

JÚLIO CÉSAR XAVIER CHIARADIA

Análise de Erros na Impedância Medida por Relés de  
Distâncias durante Faltas do Tipo Fase-Terra em Linhas  
de Circuitos Paralelos

Itajubá – M.G.  
2024

JÚLIO CÉSAR XAVIER CHIARADIA

Análise de Erros na Impedância Medida por Relés de  
Distâncias durante Falhas do Tipo Fase-Terra em Linhas  
de Circuitos Paralelos

Dissertação a ser apresentada à banca  
examinadora do curso de Mestrado em  
Engenharia Elétrica da UNIFEI, como requisito  
na obtenção do grau de Mestre em Ciências em  
Engenharia Elétrica.

**Orientador:** Prof.º Dr. Paulo Márcio da Silveira  
Titular da UNIFEI

Itajubá – M.G.  
2024

## **Agradecimentos**

A conclusão desta dissertação merece a lembrança de todos aqueles que contribuíram de forma direta ou indireta à sua elaboração e dos fatores que serviram como elemento propulsor, fortalecedor e incentivador do mesmo. Tanto os que participaram ativamente, quanto aos que apenas tiveram paciência e compreensão, pelos dias de ausência nos momentos em que a presença era de costume e certa.

Portanto, Deus, essa força maior e merecedora do agradecimento prioritário, pelas forças cedidas como dádivas, pela companhia em todos os momentos e pelas lições causadoras de enriquecimento humano e espiritual.

Ao Prof.º Dr. Paulo Márcio da Silveira, referência nacional na área de Proteção de Sistemas Elétricos, pela consideração, amizade, ajuda e orientação.

À família por representar um “sistema de proteção” confiável, independente de condições externas, rápido, de qualidade, resistente e ter uma vida útil indeterminada.

À Karla Chiaradia, esposa dedicada e compreensiva, e Júlia Chiaradia, filha amada, pelo apoio, paciência, compreensão, amor e companhia.

Aos professores do mestrado da UNIFEI, que tanto contribuíram para o meu crescimento acadêmico, desde a minha graduação em engenharia elétrica em 1984, bem como, a todos os professores desta tão renomada instituição de ensino, pelo conhecimento compartilhado que, de alguma forma, fizeram parte desta dissertação.

À FAPEMIG, QMAP E UNIFEI, pelo apoio financeiro e estrutural, realizados durante o desenvolvimento desta dissertação.

Às dificuldades que fortalecem, ajudam à resistência e perseverança, e contribuem para um melhor sabor da vitória final. À Vida e aos seus ensinamentos!

*“O sucesso nasce do querer, da determinação e persistência em se chegar a um objetivo. Mesmo não atingindo o alvo, quem busca e vence obstáculos, no mínimo, fará coisas admiráveis.”*

*José de Alencar*

## Resumo

A transferência de energia elétrica, desde a geração até os consumidores finais, é realizada através de um sistema ao qual se denomina Sistema Elétrico de Potência (SEP), o qual deve ter qualidade, confiabilidade e apresentar um baixo número de interrupções, curta duração do tempo sem energia e um rápido reestabelecimento no atendimento aos seus clientes.

No que diz respeito à proteção, as Linhas de Transmissão (LT) são protegidas através de IEDs (*Intelligent Electronic Devices*), contendo a função ANSI 21 (distância), muitas vezes com redundância a fim de se obter maior confiabilidade na detecção e classificação das faltas e, conseqüentemente, na operação imediata de desligamento do trecho defeituoso.

Esta dissertação de mestrado se propõe a fazer uma análise dos fatores que impactam na correta medição do relé 21, para faltas monofásicas em linhas de circuitos duplos, considerando principalmente a influência do acoplamento mútuo de sequência zero das linhas paralelas. Tal trabalho foi conduzido, primeiramente, avaliando os diversos documentos existentes na literatura, aos quais falam sobre os problemas teóricos envolvidos na correta medição do relé 21, em relação ao local do defeito. Em segundo lugar, foi utilizado o Matlab para cálculo dos erros teóricos para, em seguida, realizar simulações em uma plataforma de tempo real, no caso um Simulador Digital em Tempo Real (RTDS).

