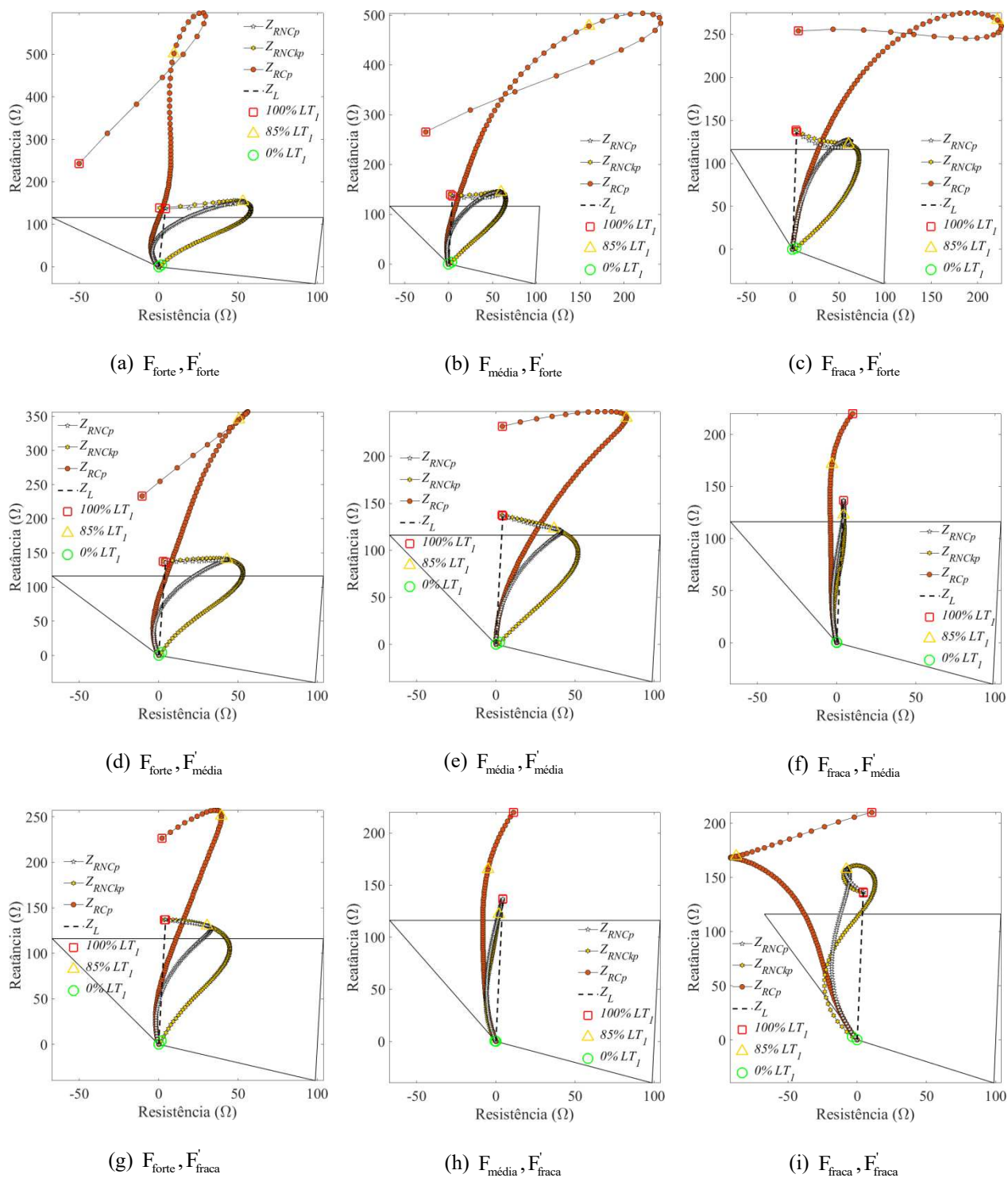


Figura 4.23 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R2 utilizando os algoritmos convencional e proposto para faltas AT deslizantes ao longo da LT faltosa

Tabela 4.17 - Trechos percentuais da extensão total de LT1 em que a aplicação de faltas acarretou falsas operações de R2 com algoritmos adequados para LTs paralelas

Configuração	Z_{RCP}	$Z_{RNCkp(0,85\ell)}$	Z_{RNCp}
F_{forte}, F'_{forte}	0% a \approx 38% (ℓ)	0% a \approx 48% (ℓ)	0% a \approx 47% (ℓ)
$F_{forte}, F'_{média}$	0% a \approx 39% (ℓ)	0% a \approx 55% (ℓ)	0% a \approx 51% (ℓ)
F_{forte}, F'_{fraca}	0% a \approx 43% (ℓ)	0% a \approx 66% (ℓ)	0% a \approx 60% (ℓ)
$F_{média}, F'_{forte}$	0% a \approx 37% (ℓ)	0% a \approx 53% (ℓ)	0% a \approx 48% (ℓ)
$F_{média}, F'_{média}$	0% a \approx 43% (ℓ)	0% a \approx 76% (ℓ)	0% a \approx 65% (ℓ)
$F_{média}, F'_{fraca}$	0% a \approx 65% (ℓ)	\approx 1% a \approx 79% (ℓ)	0% a \approx 79% (ℓ)
F_{fraca}, F'_{forte}	0% a \approx 37% (ℓ)	0% a \approx 73% (ℓ)	0% a \approx 52% (ℓ)
$F_{fraca}, F'_{média}$	0% a \approx 63% (ℓ)	0% a \approx 78% (ℓ)	0% a \approx 78% (ℓ)
F_{fraca}, F'_{fraca}	\approx 4% a \approx 46% (ℓ)	\approx 8% a \approx 30% (ℓ)	\approx 4% a \approx 49% (ℓ)

Ao examinar a Figura 4.23, tendo em conta as Figuras 4.12, 4.14 e 4.15, certifica-se que para defeitos simulados em ambos os terminais de LT1, as respostas de R1 e R2 são iguais para um mesmo algoritmo de proteção, o que é de se esperar tendo em vista as premissas adotadas na modelagem do sistema da Figura 4.2. Além disso, as impedâncias aparentes obtidas tanto por Z_{RNCkp} quanto por Z_{RNCp} para curtos-circuitos aplicados a 680 km ($0,85\ell$) do extremo emissor são idênticas, haja vista este ter sido o valor arbitrado para x no cálculo de k_{vp} , k_{tp} e k_{mi} constantes. Para mais, quando de faltas simuladas especialmente a curtas distâncias da barra 2, as respostas de Z_{RCP} e Z_{RNCp} se equivalem, o que se explica pelo fato de nestes casos os efeitos capacitivo e de propagação serem desprezíveis. Atesta-se ainda que, apesar de o algoritmo proposto melhorar a sensibilidade do relé da linha faltosa, ele também tende a amplificar a possibilidade de falsas operações do relé da LT sã — comparativamente ao algoritmo convencional —, tendo os resultados obtidos quando da admissão de parâmetros de compensação de sequência zero constantes sido geralmente um pouco mais críticos do que aqueles de Z_{RNCp} . À exceção da configuração F_{fraca}, F'_{fraca} , para a qual se alcançam comportamentos peculiares, ao se fixar a característica de F e enfraquecer F', os trechos de LT1 em que a aplicação de curtos-circuitos é passível de provocar falsas operações de R2 tendem a se expandir. A mesma tendência também é percebida ao se fixar a característica de F' e enfraquecer F, sendo que para o algoritmo

convencional são excetuadas também configurações com F'_{forte} . Assim, dualmente ao apurado para R1 na Subseção 4.2.3, os piores desempenhos de R2 são obtidos para as configurações $F_{média}, F'_{fraca}$ e $F_{fraca}, F'_{média}$ — isto significa que, considerando tais configurações de fontes, R2 operaria simultaneamente a R1 para faltas aplicadas ao longo de trechos maiores de LT1. Por fim, performances menos insatisfatórias de R2 são verificadas via de regra em cenários em que fontes fortes são envolvidas — o que é intrínseco de sistemas que compreendem linhas longas — e o algoritmo convencional é empregado. Mesmo assim, em todas as condições analisadas foram averiguados comportamentos intoleráveis, tanto usando o algoritmo proposto quanto o convencional, o que corrobora a necessidade da adoção de uma abordagem de prevenção de falsas operações eficaz.

Segundo Hu et al. (2002), operações simultâneas do relé da LT são devidas à compensação do acoplamento mútuo de sequência zero no cálculo das impedâncias de sequência positiva dos trechos sob falta, que é realizado com o uso da corrente de sequência zero da outra linha (paralela). Com o objetivo de investigar a validade de tal premissa em LTs longas, na Figura 4.24 são exibidas — para os mesmos casos de curto-circuito avaliados na Figura 4.23 — as impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R2 fazendo uso agora dos algoritmos de proteção aplicáveis a LTs de circuitos simples: convencional (Z_{RCps}), não convencional com k_V e k_I constantes (Z_{RNCKps}), determinados para $x = 0,85\ell$, e não convencional com parâmetros de compensação de sequência zero exatos (Z_{RNCps}). Tais algoritmos são detalhados respectivamente nas Tabelas 4.1 e 4.3. O subscrito *s* aponta adequabilidade dos algoritmos de proteção a linhas de circuito simples. A Tabela 4.18 explana para cada condição e algoritmo analisado na Figura 4.24 os trechos de LT1 nos quais a simulação de faltas acarretou falsas operações de R2.

Embora um comportamento plenamente satisfatório de R2 tenha sido alcançado apenas para a configuração F_{fraca}, F'_{fraca} — a qual integra comumente LTs curtas —, confirma-se na Figura 4.24 que, de modo geral, o ato de desabilitar a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero tende a minimizar falsas operações do relé da linha são em LTs longas paralelas. As tendências de comportamento assinaladas na discussão dos resultados da Figura 4.23 permanecem, na maior parte dos casos, válidas ao se explorar a Figura 4.24. Logo, respostas mais aprimoradas também são percebidas para configurações envolvendo fontes fortes, que são de particular interesse, como previamente discorrido. Aliás, para as configurações F_{forte}, F'_{forte} e

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

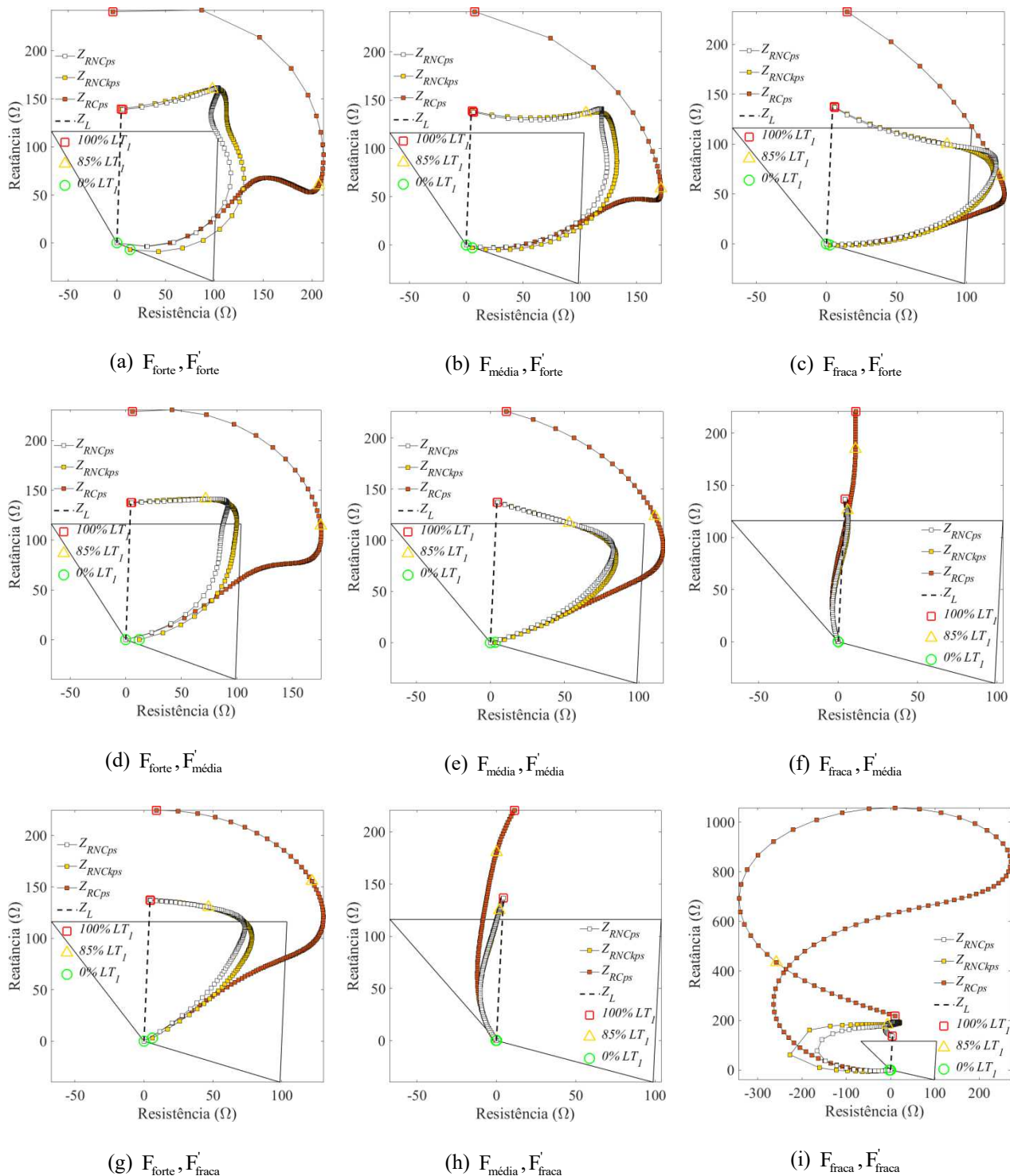


Figura 4.24 - Imped\u00eancias aparentes calculadas pela unidade AT de R2 utilizando algoritmos adequados para LTs de circuito simples frente a faltas AT deslizantes ao longo de LT1

Tabela 4.18 - Trechos percentuais da extensão total de LT1 em que a simulação de defeitos acarretou operações simultâneas de R2 com algoritmos aplicáveis a linhas de circuito simples

Configuração	Z_{RCps}	$Z_{RNCkps(0,85\ell)}$	Z_{RNCps}
F'_{forte}, F'_{forte}	0% a \approx 5% (ℓ)	\approx 1% a \approx 3% (ℓ)	0% a \approx 4% e \approx 14% (ℓ)
$F'_{forte}, F'_{média}$	0% a \approx 12% (ℓ)	0% a \approx 37% (ℓ)	0% a \approx 28% (ℓ)
F'_{forte}, F'_{fraca}	0% a \approx 34% (ℓ)	0% a \approx 62% (ℓ)	0% a \approx 55% (ℓ)
$F'_{média}, F'_{forte}$	0% a \approx 14% (ℓ)	\approx 1% a \approx 11% (ℓ)	0% a \approx 10% (ℓ)
$F'_{média}, F'_{média}$	0% a \approx 45% (ℓ)	0% a \approx 84% (ℓ)	0% a \approx 84% (ℓ)
$F'_{média}, F'_{fraca}$	0% a \approx 56% (ℓ)	\approx 2% a \approx 75% (ℓ)	0% a \approx 75% (ℓ)
F'_{fraca}, F'_{forte}	0% a \approx 34% (ℓ)	\approx 1% a \approx 29% e \approx 77% a \approx 95% (ℓ)	0% a \approx 27% e \approx 78% a \approx 96% (ℓ)
$F'_{fraca}, F'_{média}$	0% a \approx 55% (ℓ)	0% a \approx 74% (ℓ)	0% a \approx 74% (ℓ)
F'_{fraca}, F'_{fraca}	-	-	-

$F'_{média}, F'_{forte}$, constata-se agora uma maior satisfatoriedade para o algoritmo não convencional. Entretanto, não se logra êxito na prevenção de operações simultâneas de R2 para faltas simuladas a pelo menos curtas distâncias do terminal emissor de LT1. A extensão dos trechos da LT faltosa passíveis de ocasionar falsas operações de R2 na ocorrência de curtos-circuitos se mostra altamente dependente de R_A (veja Figura 4.8), o que faz com que, ora, a pior performance de R2 seja verificada para a configuração $F'_{média}, F'_{média}$ ao se usar o algoritmo não convencional. Portanto, sugere-se nesta tese, como medida complementar à desativação da compensação do acoplamento mútuo de sequência zero em um esquema adaptativo, uma redução não muito drástica do alcance resistivo da característica de operação do relé da LT — de forma a não comprometer a segurança do sistema.