O sistema considerado no Matlab e modelado no RTDS contém uma LT de 440 kV em circuito duplo (operando em paralelo), algumas vezes com um destes circuitos desligado e aterrado, assim como duas fontes de alimentação nas extremidades. Entretanto, um elemento de distância sofre influência de diversos fatores, tais como: resistência de falta, *infeed* remoto, resistividade do solo, carregamento da linha, acoplamento mútuo de sequência zero existente em circuitos duplos que, em tese, poderiam ser minimizados utilizando-se corretas parametrizações da função 21, incluindo correntes compensadas para o caso de faltas à terra.

O sistema mencionado foi modelado no simulador digital em tempo real (RTDS), incluindo os relés de proteção 21 virtuais em cada um dos circuitos da linha paralela, com o objetivo de analisar os resultados de simulações no que tange às suas medições das impedâncias durante faltas fase-terra em diferentes posições ao longo de um dos circuitos, considerando ainda diferentes valores de resistências de falta, tendo ou não um fator de compensação de mútua de sequência zero ajustados nos relés. Os valores obtidos são comparados qualitativamente com resultados teóricos calculados via rotina no MatLab e apresentados em forma de tabelas e por gráficos diversos.

**Palavras-chave:** Proteção de Distância; Linhas de Transmissão; Circuitos Paralelos; Mútua de Sequência Zero; Parametrização do Fator  $K_{0M}$ , Resistência de falta; MatLab; RTDS.

## ***Abstract***

The transfer of electrical energy, from generation to final consumers, is carried out through a system, normally called the Electric Power System (EPS), which must have quality, reliability and present as few as possible interruptions with a quick reestablishment of service to its customers.

Regarding protection, the transmission lines (TL) are protected by means of IEDs (*Intelligent Electronic Devices*), containing the ANSI 21 function (distance), often with redundancy to obtain greater reliability in the detection and classification of faults and, consequently, in the immediate operation of shutting down the section under fault of the transmission line.

This master's dissertation aims to analyze the factors that impact the correct measurement of relay 21, for single-phase faults on double circuit lines, considering the influence of the mutual zero sequence coupling of the parallel lines. This work was conducted, firstly, by evaluating the various documents in the literature, which talk about the theoretical problems involved in the correct measurement of relay 21. Secondly, the program Matlab was used to calculate the theoretical errors and then carry out simulations on a real-time platform, in this case a Real-Time Digital Simulator (RTDS).

The system considered in Matlab and modeled in RTDS contains a 440 kV TL double circuit (operating in parallel), sometimes with one of these circuits disconnected and grounded, as well as two power supplies at the ends. However, a distance element is influenced by several factors, such as: fault resistance, remote infeed, soil resistivity, line loading, zero sequence mutual coupling existing in double circuits which, in theory, could be minimized using correct parameterization of 21 function, including compensated currents in the case of earth faults.

The mentioned system was modeled in the real-time digital simulator (RTDS), including virtual protection relays (ANSI 21 function) in each of the parallel line circuits, with the aim of analyzing the simulation results regarding impedance measurements during faults phase-to-ground in different positions along one of the circuits, also considering different fault resistance values and the mutual compensation factor set (or not) in the relays. The values obtained are qualitatively compared with theoretical results calculated by a MatLab routine and presented in the form of tables and various graphs.

**Keywords:** Distance Protection; Transmission Lines; Parallel Circuits; Zero Sequence Mutual Coupling; Parameterization of the  $k_{0M}$  Factor; Fault Resistance; Matlab; RTDS.

## Índices de Figuras

<b>Figura 1.1</b>	– Mapa básico do Sistema Interligado Nacional (SIN).....	16
<b>Figura 2.1</b>	– Esquema de Proteção de LT.....	23
<b>Figura 2.2</b>	– Proteção de Distância.....	24
<b>Figura 2.3</b>	– Diagrama RX e Representação dos Elementos – LT, Relé, Carga, $Z_M$ etc.....	25
<b>Figura 2.4</b>	– Impedância de Interesse.....	26
<b>Figura 2.5</b>	– Impedância da LT e de falta no diagrama RX.....	27
<b>Figura 2.6</b>	– Alcance das Zonas de Proteção.....	28
<b>Figura 2.7</b>	– Loop de Falta.....	29
<b>Figura 2.8</b>	– Diagrama de Blocos Generalizado de um Relé 21.....	31
<b>Figura 2.9</b>	– Característica Mho e a comparação de amplitude.....	33
<b>Figura 2.10</b>	– Regiões de Restrição e Operação dos Comparadores.....	35
<b>Figura 2.11</b>	– Relé Mho – Comparação de Fase – Z Medido sobre a Característica do Relé.....	36
<b>Figura 2.12</b>	– Relé Mho – Comparação de Fase – Z Medido (a) Dentro e (b) Fora da Característica do Relé.....	37
<b>Figura 2.13</b>	– Relé Tipo Reatância – Comparação de Fase tipo Seno.....	38
<b>Figura 2.14</b>	– Relé tipo reatância – comparação de fase tipo seno (a) Operação (b) Não Operação.....	39
<b>Figura 2.15</b>	– Sistema Trifásico e Falta Bifásica Linha Simples e Dupla Fonte.....	40
<b>Figura 2.16</b>	– Sistema para Falta Monofásica com algumas Simplificações.....	41
<b>Figura 2.17</b>	– Diagrama Sequencial para Falta Monofásica.....	42
<b>Figura 2.18</b>	– Impedância Medida e a Influência do <i>Infeed</i> Remoto na Resistência de Fal.....	45
<b>Figura 3.1</b>	– Causas de Sobrealcance (a) faltas próximas com a outra ponta desconectada, (b) falta na linha com a linha paralela fora de serviço e aterrada.....	47
<b>Figura 3.2</b>	– Causa de Subalcance – falta próxima ao terminal remoto.....	48
<b>Figura 3.3</b>	– Sistema de linha dupla para análise de falta.....	48
<b>Figura 3.4</b>	– Diagrama de seq. positiva, negativa e zero do sistema de linha dupla para análise de falta.....	49
<b>Figura 3.5</b>	– Análise da impedância medida no diagrama RX.....	52
<b>Figura 3.6</b>	– Linha dupla com fonte única sob falta.....	52
<b>Figura 3.7</b>	– Impedância medida pelos relés 1 (RZ1) e 2 (RZ2) para faltas ao longo da linha 1.....	53
<b>Figura 3.8</b>	– Impedância medida levando em conta a impedância mútua e a resistência de falta.....	55
<b>Figura 3.9</b>	– Efeito do infeed remoto na resistência de falta.....	57
<b>Figura 3.10</b>	– Impedância medida pelos dois relés (RZ1 e RZ2).....	59
<b>Figura 4.1</b>	– Hardware do RTDS.....	65
<b>Figura 4.2</b>	– Módulo de Controle <i>RunTime</i> do RSCAD.....	67
<b>Figura 4.3</b>	– Módulo de Análise <i>RunTime</i> do RSCAD.....	67
<b>Figura 4.4</b>	– Linha de transmissão de circuito paralelo com dupla fonte.....	68
<b>Figura 4.5</b>	– Linha de transmissão de circuito paralelo e fontes equivalentes do SEP estudado.....	70
<b>Figura 4.6</b>	– Curva de erros teóricos na impedância medida pelo relé 21 para faltas ao longo do Circuito C1 da linha.....	71
<b>Figura 4.7</b>	– Curva de erros teóricos nos ângulos da impedância medida pelo relé 21-C1 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada.....	72
<b>Figura 4.8</b>	– Impedâncias medidas (teóricas) pelo relé 21 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada.....	72
<b>Figura 4.9</b>	– Diagrama RX com as impedâncias medidas (teóricas) pelo relé 21 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada em comparação aos valores reais.....	73