Na Figura 4.24 foram analisadas as respostas de R2 frente a faltas francas apenas — o que é uma condição ideal, logo, quimérica. A fim de checar o impacto de R_F em tais respostas, particularmente naquelas do algoritmo não convencional com parâmetros de compensação de sequência zero constantes, a Figura 4.25 apresenta as impedâncias aparentes vistas por R2 empregando tal algoritmo de proteção para faltas AT agora com $R_F = 0:10:150 \Omega$, sendo seus

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS
CONECTADAS A BARRAMENTOS TERMINAIS COMUNS

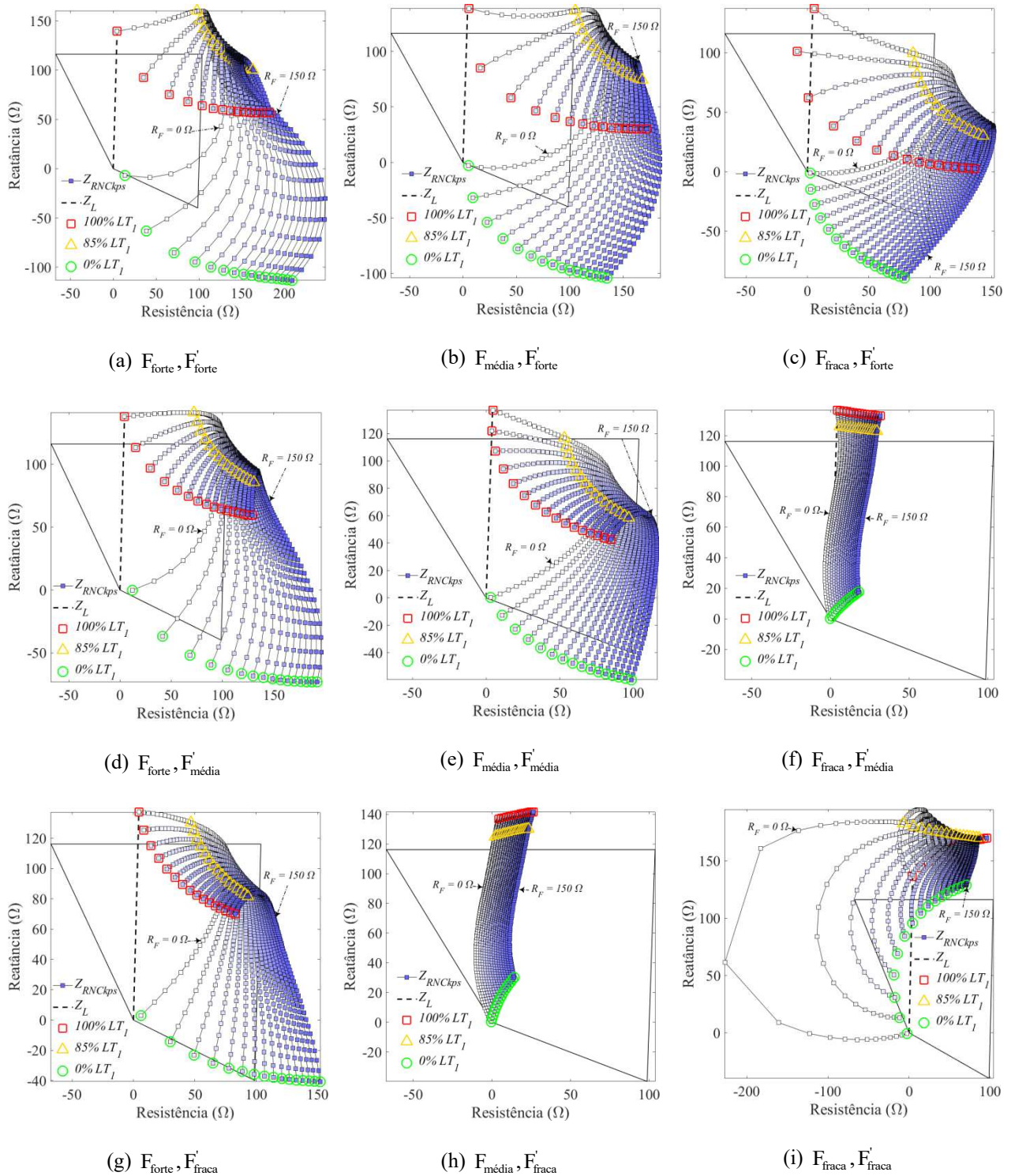


Figura 4.25 - Imped\u00eancias aparentes calculadas pela unidade AT de R2 usando o algoritmo n\u00e3o convencional aplic\u00e1vel a linhas de circuito simples com k_V e k_I constantes para faltas AT deslizantes aplicadas em LT_1 com $R_F = 0:10:150 \Omega$

Tabela 4.19 - Valores de resistência de falta para os quais houve falsas operações de R2 e sobrealcances máximos apurados

Configuração	R_F	$O_{\text{máx}}$
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{forte}}$	0:10:30 (Ω)	$\approx 7\%$ (ℓ)
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}$	0:10:90 (Ω)	$\approx 41\%$ (ℓ)
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{fracá}}$	0:10:150 (Ω)	100% (ℓ)
$F_{\text{média}}, F'_{\text{forte}}$	0:10:50 (Ω)	$\approx 14\%$ (ℓ)
$F_{\text{média}}, F'_{\text{média}}$	0:10:150 (Ω)	$\approx 97\%$ (ℓ)
$F_{\text{média}}, F'_{\text{fracá}}$	0:10:150 (Ω)	$\approx 74\%$ (ℓ)
$F_{\text{fracá}}, F'_{\text{forte}}$	0:10:100 (Ω)	$\approx 46\%$ (ℓ)
$F_{\text{fracá}}, F'_{\text{média}}$	0:10:150 (Ω)	$\approx 76\%$ (ℓ)
$F_{\text{fracá}}, F'_{\text{fracá}}$	30:10:90 (Ω)	$\approx 9\%$ (ℓ)

valores sinalizados por um gradiente na cor interna dos marcadores de Z_{RNckps} de branca a azul-escuro. A Tabela 4.19 reporta os valores de R_F para os quais ocorreram falsas operações do relé da linha são, ademais do sobrealcançe máximo averiguado nestes casos, isto é, do trecho máximo de LT1 em que a simulação de defeitos com um determinado valor de R_F ocasionaria operações indevidas de R2.

Repara-se na Figura 4.25 que existe uma tendência geral de as impedâncias aparentes se afastarem da característica de operação de R2 à medida que se aumenta o valor de R_F , sendo este um aspecto positivo na prevenção de falsas operações. Entretanto, quando fontes fortes ou somente fontes médias são envolvidas, as impedâncias aparentes calculadas para curtos-circuitos simulados nas proximidades do terminal receptor de LT1 tendem a cair dentro de tal característica de operação, promovendo operações indevidas de R2. Apesar disso, para as configurações $F_{\text{forte}}, F'_{\text{forte}}$ e $F_{\text{média}}, F'_{\text{forte}}$ foram obtidos desempenhos dentre os mais satisfatórios, havendo indícios de falsas operações apenas para defeitos com valores de R_F não muito elevados em trechos de LT1 não muito expressivos. Ainda, a redução de R_A conforme recomendado a priori poderia aprimorar os resultados atingidos tanto para estas quanto para as demais configurações supracitadas. Já quanto à configuração $F_{\text{fracá}}, F'_{\text{fracá}}$, de modo dual, incrementos de R_F provocam operações indevidas de R2 sobretudo para faltas aplicadas proximamente ao

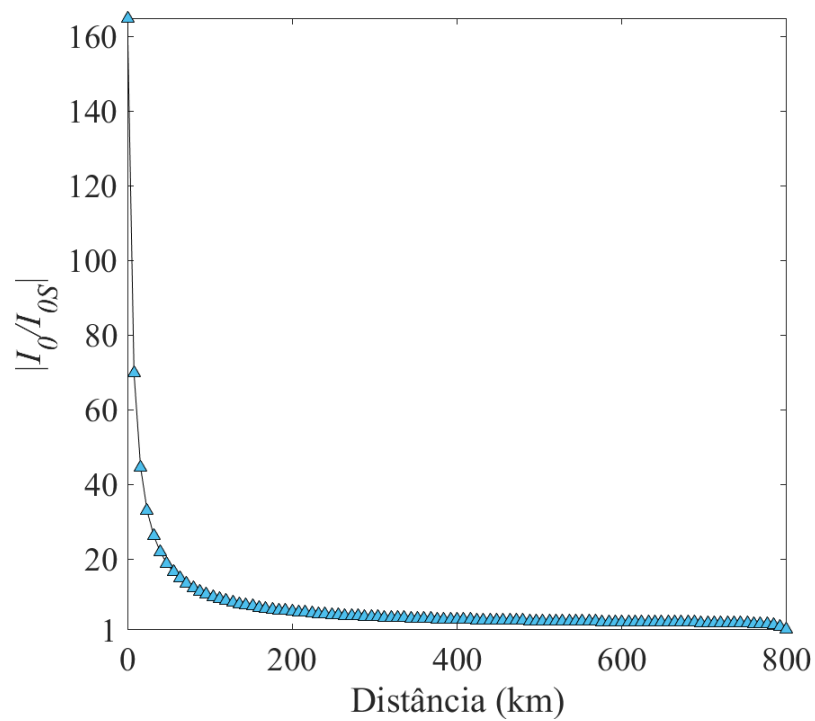
extremo emissor da linha faltosa — em trechos não muito significativos. Enfim, para as configurações $F_{m\acute{e}dia}, F'_{f\acute{r}aca}$ e $F_{f\acute{r}aca}, F'_{m\acute{e}dia}$ são verificadas as piores performances do relé da LT sã.

Logo, pode-se afirmar que a adoção de tal esquema de proteção de distância adaptativo é vantajosa em LTs longas paralelas, mesmo que este não seja absolutamente eficaz na prevenção de falsas operações. Tais operações indevidas do relé da LT sã podem, de fato, ser minoradas ao se desabilitar a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero — comutando do algoritmo proposto para outro não convencional aplicável a linhas de circuito simples. Outrossim, a adoção conjunta de um alcance resistivo menos abrangente para a característica de operação do relé — quer seja quadrilateral ou poligonal —, conforme sugerido nesta subseção, poderia otimizar tais respostas. Finalmente, para demonstrar a validade do critério proposto em Hu et al. (2002), a Figura 4.26 expõe as razões entre os módulos das correntes de sequência zero das LTs paralelas apuradas para os mesmos casos simulados para a Figura 4.25. Salienta-se que em todas as condições de análise foram obtidos resultados idênticos.

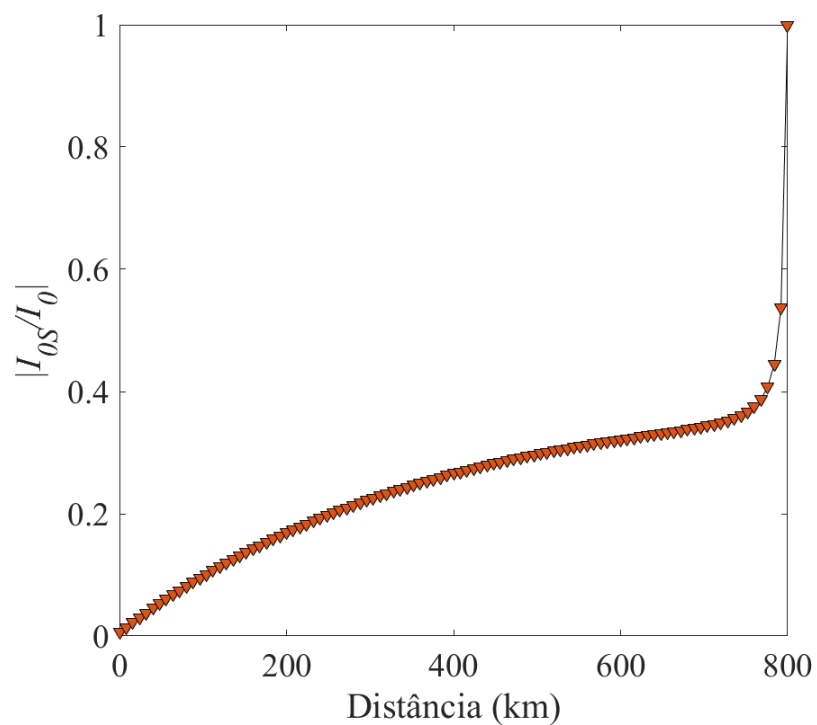
Ao analisar a Figura 4.26, atesta-se que as razões entre as magnitudes das correntes de sequência zero das LTs sã (I_{0s}) e faltosa (I_0) são sempre menores que 1 para curtos-circuitos AT ao longo de todo o comprimento da LT faltosa, ao passo que as razões entre os módulos de I_0 e I_{0s} são sempre maiores que 1, independentemente do valor de R_F e da configuração de fontes em ambos os casos. Isto corrobora o critério de Hu et al. (2002) para se desabilitar a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero em um esquema de proteção de distância adaptativo adequado para LTs longas paralelas conectadas a barramentos comuns em ambos os terminais.