<b>Figura 4.10</b> – Impedâncias medidas (teóricas) pelo relé 21 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada, considerando somente a fonte do lado S.....	75
<b>Figura 4.11</b> – Erros relativos do módulo das impedâncias medidas na condição do circuito C2 aberto e aterrado, seja com fonte e sem fonte em R.....	76
<b>Figura 4.12</b> – Impedâncias medidas (módulos) na condição do circuito C2 aberto e aterrado, seja com fonte e sem fonte em R.....	76
<b>Figura 4.13</b> – Diagrama RX com impedâncias reais e calculadas.....	77
<b>Figura 4.14</b> – Perfis do termo de resistência de falta na impedância medida para $R_f = 10 \Omega$ .....	78
<b>Figura 4.15</b> – Diagrama RX com as impedâncias medidas sem e com $R_f = 10 \Omega$ .....	79
<b>Figura 4.16</b> – Impedâncias medidas (teóricas) pelo relé 21 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada, com e sem a resistência de falta de 10 ohms.....	80
<b>Figura 4.17</b> – Diagrama RX com as impedâncias medidas sem e com $R_f = 10 \Omega$ , no caso em que a fonte R está desligada.....	81
<b>Figura 4.18</b> – Impedâncias medidas (teóricas) pelos relés 21-C1 e 21-C2 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada, considerando a compensação da impedância mútua de sequência zero e fonte R desligada.....	82
<b>Figura 4.19</b> – Menu de parametrização dos Relés de Distância no <i>Draft</i> do RSCAD.....	83
<b>Figura 4.20</b> – Diagrama de blocos contendo os fatores de compensação $k_0$ e $k_{0m}$ .....	85
<b>Figura 4.21</b> – Sistema completo modelado no RTDS, com destaque para as barras S e R e a LT paralela.....	87
<b>Figura 5.1</b> – LT S – R (circuito 1 e 2) Modelada no Módulo <i>Draft</i> do RSCAD.....	90
<b>Figura 5.2</b> – (a) Erros do Relé R1-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente, (b) Erros do Relé R2-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente.....	92
<b>Figura 5.3</b> – Gráfico dos Erros do Relé R1-C1 para Circuito 2 Aberto e Aterrado.....	94
<b>Figura 5.4</b> – (a) Erros do Relé R1-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente, (b) Erros do Relé R2-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente.....	96
<b>Figura 5.5</b> – (a) Erros do Relé R1-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente (b) Erros do Relé R2-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente.....	98
<b>Figura 5.6</b> – Gráfico dos Erros do Relé R1-C1 para Circuito 2 Aberto e Aterrado.....	100
<b>Figura 5.7</b> – (a) Erros do Relé R1-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente, (b) Erros do Relé R2-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente.....	102
<b>Figura 5.8</b> – (a) Erros do Relé R1-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente (b) Erros do Relé R2-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente.....	105
<b>Figura 5.9</b> – Erros do Relé R1-C1 para o Circuito 2 Aberto e Aterrado.....	107
<b>Figura 5.10</b> – (a) Erros do Relé R1-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente (b) Erros do Relé R2-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente.....	109



## Índices de Tabelas

Tabela 2.1 – Loops de falta e fases envolvidas.....	29
Tabela 4.1 – Impedâncias Equivalentes das Barras da LT dupla obtidas a partir de dados do SIN.....	68
Tabela 4.2 – Impedâncias da LT dupla S-R.....	69
Tabela 4.3 – Erro relativo teórico na impedância medida.....	71
Tabela 4.4 – Erros teóricos na impedância medida levando em conta fonte apenas em S.....	74
Tabela 4.5 – Parametrização dos Relés.....	86
Tabela 4.6 – Casos Estudados no RTDS.....	88
Tabela 5.1 – Comparação entre as simulações no RTDS e Resultados do ANAREDE.....	89
Tabela 5.2 – LT Operando Normal – Sem $K_{0M}$ e $R_F = 0\Omega$ .....	91
Tabela 5.3 – Circuito 2 Aberto e Aterrado – Sem $K_{0M}$ e $R_F = 0\Omega$ .....	93
Tabela 5.4 – LT Operando Normal – Com $K_{0M}$ e $R_F = 0\Omega$ .....	95
Tabela 5.5 – LT Operando Normal – Sem $K_{0M}$ e $R_F = 0\Omega$ .....	97
Tabela 5.6 – Circuito 2 Aberto e Aterrado – Sem $K_{0M}$ e $R_F = 10\Omega$ .....	99
Tabela 5.7 – LT Operando Normal – Com $K_{0M}$ e $R_F = 10\Omega$ .....	101
Tabela 5.8 – LT Operando Normal – Sem $K_{0M}$ e $R_F = 50\Omega$ .....	104
Tabela 5.9 – Circuito 2 Aberto e Aterrado – Sem $K_{0M}$ e $R_F = 50\Omega$ .....	106
Tabela 5.10 – LT Operando Normal – Com $K_{0M}$ e $R_F = 50\Omega$ .....	108