4.2.7. Influência da modelagem do acoplamento mútuo de sequência zero

Na formulação do algoritmo proposto, as LTs paralelas são modeladas como circuitos π equivalentes de sequência positiva, negativa e zero. Utiliza-se um modelo de LT convencional para as redes de sequência positiva e negativa, ao passo que, para as redes de sequência zero, é admitido um modelo não convencional derivado da solução de um sistema de quatro equações diferenciais de tensão e corrente para um determinado segmento de linha de comprimento infinitesimal, vide Seção 3.2. Tal modelo não convencional é restrito a LTs paralelas com parâmetros idênticos e circuitos perfeitamente transpostos. Em programas para a simulação de



(a)



(b)

Figura 4.26 - Razão entre os módulos das correntes de sequência zero das LTs paralelas

transitórios eletromagnéticos em sistemas elétricos de potência, LTs paralelas podem ser modeladas como uma LT hexafásica, consoante o modelo convencional detalhado na Seção 3.1, o qual é derivado da solução de um sistema de duas equações diferenciais de tensão e corrente no domínio das fases. Em Araújo e Pereira (2018a) e Araújo e Pereira (2018b), foi apresentada pelo mesmo autor desta tese uma análise da influência da modelagem do acoplamento mútuo de sequência zero na eficácia do algoritmo proposto, ou seja, na precisão da estimação da impedância de sequência positiva do trecho defeituoso. A mesma análise é descrita a seguir.

Um sistema teste com parâmetros idênticos aos daquele modelado na Subseção 4.2.1 foi considerado. Todavia, em vez de se utilizar a teoria de grafos para o cálculo dos curtos-circuitos, usou-se um modelo baseado em admitâncias, em conformidade com (3.19). Os parâmetros das LTs, transformadores e fontes em componentes de fase são especificados na Tabela 4.20, tendo sido obtidos oportunamente por meio da transformação de Fortescue. As LTs paralelas foram modeladas como uma cascata de circuitos π equivalentes de uma LT hexafásica, de acordo com (3.17) e (3.18). As demais premissas admitidas na Subseção 4.2.1 foram mantidas. A Figura 4.27 exhibe o diagrama de admitâncias em componentes de fase para o sistema correspondente ao da Figura 4.2.

Tabela 4.20 - Parâmetros do sistema em componentes de fase

Linhas de transmissão			
Parâmetro	Própria	Mútua entre fases	Mútua entre linhas
R (Ω/km)	0,11841	0,11294	0,10679
L (mH/km)	1,3605	0,90731	0,49716
C (nF/km)	20,434	-5,388	-0,10765
Transformadores			
Transformador	Reatância (Ω)	Tensão (kV)	Potência (MVA)
T, T'	3,35	500/1000	5 x 2000
Impedâncias equivalentes das fontes			
Fonte	Tipo	Própria (Ω)	Mútua (Ω)
F	Forte	0,13234 + j5,3065	0,052927 + j0,75718
F'	Média	1,1898 + j17,016	0,29684 - j0,023362

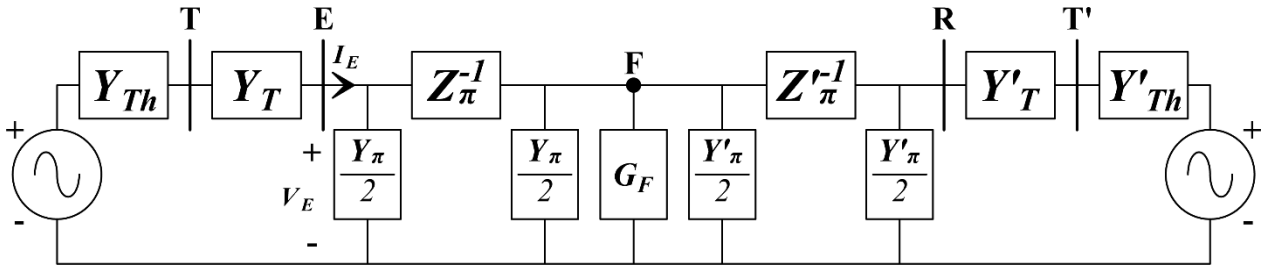


Figura 4.27 - Diagrama de admitâncias em componentes de fase do sistema teste

Montando a matriz de admitâncias de barra Y_{BARRA} , de ordem 30×30 , o sistema ilustrado na Figura 4.27 pode ser resolvido da forma:

$$\begin{bmatrix} V_T \\ V_E \\ V_F \\ V_R \\ V'_T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{Th} + Y_T & -Y_T & 0 & 0 & 0 \\ -Y_T & Y_T + Y_{L11} & Y_{L12} & 0 & 0 \\ 0 & Y_{L21} & Y_{L22} + G_F + Y'_{L11} & Y'_{L12} & 0 \\ 0 & 0 & Y'_{L21} & Y'_{L22} + Y'_T & -Y'_T \\ 0 & 0 & 0 & -Y'_T & Y'_T + Y'_{Th} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} Y_{Th}e \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ Y'_{Th}e' \end{bmatrix} \quad (4.35)$$

em que V_T , V_E , V_F , V_R e V'_T são vetores de tensões nodais, Y_{Th} e Y'_{Th} são matrizes de admitâncias equivalentes das fontes, Y_T e Y'_T são matrizes de susceptâncias dos transformadores, Y_L e Y'_L constituem o modelo em cascata das LTs de acordo com (3.21), G_F é uma matriz de condutâncias de falta, e e e' são vetores de tensão das fontes.

Por conseguinte, a corrente na barra do relé (I_E) pode ser calculada como:

$$I_E = Y_T (V_T - V_E) \quad (4.36)$$

Faltas AT francas (usou-se $R_F = 1 \text{ p}\Omega$) foram simuladas ao longo de todo o comprimento da LT faltosa — ora representada pelas submatrizes superiores, de ordem 3×3 —, tendo sido aplicadas na barra deslizante F com passo de 8 km. A Figura 4.28 mostra as impedâncias aparentes vistas pela unidade AT do relé de tal linha utilizando os algoritmos convencional e proposto com parâmetros de compensação de sequência zero exatos, do mesmo modo que na Figura 4.9.

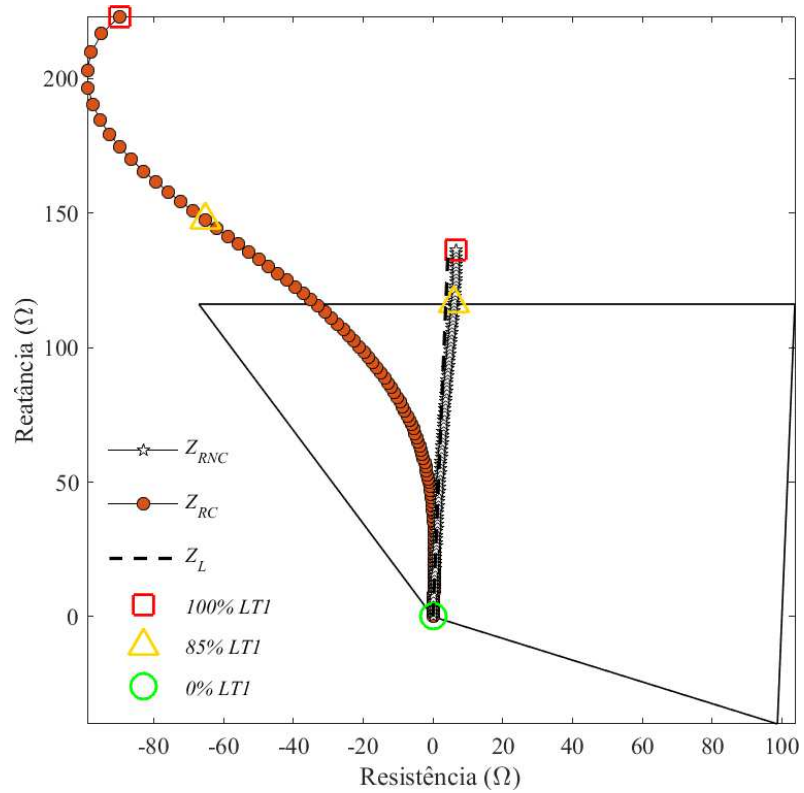
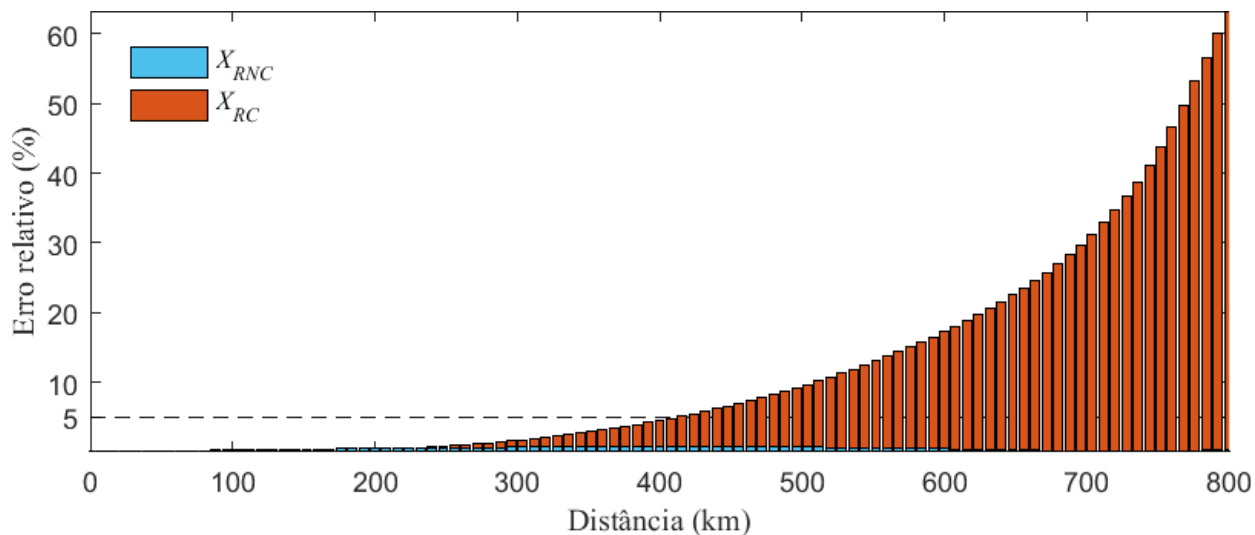


Figura 4.28 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT do relé da LT faltosa utilizando os algoritmos convencional e proposto para sistema modelado no domínio das fases

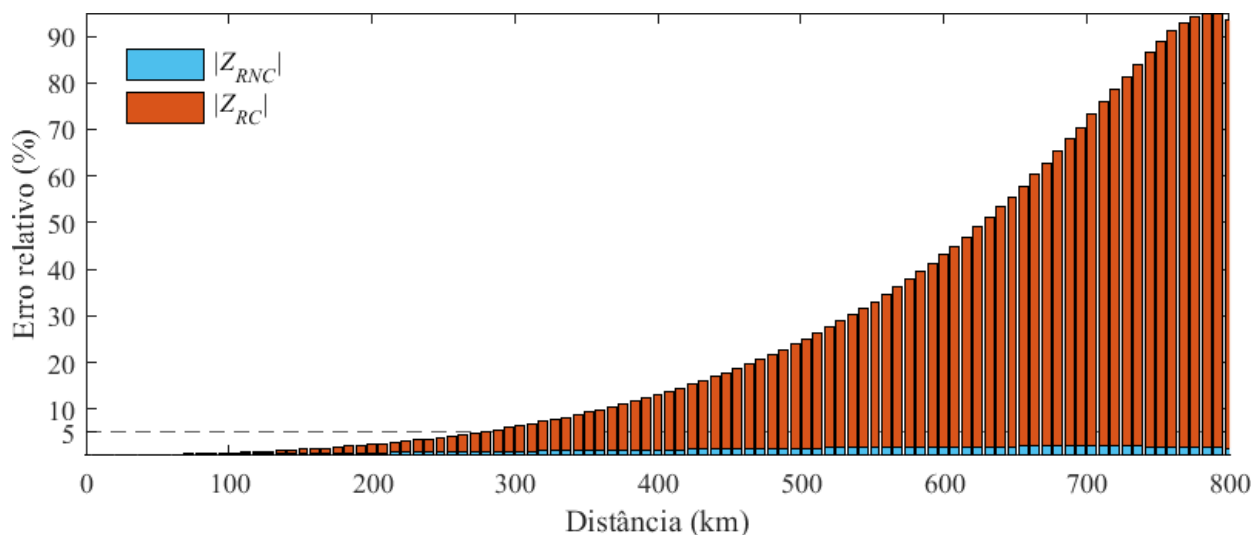
Comparando os resultados apurados na Figura 4.28 com aqueles da Figura 4.9, constata-se para o algoritmo convencional respostas muito parecidas, porém não iguais, sendo que o relé subalcança agora aproximadamente 11% da extensão total da linha. Relativamente ao algoritmo proposto, não se observa mais uma plena concordância entre as impedâncias aparentes e as de sequência positiva dos trechos defeituosos, contudo, os desvios são mínimos. Pode-se conferir na Figura 4.28 um subalcançe menor que 1% de ℓ para Z_{RNC} , todavia, na Figura 4.29 são minuciados os erros relativos percentuais das reatâncias (e_X) e os módulos dos erros (e_M) das impedâncias aparentes calculadas com ambos os algoritmos, definidos por:

$$e_X = \left| \frac{\text{Im}(xZ_1 - Z_R)}{\text{Im}(xZ_1)} \right| \quad (4.37)$$

$$e_M = \frac{|xZ_1 - Z_R|}{|xZ_1|} \quad (4.38)$$



(a)



(b)

Figura 4.29 - Erros relativos percentuais das (a) reatâncias e dos (b) módulos das impedâncias aparentes

Atestam-se na Figura 4.29 para o algoritmo convencional erros relativos percentuais maiores que 5% para as reatâncias e os módulos das impedâncias aparentes vistas para faltas aplicadas a distâncias maiores que 408 km e 272 km a partir do terminal emissor da linha, de modo respectivo, alcançando 63,28% e 94,97% em 800 km e 784 km. Empregando o algoritmo proposto, erros relativos percentuais máximos de 0,74% e 2,03% são averiguados respectivamente para as reatâncias e os módulos das impedâncias aparentes calculadas para defeitos aplicados a 408 km e 696 km da barra E (vide Figura 4.27), sendo o erro relativo

percentual médio do segundo igual a 1,19%. Ressalta-se que a investigação dos erros dos módulos de tais impedâncias somente foi realizada para se demonstrar o impacto reduzido da modelagem do acoplamento mútuo de sequência zero na performance do algoritmo proposto, a qual não foi comprometida. Ainda assim, os erros obtidos ao se modelar as LTs paralelas no domínio das fases em concordância integral com o modelo convencional elucidado na Seção 3.1 são notáveis, já que podem indicar peculiaridades dos modelos de linha confrontados. Além disso, ao se utilizar matrizes de ordem 6×6 para as admitâncias equivalentes das fontes e susceptâncias dos transformadores, a topologia do sistema teste se torna análoga à de um sistema em que LTs independentes correm em paralelo.

Capítulo 5

ALGORITMO DE PROTEÇÃO PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS PARALELAS SEM BARRAMENTOS COMUNS

Neste capítulo é apresentado o algoritmo de proteção proposto pelo autor desta tese em Araújo e Pereira (2020), o qual é aplicável a LTs longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos independentes em ambos os terminais. A dedução do algoritmo ora proposto é pormenorizada, sendo atestadas sua exatidão, adequabilidade à abordagem de parâmetros de compensação de sequência zero constantes e suscetibilidade a elevadas resistências de falta.

5.1. Formulação proposta

O algoritmo proposto em Araújo e Pereira (2017) é derivado de um sistema em que as LTs paralelas são conectadas a barramentos comuns em ambos os terminais, sendo esta a configuração de barramentos mais considerada na literatura. O fato de em Araújo e Pereira (2018a) terem sido constatados erros, mesmo que diminutos, para tal algoritmo frente a condições idênticas àsquelas assumidas quando da dedução de sua formulação motivou uma busca por formulações ainda mais abrangentes. Tendo em conta o modelo π equivalente admitido para as redes de sequência zero das LTs paralelas, quando estas estão conectadas a barramentos comuns

pelo menos parte da admitância mútua equivalente de sequência zero é curto-circuitada — o que faz com que a formulação então obtida seja restrita a tal configuração de barramentos. Em subestações com barramentos seccionados, LTs paralelas podem ser conectadas a barramentos independentes em ambos ou em apenas um único terminal, de forma que ainda seja fisicamente prático medir as grandezas de sequência zero da linha em paralelo. À vista disso, partindo do algoritmo sugerido em Araújo e Pereira (2017), uma formulação mais extensiva para a detecção de faltas para a terra em LTs longas paralelas equilibradas foi proposta pelo autor desta tese em Araújo e Pereira (2020). Nesta, a admitância mútua equivalente de sequência zero é inteiramente considerada, o que implica a utilização da tensão de sequência zero da outra LT como entrada adicional para o relé. A Figura 5.1 expõe a ligação dos diagramas sequenciais para uma falta AT aplicada no nó F de um sistema constituído por duas LTs longas independentes correndo em paralelo. Tais linhas foram modeladas de modo igual àquelas da Figura 4.1, considerando, portanto, integralmente os efeitos capacitivo, de propagação e do acoplamento mútuo de sequência zero.

Tendo como referência a Figura 5.1, a tensão da fase A na barra E1 é do tipo:

$$V_{aE1} = V_{0E1} + V_{1E1} + V_{2E1} \quad (5.1)$$

na qual, aplicando as leis de Kirchhoff, é possível expressar as tensões sequenciais da forma:

$$\begin{aligned} V_{0E1} &= Z_{\pi 0} \left[I_{0E1} - \frac{Y_{\pi 0}}{2} V_{0E1} - \frac{Y_{\pi 0m}}{2} (V_{0E1} - V_{0E2}) \right] \\ &+ Z_{\pi 0m} \left[I_{0E2} - \frac{Y_{\pi 0}}{2} V_{0E2} - \frac{Y_{\pi 0m}}{2} (V_{0E2} - V_{0E1}) \right] + V_{0F} \\ &= Z_{\pi 0} I_{0E1} + Z_{\pi 0m} I_{0E2} - \left(Z_{\pi 0} \frac{Y_{\pi 0}}{2} + Z_{\pi 0} \frac{Y_{\pi 0m}}{2} - Z_{\pi 0m} \frac{Y_{\pi 0m}}{2} \right) V_{0E1} \\ &- \left(Z_{\pi 0m} \frac{Y_{\pi 0}}{2} + Z_{\pi 0m} \frac{Y_{\pi 0m}}{2} - Z_{\pi 0} \frac{Y_{\pi 0m}}{2} \right) V_{0E2} + V_{0F} \end{aligned} \quad (5.2)$$

$$V_{1E1} = Z_{\pi 1} \left(I_{1E1} - \frac{Y_{\pi 1}}{2} V_{1E1} \right) + V_{1F} = Z_{\pi 1} I_{1E1} - Z_{\pi 1} \frac{Y_{\pi 1}}{2} V_{1E1} + V_{1F} \quad (5.3)$$

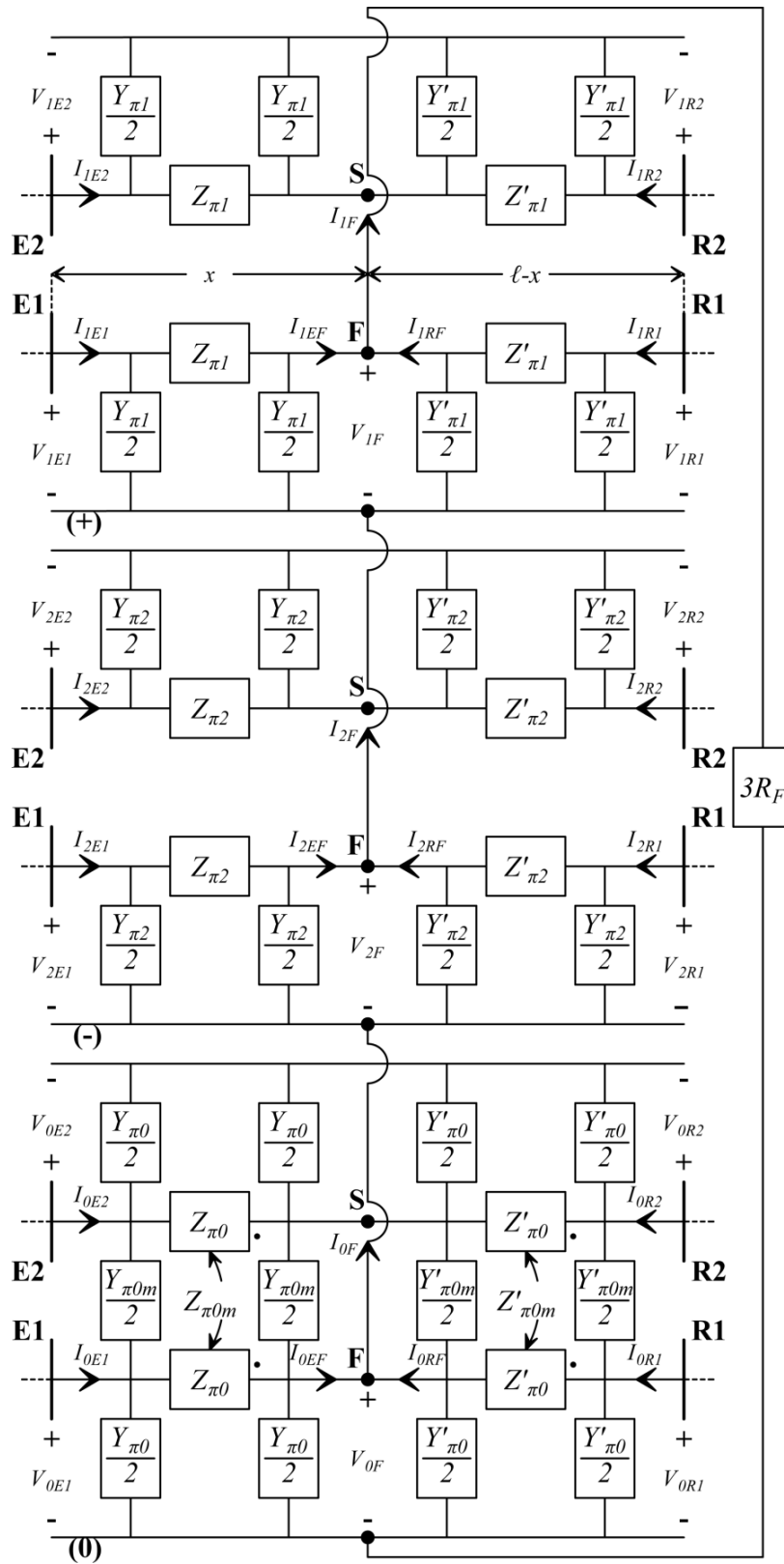


Figura 5.1 - Ligação dos diagramas de sequência positiva, negativa e zero para falta AT em LTs paralelas sem barramentos comuns

$$V_{2E1} = Z_{\pi 1} \left(I_{2E1} - \frac{Y_{\pi 1}}{2} V_{2E1} \right) + V_{2F} = Z_{\pi 1} I_{2E1} - Z_{\pi 1} \frac{Y_{\pi 1}}{2} V_{2E1} + V_{2F} \quad (5.4)$$

Com relação a (5.2), formulações foram alcançadas em (4.15) e (4.17) para os produtos de $Z_{\pi 0}$ e $Z_{\pi 0m}$ pela metade de $Y_{\pi 0}$, respectivamente. Trocando agora $Z_{\pi 0}$ e $Y_{\pi 0m}$ pelas suas expressões na forma hiperbólica, tem-se que:

$$Z_{\pi 0} \frac{Y_{\pi 0m}}{2} = \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m1}x}{2}\right)}{4Z_{Cm1}} + \frac{\sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m1}x}{2}\right)}{4} - \frac{\sinh(\gamma_{m2}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{4} - \frac{Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{4Z_{Cm2}} \quad (5.5)$$

Tendo em mente que a tangente hiperbólica é definida como a razão entre o seno hiperbólico e o cosseno hiperbólico, aplicando devidamente as identidades hiperbólicas explicitadas em (4.12) e (4.14), é possível escrever (5.5) como:

$$Z_{\pi 0} \frac{Y_{\pi 0m}}{2} = \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m1}x}{2}\right)}{4Z_{Cm1}} + \frac{\cosh(\gamma_{m1}x) - 1}{4} - \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) - 1}{4} - \frac{Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{4Z_{Cm2}} \quad (5.6)$$

Ainda atendendo a (5.2), o produto de $Z_{\pi 0m}$ pela metade de $Y_{\pi 0m}$ é dado por:

$$Z_{\pi 0m} \frac{Y_{\pi 0m}}{2} = \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m1}x}{2}\right)}{4Z_{Cm1}} - \frac{\sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m1}x}{2}\right)}{4} - \frac{\sinh(\gamma_{m2}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{4} + \frac{Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{4Z_{Cm2}} \quad (5.7)$$

Analogamente, aplicando em (5.7) a definição da função tangente hiperbólica, (4.12) e (4.14), chega-se a:

$$\begin{aligned} Z_{\pi 0m} \frac{Y_{\pi 0m}}{2} = & \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m1}x}{2}\right)}{4Z_{Cm1}} - \frac{\cosh(\gamma_{m1}x) - 1}{4} \\ & - \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) - 1}{4} + \frac{Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x) \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2}x}{2}\right)}{4Z_{Cm2}} \end{aligned} \quad (5.8)$$

Então, vide (4.15), (4.17), (5.6) e (5.8), (5.2) pode ser reescrita do tipo:

$$\begin{aligned} V_{0E1} = & \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E2} \\ & - \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) + \cosh(\gamma_{m1}x)}{2} V_{0E1} - \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) - \cosh(\gamma_{m1}x)}{2} V_{0E2} + V_{0E1} + V_{0F} \end{aligned} \quad (5.9)$$

Pode-se verificar em (5.9) que, quando V_{0E2} é igual a V_{0E1} ,

$$\begin{aligned} V_{0E1} = & \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E2} \\ & - \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) + \cosh(\gamma_{m1}x) + \cosh(\gamma_{m2}x) - \cosh(\gamma_{m1}x)}{2} V_{0E1} + V_{0E1} + V_{0F} \end{aligned} \quad (5.10)$$

ou seja, (5.9) se torna igual a (4.18). Aqui, pode-se atestar que a formulação ora desenvolvida é aplicável a LTs paralelas conectadas a diferentes configurações de barramentos, quer sejam independentes, quer sejam comuns. Como mencionado anteriormente, essa generalidade tem o custo de se utilizar uma entrada adicional para o relé.

Haja vista (4.21), (5.3) e (5.4) podem ser reescritas como:

$$V_{1E1} = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{1E1} - \cosh(\gamma_1 x) V_{1E1} + V_{1E1} + V_{1F} \quad (5.11)$$

$$V_{2E1} = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{2E1} - \cosh(\gamma_1 x) V_{2E1} + V_{2E1} + V_{2F} \quad (5.12)$$

Permutando em (5.1) as expressões resultantes em (5.9), (5.11) e (5.12), reorganizando os termos vem que:

$$\begin{aligned} & V_{aE1} - V_{0E1} - V_{1E1} - V_{2E1} + \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) + \cosh(\gamma_{m1}x)}{2} V_{0E1} + \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) - \cosh(\gamma_{m1}x)}{2} V_{0E2} \\ & + \cosh(\gamma_1 x) V_{1E1} + \cosh(\gamma_1 x) V_{2E1} \\ & = \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E2} \\ & + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{1E1} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{2E1} + V_{0F} + V_{1F} + V_{2F} \end{aligned} \quad (5.13)$$

Assumindo (4.25), cancelando V_{aE1} segundo (5.1), somando e subtraindo o produto da constante generalizada de sequência positiva A_1 por V_{0E1} , da mesma maneira que o de B_1 por I_{0E1} , resulta para (5.13) que:

$$\begin{aligned} & \cosh(\gamma_1 x) V_{0E1} - \cosh(\gamma_1 x) V_{0E1} + \cosh(\gamma_1 x) V_{1E1} + \cosh(\gamma_1 x) V_{2E1} \\ & + \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) + \cosh(\gamma_{m1}x)}{2} V_{0E1} + \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) - \cosh(\gamma_{m1}x)}{2} V_{0E2} \\ & = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{0E1} - Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{0E1} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{1E1} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{2E1} \\ & + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E2} \end{aligned} \quad (5.14)$$

Simplificando a expressão de V_{aE1} , além daquela de I_{aE1} , (5.14) fica da forma:

$$\begin{aligned} & \cosh(\gamma_1 x) V_{aE1} - \cosh(\gamma_1 x) V_{0E1} \\ & + \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) + \cosh(\gamma_{m1}x)}{2} V_{0E1} + \frac{\cosh(\gamma_{m2}x) - \cosh(\gamma_{m1}x)}{2} V_{0E2} \\ & = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{aE1} - Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{0E1} \\ & + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2}x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1}x)}{2} I_{0E2} \end{aligned} \quad (5.15)$$

Colocando V_{0E1} , I_{0E1} , A_1 e B_1 em evidência em (5.15), chega-se a:

$$\begin{aligned} & \cosh(\gamma_1 x) \left[V_{aE1} + \frac{\cosh(\gamma_{m2} x) + \cosh(\gamma_{m1} x) - 2 \cosh(\gamma_1 x)}{2 \cosh(\gamma_1 x)} V_{0E1} \right] \\ & + \frac{\cosh(\gamma_{m2} x) - \cosh(\gamma_{m1} x)}{2 \cosh(\gamma_1 x)} V_{0E2} \\ & = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) \left[I_{aE1} + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x) - 2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)}{2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} I_{0E1} \right] \\ & + \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x)}{2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} I_{0E2} \end{aligned} \quad (5.16)$$

Ao se reduzir (5.16), definindo os parâmetros de compensação de sequência zero, expressões idênticas àquelas de (4.30) e (4.31) são alcançadas respectivamente para k_{lp} e k_{ml} (agora denominado k_{lm}), ou seja,

$$k_{lp} = \frac{Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} x)}{2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} + \frac{Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} x)}{2Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} - 1 = k_{l2} + k_{l1} - 1 \quad (5.17)$$

$$k_{lm} = k_{l2} - k_{l1} \quad (5.18)$$

entretanto, novos parâmetros de compensação de tensão de sequência zero são obtidos, sendo estes descritos por:

$$k_{vp}^* = \frac{\cosh(\gamma_{m2} x)}{2 \cosh(\gamma_1 x)} + \frac{\cosh(\gamma_{m1} x)}{2 \cosh(\gamma_1 x)} - 1 = k_{v2} + k_{v1} - 1 \quad (5.19)$$

$$k_{vm}^* = k_{v2} - k_{v1} \quad (5.20)$$

Isto posto, (5.16) fica do tipo:

$$\cosh(\gamma_1 x) (V_{aE1} + k_{vp}^* V_{0E1} + k_{vm}^* V_{0E2}) = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) (I_{aE1} + k_{lp} I_{0E1} + k_{lm} I_{0E2}) \quad (5.21)$$

A relação entre as grandezas de entrada selecionadas para a unidade AT do relé de distância não convencional aplicável a LTs longas paralelas sem barramento terminal comum tem a forma:

$$\frac{V_R^*}{I_R} = \frac{V_{aE1} + k_{vp}^* V_{0E1} + k_{vm}^* V_{0E2}}{I_{aE1} + k_{lp} I_{0E1} + k_{lm} I_{0E2}} = \frac{Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)}{\cosh(\gamma_1 x)} = Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x) \quad (5.22)$$

A Tabela 5.1 apresenta as correntes e as novas tensões de entrada selecionadas para as três unidades de detecção de falta para a terra da proteção de distância não convencional.

Tabela 5.1 - Grandezas de entrada para LTs longas paralelas equilibradas

Unidade	V_R	I_R
AT	$\hat{V}_a + k_{vp}^* \hat{V}_0 + k_{vm}^* \hat{V}_{0S}$	$\hat{I}_a + k_{lp} \hat{I}_0 + k_{lm} \hat{I}_{0S}$
BT	$\hat{V}_b + k_{vp}^* \hat{V}_0 + k_{vm}^* \hat{V}_{0S}$	$\hat{I}_b + k_{lp} \hat{I}_0 + k_{lm} \hat{I}_{0S}$
CT	$\hat{V}_c + k_{vp}^* \hat{V}_0 + k_{vm}^* \hat{V}_{0S}$	$\hat{I}_c + k_{lp} \hat{I}_0 + k_{lm} \hat{I}_{0S}$

Bem como para os algoritmos de proteção apropriados para LTs longas de circuito simples e paralelas conectadas a barramentos terminais comuns, a impedância aparente vista pelo algoritmo de proteção adequado para LTs longas paralelas sem barramento terminal comum é obtida por meio de (4.6).

5.2. Averiguação da exatidão da formulação proposta

A Figura 5.2 ilustra o diagrama unifilar do sistema teste utilizado para provar a exatidão da formulação ora proposta para a proteção de distância não convencional em LTs longas paralelas equilibradas. Exceto pela topologia dos barramentos e suas implicações, como fontes e bancos de transformadores independentes, o sistema da Figura 5.2 possui características idênticas ao da Figura 4.2. Assim, os parâmetros de LT1 e LT2 são os mesmos descritos na Tabela 4.5. Ainda, bancos de cinco transformadores foram considerados para T1, T2, T1' e T2'.

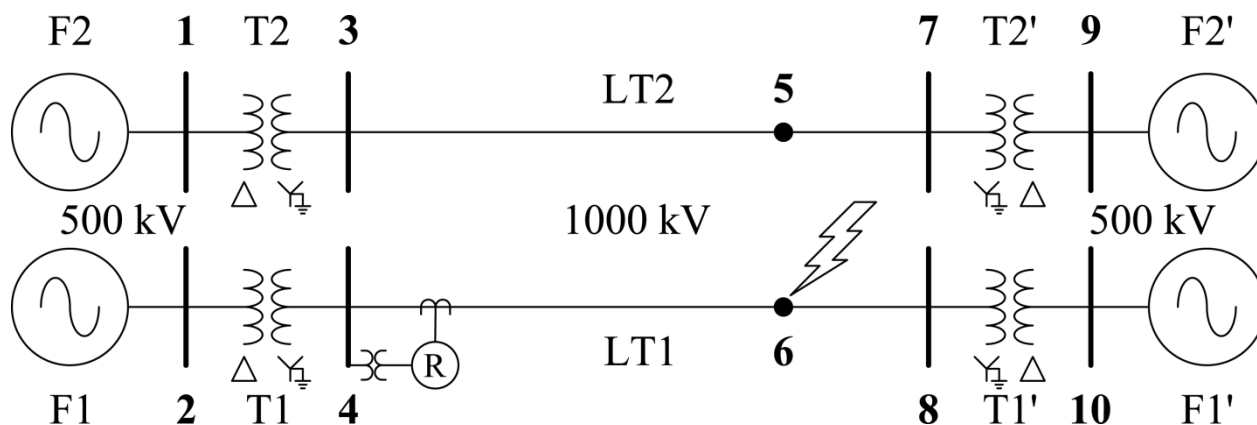


Figura 5.2 - Diagrama unifilar do sistema modelado com LTs paralelas sem barramentos comuns

Como os dados típicos das impedâncias equivalentes das fontes são calculados a partir da impedância equivalente de sequência positiva das LTs, conforme Chen e Maun (2000), estes foram determinados novamente considerando agora a impedância equivalente de sequência positiva de apenas uma das LTs — e não a equivalente em paralelo das duas. Os dados resultantes são apresentados na Tabela 5.2.

Assim como na Subseção 4.2.1, os curto-circuitos foram calculados em componentes simétricas fazendo uso da teoria de grafos. Os diagramas de impedância de sequência positiva, negativa e zero para o sistema da Figura 5.2 e o grafo orientado associado aos mesmos diagramas são expostos respectivamente nas Figuras 5.3 e 5.4. As fontes de tensão foram ajustadas de forma que as tensões pré-falta nas barras 4 e 3 fossem iguais a 0,93 pu e 1,07 pu, de modo respectivo, ambas com ângulo 0° , e o carregamento pré-falta de cada LT fosse igual a P_0 . As outras premissas assumidas na subseção sobredita foram mantidas.

Tabela 5.2 - Impedâncias equivalentes das fontes independentes

Tipo	Sequência positiva (Ω)	Sequência zero (Ω)
Forte	$0,15882 + j9,0986$	$0,47638 + j13,642$
Média	$1,786 + j34,078$	$3,567 + j33,938$
Fraca	$9,914 + j113,32$	$39,505 + j224,04$

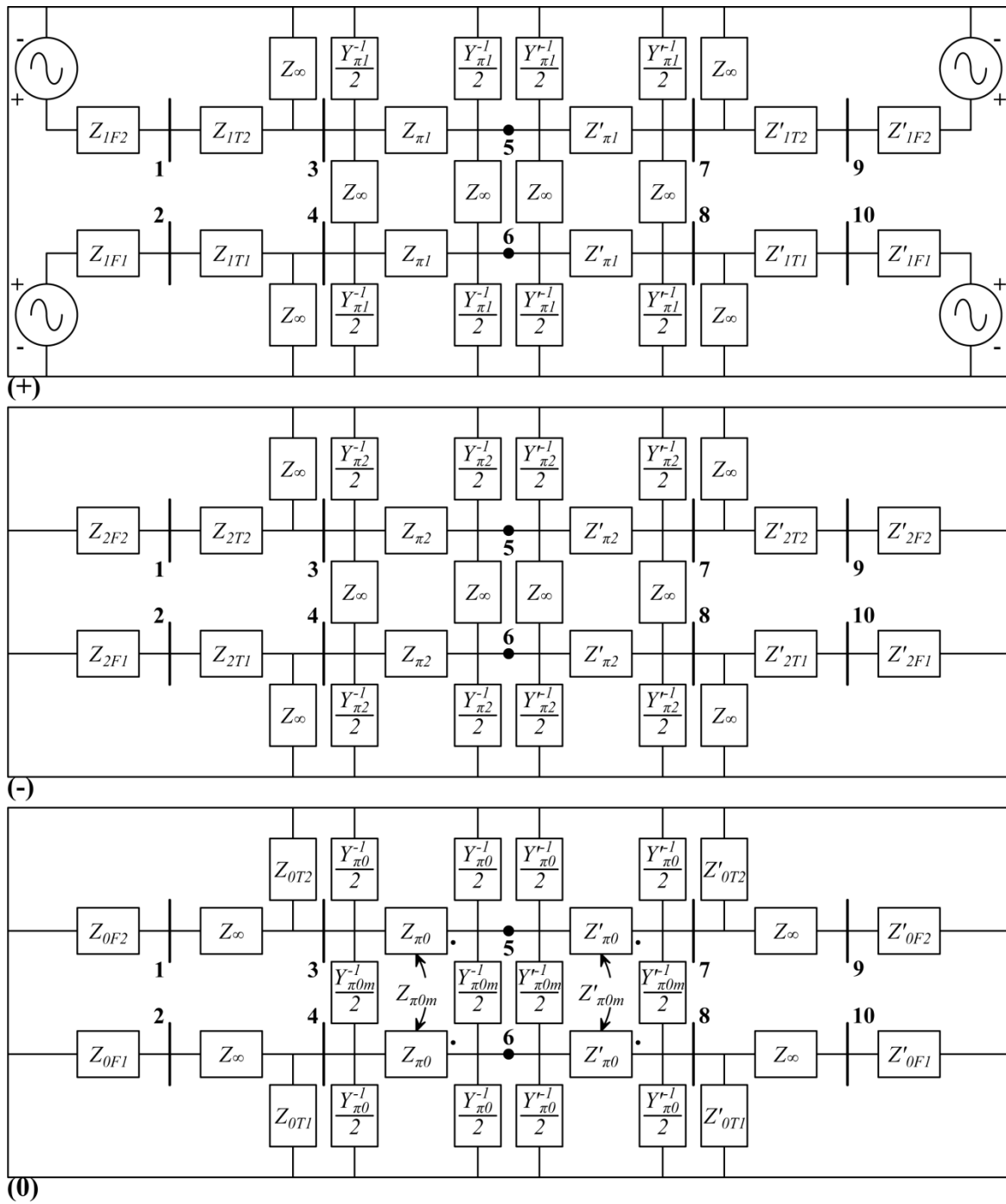


Figura 5.3 - Diagrama de impedâncias sequenciais do sistema modelado com LTs paralelas sem barramentos comuns

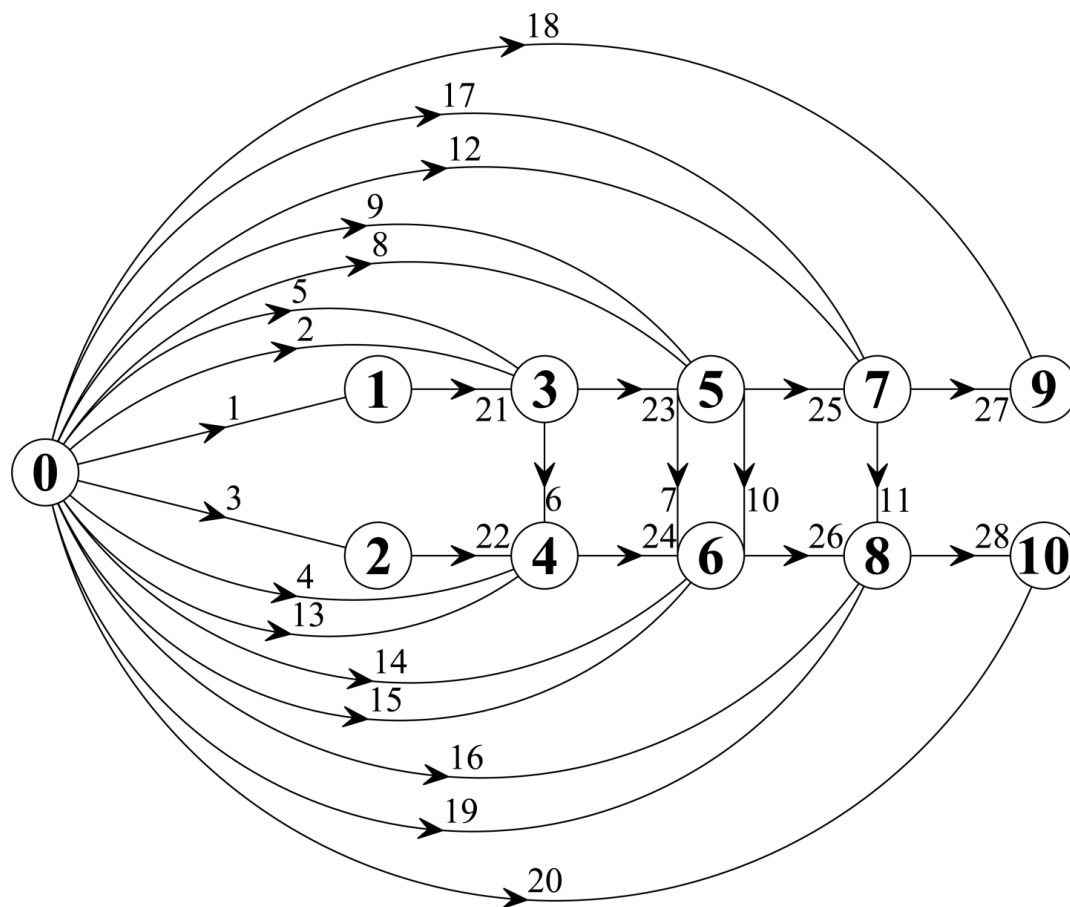


Figura 5.4 - Grafo orientado para o sistema modelado com LTs paralelas sem barramentos comuns

Assumindo uma configuração de fontes $F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}$ — o que indica que para F1 e F2 foram utilizadas impedâncias equivalentes de uma fonte do tipo forte, segundo a Tabela 5.2, ao passo que para F1' e F2', do tipo média —, curtos-circuitos AT francos foram aplicados na barra 6 ao longo de todo o comprimento de LT1, com passo de $0,01\ell$. As impedâncias aparentes calculadas pela unidade AT de R (ver Figura 5.2) empregando os algoritmos propostos para LTs longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos terminais comuns (Z_{RNC}) e independentes (Z_{RNC}^*), com parâmetros de compensação de sequência zero exatos nos dois casos, são mostradas na Figura 5.5. A impedância de sequência positiva da linha (Z_L) é destacada, a fim de comparação. Tendo em vista a Figura 5.4, as correntes I_a , I_o e I_{os} foram tomadas respectivamente como $I_a(24) - I_a(13) - I_a(6)$, $I_o(24) - I_o(13) - I_o(6)$ e $I_o(23) - I_o(5) + I_o(6)$, de modo que a corrente no ramo da admitância mútua equivalente de sequência zero do elemento 6 é agora considerada — atendendo a (5.2).

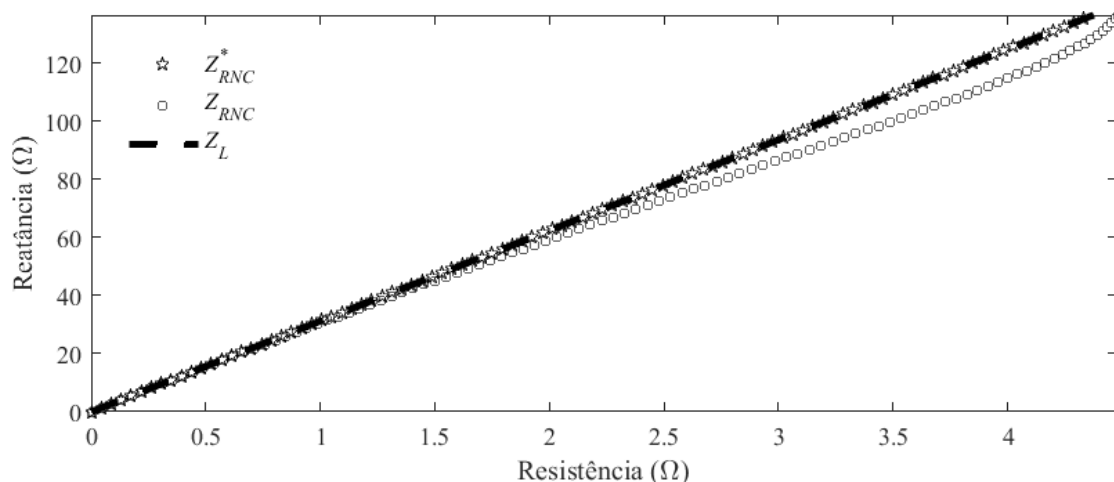


Figura 5.5 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R utilizando os algoritmos propostos para LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns e independentes

Nota-se na Figura 5.5 uma total equivalência entre Z_{RNC}^* e Z_L , tendo sido logrados erros nulos para todos os casos em que tal algoritmo de proteção foi empregado, o que comprova a exatidão de sua formulação. Já para as impedâncias aparentes calculadas pelo algoritmo proposto na Seção 4.2 para LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns, são percebidos desvios com relação às impedâncias de sequência positiva dos trechos defeituosos (xZ_I), especialmente para faltas aplicadas a longas distâncias, em consequência da crescente capacitância mútua de sequência zero. A Figura 5.6 detalha os erros relativos percentuais dos módulos de Z_{RNC} , computados de acordo com (4.38).

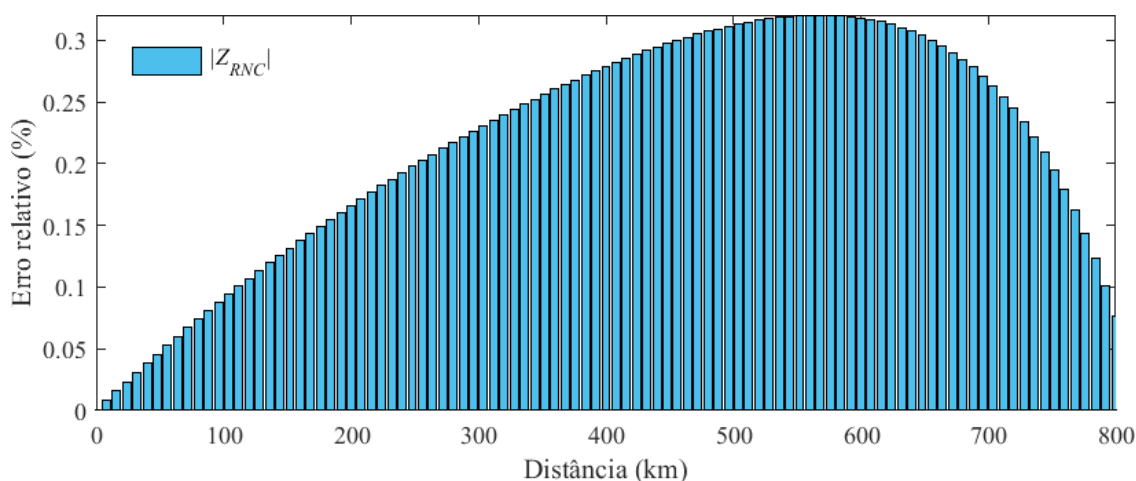


Figura 5.6 - Erros relativos percentuais dos módulos das impedâncias aparentes vistas pelo algoritmo proposto para LTs paralelas conectadas a barramentos terminais comuns

Apura-se na Figura 5.6 um erro relativo percentual máximo de 0,32% para o módulo de Z_{RNC} visto para um defeito simulado a 568 km do terminal emissor de LT1. O erro relativo percentual médio contabilizado foi de 0,22%, sendo, portanto, não muito expressivo para o sistema avaliado.

5.3. Abordagem prática para os novos parâmetros de compensação de sequência zero

Com o propósito de examinar a adequabilidade da abordagem de parâmetros de compensação de sequência zero constantes ao algoritmo proposto na Seção 5.1, a Figura 5.7 mostra as variações dos módulos e das fases dos novos parâmetros de compensação de tensão de sequência zero, k_{Vp}^* e k_{Vm}^* , para extensões de até 190° elétricos admitindo a configuração de LTs paralelas adotada nesta tese (vide Tabela 4.5).

Certifica-se que, de modo similar a k_{lp} e k_{ml} (redesignado k_{lm}) na Subseção 4.2.2, os novos parâmetros de compensação de tensão de sequência zero não variam substancialmente ao longo de distâncias de até aproximadamente 1000 km. A Figura 5.8 apresenta as impedâncias aparentes estimadas pela unidade AT de R usando o novo algoritmo proposto (vide Tabela 5.1) com parâmetros de compensação de sequência zero constantes, calculados para valores de x variando de 0 a ℓ , com passo de $0,1\ell$, frente a faltas AT francas simuladas na barra 6 ao longo de toda a extensão de LT1, com passo de $0,01\ell$, para diferentes sistemas terminais. Os valores de x , de 0 a 800 km, são retratados por um gradiente na cor interna dos marcadores das impedâncias aparentes, de verde a vermelha.

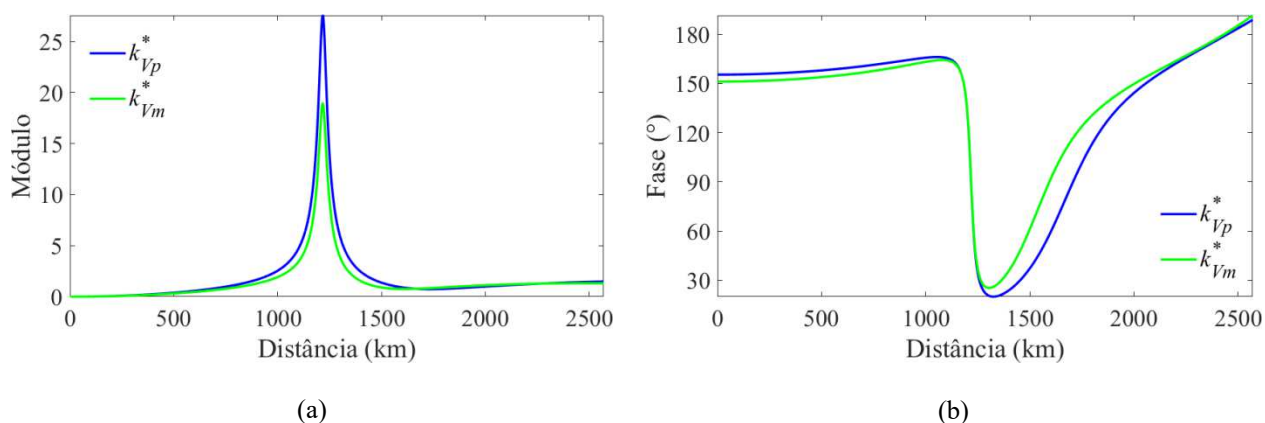


Figura 5.7 - Variações dos (a) módulos e das (b) fases dos novos parâmetros de compensação de tensão de sequência zero

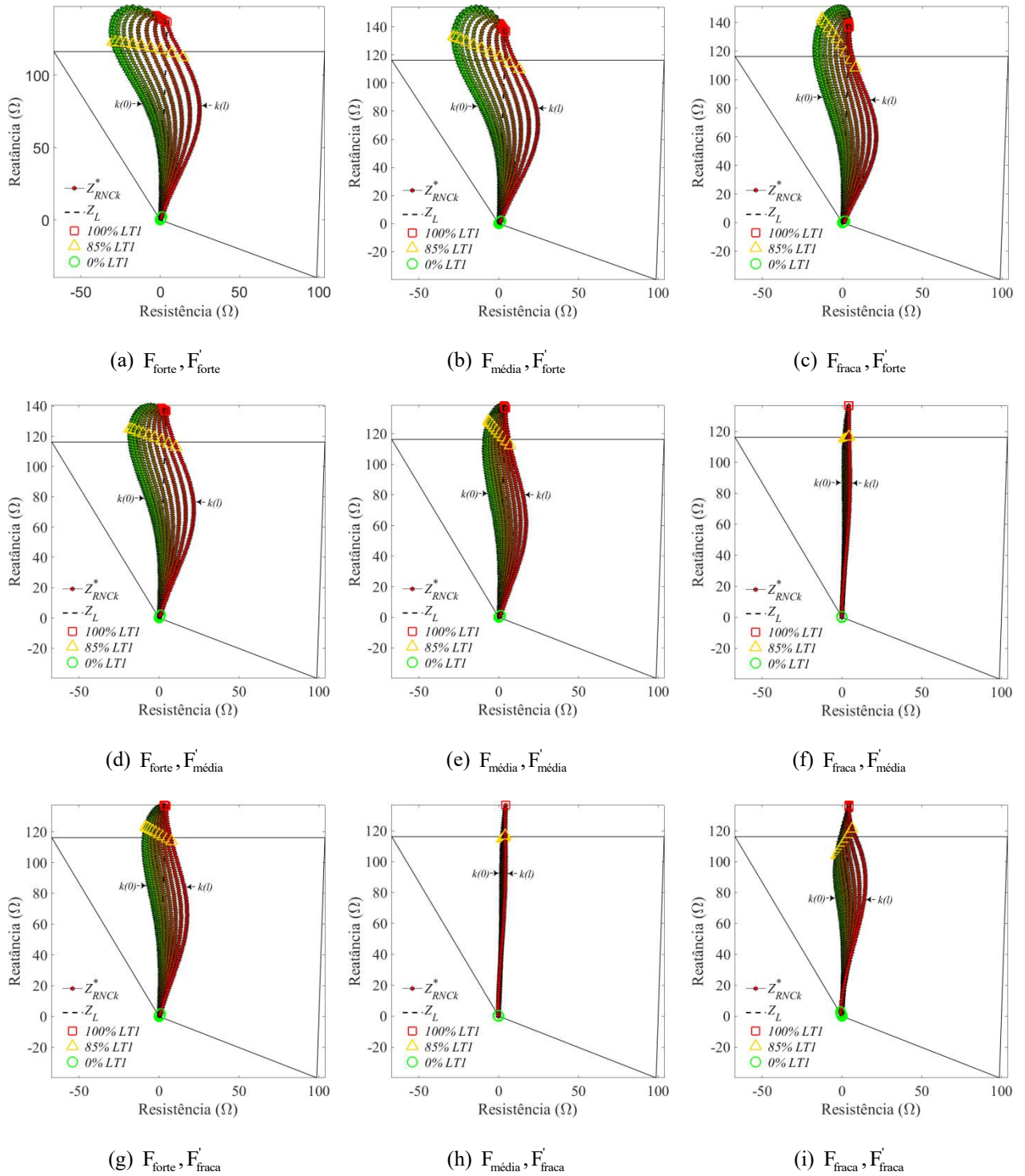


Figura 5.8 - Impedâncias aparentes calculadas pela unidade AT de R usando o algoritmo proposto para LTs paralelas sem barramentos comuns com parâmetros de compensação de sequência zero constantes

Na Tabela 5.3 são especificados os subalcances e sobrealcances máximos atingidos na Figura 5.8 para cada condição analisada, além dos respectivos valores de x para os quais tais fenômenos ocorreram.

Comparando os resultados minuciados na Tabela 5.3 com aqueles da Tabela 4.8, não se observam divergências significativas. Exceto para as configurações $F_{\text{média}}, F'_{\text{forte}}$, $F_{\text{média}}, F'_{\text{média}}$, $F_{\text{fraca}}, F'_{\text{forte}}$ e $F_{\text{fraca}}, F'_{\text{fraca}}$, independentemente do valor de x empregado no cálculo de k_{Vp}^* , k_{Vm}^* , k_{Ip} e k_{Im} constantes, o relé subalcança ou sobrealcança trechos máximos de aproximadamente 4% de ℓ . Adotando $x = \ell$, conforme sugerido por Xu et al. (2008), um subalcançe máximo de aproximadamente 5% de ℓ é constatado para a configuração $F_{\text{fraca}}, F'_{\text{fraca}}$, que não é típica de sistemas que compreendem LTs longas, sendo verificados desempenhos aceitáveis para todas as demais configurações. Em virtude do exposto, pode-se afirmar que a formulação proposta na Seção 5.1 é também adequada para implementação em tempo real como um algoritmo de proteção de zona 1.

Tabela 5.3 - Subalcances e sobrealcances máximos de R empregando o algoritmo proposto para linhas paralelas sem barramentos comuns com parâmetros de compensação de sequência zero constantes

Configuração	$U_{\text{máx}}$	$O_{\text{máx}}$
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{forte}}$	$\approx 2\% \Rightarrow k(0)$	$\approx 2\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{média}}$	$\approx 4\% \Rightarrow k(0)$	$\approx 2\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{\text{forte}}, F'_{\text{fraca}}$	$\approx 4\% \Rightarrow k(0)$	$\approx 1\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{\text{média}}, F'_{\text{forte}}$	$\approx 6\% \Rightarrow k(0)$	$\approx 3\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{\text{média}}, F'_{\text{média}}$	$\approx 7\% \Rightarrow k(0)$	$\approx 2\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{\text{média}}, F'_{\text{fraca}}$	$< 1\% \Rightarrow k(\ell)$	$\approx 1\% \Rightarrow k(0)$
$F_{\text{fraca}}, F'_{\text{forte}}$	$\approx 11\% \Rightarrow k(0)$	$\approx 4\% \Rightarrow k(\ell)$
$F_{\text{fraca}}, F'_{\text{média}}$	$< 1\% \Rightarrow k(\ell)$	$< 1\% \Rightarrow k(0)$
$F_{\text{fraca}}, F'_{\text{fraca}}$	$\approx 5\% \Rightarrow k(\ell)$	$\approx 7\% \Rightarrow k(0)$

5.4. Impacto de elevadas resistências de falta

A Figura 5.9 apresenta as impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R, utilizando o novo algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero exatos, frente a faltas AT com $R_F = 0:10:150 \Omega$ aplicadas na barra 6 ao longo de ℓ , com passo de 8 km, para uma configuração de fontes $F_{forte}, F'_{média}$. Os valores de R_F são indicados por um gradiente na cor interna dos marcadores de Z_{RNC}^* , de branca a azul-escura.

Observam-se sobrealcances de trechos maiores que 5% de ℓ para todos os valores não nulos de R_F . Tais resultados corroboram aqueles das Figuras 4.14, 4.15 e 4.21, de forma que se recomenda a utilização do novo algoritmo proposto em um esquema adaptativo em conjunto com módulos auxiliares existentes na literatura.

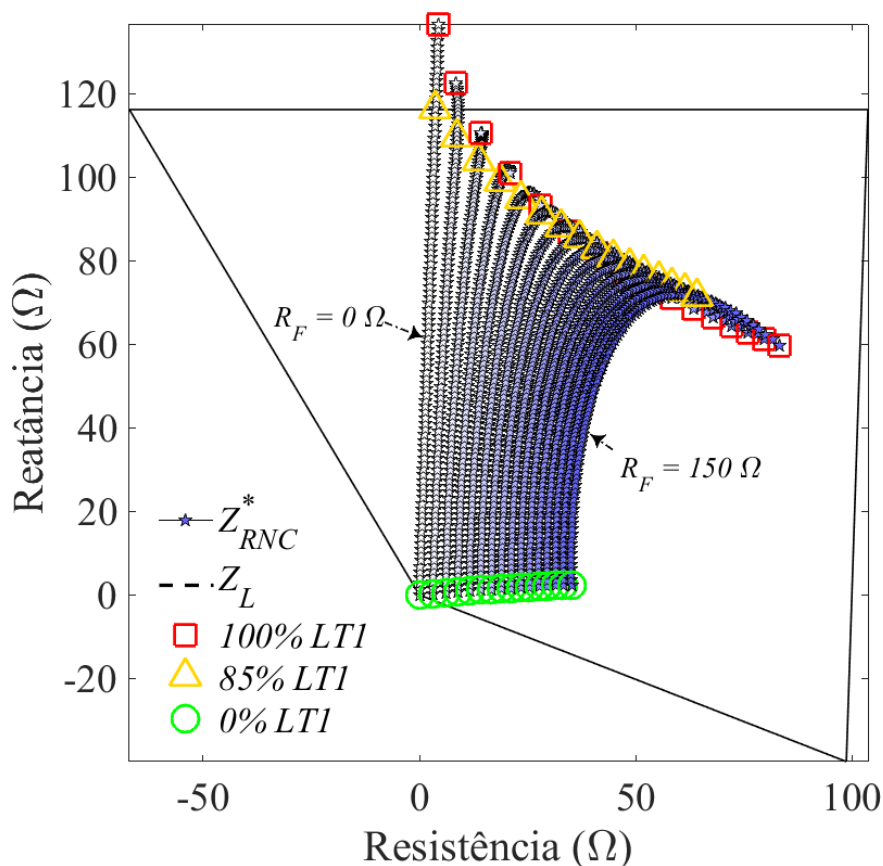


Figura 5.9 - Impedâncias aparentes vistas pela unidade AT de R usando o algoritmo proposto para LTs paralelas sem barramentos comuns frente a faltas AT com $R_F = 0:10:150 \Omega$

Capítulo 6

CONCLUSÕES

Nesta tese foram propostos novos algoritmos de proteção de distância de zona 1 aplicáveis a LTs longas paralelas ou de circuito duplo equilibradas conectadas a barramentos comuns ou independentes em ambos os terminais.

No Capítulo 2 foi abordado sumariamente o estado da arte sobre proteção digital de sistemas elétricos de potência, com destaque para trabalhos correlatos a esta tese e para o contexto no qual esta se insere.

No Capítulo 3 foi realizada uma revisão bibliográfica dos modelos de LTs considerados nos sistemas a partir dos quais foram derivadas as formulações propostas nesta tese. Tal explanação, ainda que sucinta, fez-se necessária para a viabilização de uma melhor compreensão da abrangência e, conseqüentemente, das limitações dos algoritmos de proteção decorrentes.

No Capítulo 4 foi proposto e simulado extensivamente um algoritmo de proteção adequado para LTs longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos terminais comuns. Na Seção 4.1 foram apresentados os algoritmos existentes que serviram de ponto de partida para a proposição do novo algoritmo. As seleções das grandezas de entrada convenientemente não foram detalhadas por se tratarem de algoritmos já bem estabelecidos na literatura. Na Seção 4.2 foi descrita em minúcias a dedução da formulação proposta, de forma a permitir sua reprodução por pesquisadores de áreas afins.

Na Subseção 4.2.1, a exatidão da formulação proposta foi provada com o uso da teoria de grafos, tendo o sistema teste sido modelado de modo igual ao do sistema utilizado para a derivação de tal formulação. Os erros obtidos para as impedâncias aparentes relativamente às impedâncias de sequência positiva dos trechos defeituosos foram nulos. Já o algoritmo

convencional se mostrou ineficaz para a detecção de faltas aplicadas a longas distâncias, corroborando resultados da literatura.

Na Subseção 4.2.2, a aplicabilidade da abordagem de parâmetros de compensação de sequência zero constantes à formulação proposta foi atestada. Foram constatadas variações irrelevantes de k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} ao longo de distâncias de até aproximadamente 800 km para diferentes configurações de LTs paralelas ou de circuito duplo. O algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes se mostrou mais vantajoso que o algoritmo convencional em todas as condições analisadas, tendo sido alcançados resultados mais aprimorados ao se determinar k_{Vp} , k_{Ip} e k_{ml} constantes a partir de valores de x próximos àquele do limite do alcance da zona 1. Tal abordagem se evidenciou possível para o algoritmo proposto também em LTs paralelas com extensões totais superiores a 800 km, desde que tal comprimento não ultrapasse $\frac{1}{4}$ de comprimento de onda. Isto posto, o algoritmo proposto se provou apropriado para implementação em tempo real como um algoritmo de zona 1, já que pode fazer uso de expressões analíticas satisfatoriamente. Destarte, a principal vantagem do algoritmo proposto em relação aos existentes é a ponderação dos efeitos capacitivo, de propagação e do acoplamento mútuo de sequência zero, mesmo que restrito a LTs paralelas equilibradas conectadas a barramentos comuns em ambos os terminais, sem a necessidade do emprego de métodos iterativos. Normalmente, LTs longas são equilibradas, além do que, tal configuração de barramentos é a mais abordada na literatura. Com relação ao custo de implementação, se comparado ao do algoritmo convencional, para o algoritmo proposto usando constantes de compensação de sequência zero apenas uma entrada adicional é requerida — para $k_{Vp}V_0$ —, sendo as formulações de tais constantes mais abrangentes do que aquelas de k e k_m .

Na Subseção 4.2.3, o impacto da resistência de falta no desempenho do algoritmo proposto foi analisado para diferentes sistemas terminais e níveis de carregamento pré-falta. Um comportamento dual foi apurado para o algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero exatos ao se considerar as duas LTs operando a vazio e com o dobro da potência natural de cada linha, haja vista a predominância dos efeitos capacitivo e indutivo, respectivamente. Para o primeiro carregamento pré-falta, o relé subalcançou trechos significativos da LT faltosa, ao passo que para o segundo, sobrealcançou — sendo ambos os fenômenos tanto mais pronunciados quanto maior o valor de R_F . Ao se admitir um carregamento pré-falta igual à potência natural, o qual é recomendado para LTs longas, houve predominância

de ocorrência de fenômenos de sobrealcance, sobretudo quando fontes fortes foram envolvidas, sendo estes altamente dependentes do alcance resistivo ajustado para a característica de operação. Todavia, o relé desempenhou satisfatoriamente para faltas aplicadas em trechos de pelo menos até aproximadamente 68% do comprimento total da LT faltosa a partir de seu extremo emissor. Comparando o desempenho do algoritmo proposto com k_{vp} , k_{lp} e k_{ml} constantes com aquele do algoritmo convencional, comprovou-se que o algoritmo proposto é mais vantajoso que o convencional como algoritmo de proteção de zona 1, já que previne subalcances para curtos-circuitos aplicados a longas distâncias com resistências de falta de valores baixos a moderados em LTs longas paralelas. Ainda assim, foi explicitada uma necessidade de adoção de medidas complementares, como a utilização de um relé direcional de sequência zero ou de um módulo auxiliar, além de uma característica de operação adaptativa, para se resguardar o sistema de curtos-circuitos com elevadas resistências de falta. Salienta-se que tal limitação também ocorre para o algoritmo convencional, tendo em conta que ambos os algoritmos são deduzidos admitindo curtos-circuitos francos.

Na Subseção 4.2.4 foi averiguado o sobrealcance para faltas externas ao se usar algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes. Tendo em vista que LTs longas geralmente são conectadas a pelo menos uma fonte forte, confirmou-se o sobrealcance para faltas em linhas à frente da protegida como uma fragilidade do algoritmo proposto. Dado que nas análises foram consideradas impedâncias aparentes vistas em regime permanente de falta, não se pôde concluir incisivamente a respeito da coordenação dos relés do sistema, já que para isso seriam necessárias análises no domínio do tempo. Visto que esta tese é dedicada à proposição de algoritmos de proteção para LTs longas paralelas equilibradas, sendo estes derivados somente das soluções em regime permanente dos sistemas modelados para tal, avaliações de comportamentos dinâmicos estão fora de seu escopo.

Na Subseção 4.2.5 foi verificada a sensibilidade dos algoritmos convencional e proposto a erros nas impedâncias de sequência zero longitudinal e mútua. O impacto de tais erros no desempenho do algoritmo convencional para faltas a curtas e médias distâncias poderia ser circunstanciado ao se considerar LTs curtas e médias para o sistema teste, o que excede o escopo deste trabalho. Entretanto, é notável nas avaliações realizadas que a inserção de erros nos parâmetros de sequência zero piora a performance do relé usando o algoritmo convencional, ainda que em alguns casos haja compensação de erros. É importante frisar que nesta tese são

consideradas em regra condições ideais, de forma que outros erros, como aqueles associados a transformadores para instrumentos e estimação de fasores, por exemplo, não foram considerados, sendo que estes poderiam tanto melhorar quanto piorar as respostas alcançadas. Já o algoritmo proposto não teve seu desempenho comprometido pelos erros nas impedâncias de sequência zero longitudinal e mútua isoladamente, apesar de se mostrar sensível, tendo sido constatados resultados aceitáveis para as condições analisadas.

Na Subseção 4.2.6 foi verificada a aplicabilidade em LTs longas paralelas de uma abordagem de prevenção de falsas operações empregada em LTs curtas paralelas, admitindo então algoritmos de proteção não convencionais, adequados para linhas longas. Comparando com o algoritmo convencional, apesar de o algoritmo proposto aprimorar a sensibilidade do relé da LT faltosa, ele também se mostrou propenso a aumentar a possibilidade de falsas operações do relé da linha sã, sendo que isto reforça a necessidade de uma medida de prevenção de tais ocorrências. Desabilitando a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero, as operações simultâneas foram minimizadas, principalmente quando de sistemas terminais envolvendo fontes fortes, o que é um aspecto favorável para o contexto de LTs longas. Como o alcance resistivo da característica de operação da zona 1 exerceu uma alta influência nos resultados alcançados, sugeriu-se como medida complementar à desativação da compensação do acoplamento mútuo de sequência zero em um esquema de proteção de distância adaptativo que emprega algoritmos de proteção não convencionais, aplicáveis a linhas longas, uma redução do alcance resistivo — que não chegue a comprometer a segurança do sistema — quando for detectado curto-circuito na outra LT paralela. A simulação de defeitos não francos confirmou a tendência de as impedâncias aparentes se afastarem da característica de operação do relé da linha sã à proporção que se aumenta o valor de R_F , contudo, indicou uma propensão a falsas operações para faltas aplicadas nas proximidades do extremo receptor da LT faltosa. Ainda, como são realizadas análises em regime permanente de falta, uma operação antecedente de R1 poderia influenciar os resultados obtidos para R2. Por último, a utilização da razão entre as magnitudes das correntes de sequência zero das LTs sã e faltosa se provou viável como critério para se desabilitar a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero e insensível à variação de R_F .

Na Subseção 4.2.7 foi analisada a influência da modelagem do acoplamento mútuo de sequência zero na precisão do algoritmo proposto. Usando um modelo baseado em admitâncias para o cálculo dos curtos-circuitos — do qual, inclusive, a abordagem é adotada em programas

como o ATP —, não se obtiveram mais erros nulos para as impedâncias aparentes calculadas pelo relé utilizando o algoritmo proposto, todavia, os desvios apurados foram mínimos. Mesmo assim, tais erros podem indicar singularidades dos modelos de LTs confrontados.

No Capítulo 5 foi proposto e simulado um algoritmo de proteção aplicável a LTs longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos independentes em ambos os terminais. Na Seção 5.1 foi pormenorizada a dedução da nova formulação proposta, a qual é mais precisa que aquela obtida no Capítulo 4 à custa de uma entrada adicional para relé, referente à tensão de sequência zero da outra LT paralela. Na Seção 5.2 foi comprovada a exatidão da nova formulação proposta com a utilização da teoria de grafos. Para um sistema compreendendo duas LTs longas independentes correndo em paralelo, obteve-se uma total correspondência entre as impedâncias aparentes computadas pelo novo algoritmo proposto e as impedâncias de sequência positiva dos trechos faltosos, enquanto as impedâncias aparentes vistas pelo algoritmo sugerido no Capítulo 4 apresentaram desvios, ainda que pouco proeminentes, decorrentes da desconsideração parcial da admitância mútua de sequência zero. Na Seção 5.3 foi confirmada a adequabilidade da abordagem de parâmetros de compensação de sequência zero constantes ao novo algoritmo proposto, tendo em conta os dois novos parâmetros de compensação de tensão de sequência zero: k_{Vp}^* e k_{Vm}^* . Não foram notadas variações expressivas para tais parâmetros ao longo de distâncias de até aproximadamente 1000 km. Os resultados obtidos para o novo algoritmo proposto com parâmetros de compensação de sequência zero constantes não divergiram significativamente daqueles apurados na Subseção 4.2.2 para o algoritmo proposto para LTs longas paralelas equilibradas conectadas a barramentos terminais comuns, corroborando sua aplicabilidade como algoritmo de proteção de zona 1. Na Subseção 5.3 foram atestados sobrealcances do relé usando o novo algoritmo proposto para faltas com elevados valores de R_F em um sistema envolvendo fontes dos tipos forte e média. Tal comportamento se assemelha àquele discutido em pormenores nas Subseções 4.2.3 e 4.2.4. Portanto, sugere-se a implementação do novo algoritmo proposto em relés existentes, como alternativa em relação ao algoritmo convencional, também em um esquema adaptativo no qual a compensação do acoplamento mútuo de sequência zero possa ser desabilitada, em conjunto, por exemplo, com módulos auxiliares existentes na literatura para a detecção de curtos-circuitos com elevadas resistências de falta.

Por fim, a escolha entre os algoritmos propostos nos Capítulos 4 e 5 deve ser balizada pela praticidade de se empregar uma entrada adicional para o relé.

São propostas de continuidade desta tese de doutorado:

1. avaliar o comportamento dinâmico do relé ao utilizar os algoritmos propostos;
2. propor adaptações para os algoritmos propostos em sistemas com compensação série capacitiva ou compensação reativa em derivação;
3. propor um método auxiliar para a detecção de defeitos com elevadas resistências de falta a partir das formulações desenvolvidas nesta tese;
4. investigar o impacto do desequilíbrio e do desbalanceamento de LTs no desempenho dos algoritmos propostos;
5. comparar o desempenho dos algoritmos propostos com o de Abdollahzadeh, Mozafari e Jazaeri (2016);
6. investigar outros tipos de polarização do relé 21, avaliando casos de perda de direcionalidade;
7. avaliar o desempenho dos algoritmos propostos em conjunto com outras LTs e relés para avaliação da coordenação/alcance;
8. propor um algoritmo de proteção de zona 1 adequado para LTs longas paralelas desequilibradas.

REFERÊNCIAS

ABDOLLAHZADEH, H.; MOZAFARI, B.; JAZAERI, M. A functional auxiliary module for 1st-zone conventional distance relays of double-circuit lines to eliminate high fault resistance-introduced under-reach. **International Journal of Electrical Power and Energy Systems**, v. 71, p. 315–326, 2015.

ABDOLLAHZADEH, H.; MOZAFARI, B.; JAZAERI, M. A new ground impedance measuring element for digital distance relaying of long parallel lines in high fault resistance conditions. **International Transactions on Electrical Energy Systems**, v. 26, p. 1376–1396, 2016.

ABBOUD, R.; DOLEZILEK, D. Domínio do tempo e seus benefícios aplicados à nova dinâmica do sistema elétrico. In: ENCONTRO PARA DEBATES DE ASSUNTOS DE OPERAÇÃO, 15., 2018, Rio de Janeiro. **Anais...** Rio de Janeiro: CIGRÉ-Brasil/ONS, 2018. p. 1–14.

ALÍPIO, R.; VISACRO, S. Frequency dependence of soil parameters: effect on the lightning response of grounding electrodes. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 55, p. 132–139, 2013.

ARAÚJO, M. R. **Proteção de distância em linhas de transmissão longas e extralongas**. 2015. 122 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2015.

ARAÚJO, M. R. Proteção de distância não convencional em linhas de transmissão paralelas de pouco mais de meio comprimento de onda. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS, 6., 2016, Natal. **Anais...** Natal: Funpec/UFRN, 2016. p. 1–6.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. A practical first-zone distance relaying algorithm for long parallel transmission lines. **Electric Power Systems Research**, v. 146, p.17–24, 2017.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Distance protection algorithm for long parallel transmission lines with no common bus. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 35, n. 2, p. 1059–1061, 2020.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Influence of mutual coupling modelling on the effectiveness of a distance relaying algorithm applicable to long parallel transmission lines. In: THE IET INTERNATIONAL CONFERENCE ON DEVELOPMENTS IN POWER SYSTEM PROTECTION, 14., 2018a, Belfast (UK). **Proceedings...** Belfast (UK): The IET, 2018a. p. 1–6.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Influence of mutual coupling modelling on the effectiveness of a distance relaying algorithm applicable to long parallel transmission lines. **The Journal of Engineering**, v. 2018b, n. 15, p. 1043–1047, 2018b.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Prevenção de falsas operações de relés de distância em linhas de transmissão longas paralelas. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA, 22., 2018c, João Pessoa. **Anais...** João Pessoa: UFPB, SBA/IFAC e IFPB, 2018c. p. 1–6.

ARAÚJO, M. R.; PEREIRA, C. Sensibilidade de algoritmos de proteção de distância adequados para linhas de transmissão paralelas a erros nos parâmetros de sequência zero. In: ENCONTRO REGIONAL IBERO-AMERICANO DO CIGRÉ, 18., 2019, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: CIGRÉ-Brasil/ITAIPU Binacional, 2019. p. 1–8.

BHALJA, B.; MAHESHWARI, R. High-resistance faults on two terminal parallel transmission line: analysis, simulation studies, and an adaptive distance relaying scheme. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 22, n. 2, p. 801–812, 2007.

BI, T.; LI, W.; XU, Z.; YANG, Q. First-zone distance relaying algorithm of parallel transmission lines for cross-country grounded faults, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 27 n. 4, p. 2185–2192, 2012.

CARSON, J. Wave propagation in overhead wires with ground return, **Bell Systems Technical Journal**, v. 5, p. 539–556, 1926.

CHAIWAN, P.; KANG, N.; LIAO, Y. New accurate fault location algorithm for parallel transmission lines using local measurements, **Electric Power Systems Research**, v. 108, p. 68–73, 2014.

CHEN, Z.; MAUN, J. Artificial neural network approach to single-ended fault locator for transmission lines. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 15, n. 1, p. 370–375, 2000.

DE CONTI, A. **Parâmetros de Linhas de Transmissão Aéreas (Teoria Clássica)**. 01 ago. 2016a, 13 dez. 2016. 30 f. Notas de Aula.

DE CONTI, A. **Solução das Equações de Linha de Transmissão no Domínio da Frequência**. 01 ago. 2016b, 13 dez. 2016. 79 f. Notas de Aula.

DIAS, R. **Derivação ou injeção de energia em uma linha de transmissão de pouco mais de meio comprimento de onda por dispositivos de eletrônica de potência**. 2008. 261 f. Tese (Doutorado) – Curso de Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2008.

DIAS, R.; LIMA, A.; PORTELA, C.; AREDES, M. Extra long-distance bulk power transmission. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 26, n. 3, p.1440–1448, jul. 2011.

EISSA, M.; MASOUD, M. A novel digital distance relaying technique for transmission line protection. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 16, n. 3, p.380–384, jul. 2001.

ELECTRO-MAGNETIC TRANSIENTS PROGRAM. **Theory Book**. Portland: EMTP User Group, 1995.

FABIÁN E., R.; TAVARES, M. Distance protection for half wavelength transmission lines. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS, 11., 2015, Cavtat. **Proceedings...** Cavtat: IPST, 2015. p. 1–6.

GENERAL ELECTRIC COMPANY. **Transmission line reference book: 345 kV and above.** 2. ed. Palo Alto, CA: Electric Power Research Institute, 1982.

GIL, A. **Como elaborar projetos de pesquisa.** 4. ed. São Paulo: Atlas, 2002.

GILCREST, G.; ROCKEFELLER, G.; UDREN, E. High-speed distance relaying using a digital computer I - System description. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. 91, n. 3, p. 1235–1243, 1972.

GLOVER, J.; SARMA, M.; OVERBYE, T. **Power system analysis and design.** 5. ed. Stamford, CT: Cengage Learning, 2012.

GRIFFIN, C. Principles of ground relaying for high voltage and extra high voltage transmission lines. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. 102, n. 2, p. 420–432, 1983.

HOROWITZ, S.; PHADKE, A.; THORPE, J. Adaptive transmission system relaying, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 3 n. 4, p. 1436–1445, 1998.

HU, Y.; NOVOSEL, D.; SAHA, M.; LEITLOFF, V. An adaptive scheme for parallel-line distance protection. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 17, n. 1, p. 105–110, 2002.

JONGEPIER, A.; SLUIS, L. Adaptive distance protection of a double-circuit line. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 9, n. 3, p. 1289–1297, 1994.

KANG, N.; LIAO, Y. Equivalent PI circuit for zero-sequence double circuit transmission lines. In: POWER AND ENERGY SOCIETY GENERAL MEETING, 2012, San Diego, CA. **Proceedings...** San Diego, CA: IEEE, 2012. p. 1–6.

KÜSEL, B. **Proteção de linhas de transmissão com pouco mais de meio comprimento de onda.** 2014. 132 f. Dissertação (Mestrado) – Curso de Engenharia Elétrica, Universidade de Brasília, Brasília, 2014.

KÜSEL, B., LOPES, F., SILVA, K. Unconventional distance protection in half-wavelength transmission lines. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS, 11., 2015, Cavtat. **Proceedings...** Cavtat: IPST, 2015. p. 1–7.

LIAO, Y.; ELANGOVA, S. Digital distance relaying algorithm for first-zone protection for parallel transmission lines. **IEE Proceedings – Generation, Transmission and Distribution**, v. 145, n. 5, p. 531–536, 1998.

MARTINS, A. **Filosofia e critérios para ajuste de proteção de linhas de transmissão com base em um caso real.** 2014. 56 f. Monografia (Especialização) – Curso de Engenharia de Sistemas Elétricos de Potência, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2014.

- MANN, B.; MORRISON, I. Digital calculation of impedance for transmission line protection. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. 90, n. 1, p. 270–279, 1971.
- MESZAROS, R., KILYENI, S., BARBULESCU, C., MIHALCEA, M. Recent trends regarding distance protection: a review. **Journal of Sustainable Energy**, v. 8, n. 4, p.153–158, dec. 2017.
- PAUL, C. **Analysis of Multiconductor Transmission Lines**. 2. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, Inc., 2008.
- PEREIRA, C. **Redes elétricas no domínio da frequência: técnicas de análise, modelos de componentes, técnicas computacionais**. São Paulo: Artliber, 2015.
- PEREIRA, C. **Proteção de distância**. 05 ago. 2013, 09 dez. 2013. 90 f. Notas de Aula.
- PORTELA, C.; SILVA, J.; ALVIM, M. Non-conventional AC solutions adequate for very long distance transmission – an alternative for the Amazon transmission system. In: IEC/CIGRE UHV SYMPOSIUM BEIJING, 2007, Beijing. **Anais...** p. 1–29.
- QIU, Y., MA, W., DING, D., WANG, Y., CHEN, Q. Overview of research on distance protection against transition resistance. **Power System Protection and Control**, v. 47, n. 1, p.166–176, 2019.
- RIBEIRO, J.; LOPES, F. Modelling and simulation of a time-domain line protection relay. **The Journal of Engineering**, v. 2018, n. 15, p. 861–865, 2018.
- ROCKEFELLER, G. Fault protection with a digital computer. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. 88, n. 4, p. 438–464, 1969.
- ROCKEFELLER, G.; WAGNER, C.; LINDERS, J. Adaptive transmission relaying concepts for improved performance. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 3, n. 4, p. 1446–1458, 1988.
- SAHA, M.; PFISTNER, R. The state of the art of numerical relaying. **International Journal of Electrical Power and Energy Systems**, v. 13, n. 2, p. 91–99, 1991.
- SIEMENS. **SIPROTEC: distance protection 7SA6**. Nürnberg, 2011.
- SONG, G.; CHU, X.; GAO, S.; KANG, X.; JIAO, Z.; SUONAN, J. Novel distance protection based on distributed parameter model for long-distance transmission lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 28, n. 4, p. 2116–2123, 2013.
- STAGG, G.; EL-ABIAD, A. **Computer Methods in Power System Analysis**, Tokyo: McGraw-Hill, 1968.
- SUNDE, E. **Earth Conduction effects in transmission systems**. Van Nostrand: New York, 1949.

- TOZONI-REIS, M. **Metodologia da pesquisa**. 2. ed. Curitiba: IESDE Brasil, 2009.
- UPENDAR, J.; GUPTA, C.; SINGH, G. Comprehensive adaptive distance relaying scheme for parallel transmission lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 26, n. 2, p. 1039–1052, 2011.
- WHEELER, S. Influence of mutual coupling between parallel circuits on the setting of distance protection. **Proc. IEE**, v. 117, n. 2, p. 439–445, 1970.
- XU, Z.; HUANG, S.; RAN, LI; LIU, J.; QIN, Y.; YANG, Q.; HE, J. A distance protection relay for a 1000-kV UHV transmission line. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 23, n. 4, p.1795–1804, out. 2008.
- XU, Z.; LI, W.; BI, T.; XU, G.; YANG, Q. First-zone distance relaying algorithm of parallel transmission lines for cross-country nonearthed faults. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 26, n. 4, p.2486–2494, out. 2011.
- XU, Z.; ZHANG, X.; HE, J.; WEN, A.; LIU, Y. First-zone distance relaying algorithm of parallel transmission lines for single-phase to ground faults. **International Journal of Electrical Power and Energy Systems**, v. 80, p. 374–381, 2016.