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANAFAS	Análise de Falhas Simultâneas
ANAREDE	Análise de Redes
AT	Alta Tensão
EAT	Extra Alta Tensão
DCB	<i>Directional Comparison Blocking</i>
DCUB	<i>Directional Comparison Unblocking</i>
GOOSE	<i>Generic Object-Oriented Substation Event</i>
HIL	<i>Hardware-in-the-Loop</i>
IEC	<i>International Electrotechnical Commission</i>
IED	<i>Intelligent Electronic Devices</i>
K0	Fator de Compensação de Terra
K <sub>0M</sub>	Fator de Compensação de Mútua de Sequência Zero
LAN	<i>Local Area Networks</i>
LT	Linha de Transmissão
MatLab	Matrix Laboratory
ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico
OPGW	<i>Optical Ground Wire</i>
PAR	Plano de Ampliações e Reforços
OPLAT	<i>Ondas Portadoras em Linhas de Alta Tensão</i>
RSCAD	<i>Real-time Structured Computer Aided Design</i>
RTDS	<i>Real-Time Digital Simulator</i>
RTU	<i>Remote Terminal Units</i>
SEP	Sistema Elétrico de Potência
SIN	Sistema Interligado Nacional
TC	Transformador de Corrente
TP	Transformador de Potencial

# Sumário

1 INTRODUÇÃO.....	16
1.1 Considerações Iniciais.....	16
1.2 Objetivo Geral.....	19
1.3 Objetivos Específicos.....	20
1.4 Discriminação do Trabalho da Dissertação.....	20
1.5 Organização da Dissertação.....	21
2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA – PROTEÇÃO DE LINHAS DE TRANSMISSÃO.....	22
2.1 Considerações Iniciais.....	22
2.2 O Relé de Distância (ANSI 21).....	24
2.2.1 Conceitos introdutórios.....	24
2.2.2 Diagrama R-X.....	25
2.2.3 Impedância de interesse.....	26
2.2.4 Zonas de proteção.....	28
2.2.5 <i>Loops</i> de falta.....	29
2.2.6 Resistência de falta.....	30
2.2.7 Técnicas de medição.....	31
2.2.7.1 - Comparação de Amplitude.....	32
2.2.7.2 - Comparação de Fase.....	34
2.3 Desempenho do Relé 21 frente aos tipos de curto-circuito.....	39
2.3.1 - Falta Trifásica.....	39
2.3.2 - Falta Bifásica.....	39
2.3.3 - Falta Monofásica em linhas simples radial ou de dupla fonte.....	41
2.4 Considerações Finais.....	45
3. FALTAS MONOFÁSICAS EM LINHAS DUPLAS.....	46
3.1 Considerações Iniciais.....	46
3.2 O equacionamento da Falta Monofásica.....	48
3.3 Os erros associados devido à Mútua $Z_{0M}$ .....	50
3.4 Compensação da mútua de sequência zero no relé de proteção.....	57
3.5 Mitigação dos problemas da mútua de sequência zero – Uma revisão bibliográfica.....	61
3.6 Considerações Finais.....	63
4. O RTDS, O SISTEMA MODELADO E OS CASOS SIMULADOS.....	64
4.1 Considerações Iniciais.....	64
4.2 Simulador Digital em Tempo Real.....	64
4.2.1 O Hardware do RTDS.....	65
4.2.2 O Software do RTDS.....	66
4.3 O Sistema Elétrico Modelado no RTDS.....	68
4.3.1 Modelo Simplificado do Sistema Elétrico.....	68
4.3.2 Modelo da linha dupla e parâmetros elétricos.....	69
4.3.3 Erros teóricos nas impedâncias medidas.....	70
4.3.3.1 Sistema completo - LT dupla e Dupla Fonte.....	70
4.3.3.2 Sistema com fonte em R desligada.....	74
4.3.3.3 Sistema com dupla fonte e LT paralela desligada e aterrada.....	75
4.3.3.4 Considerações quanto à resistência de falta ( $R_f \neq 0$ ).....	77
4.3.3.5 Relés com compensação da impedância mútua de sequência 0 ( $k0m$ ).....	81
4.4 A Proteção da Linha Dupla no RTDS.....	83
4.5 Rede elétrica modelada e simulada.....	86
4.6 Estudos de Caso.....	87

4.7 Considerações Finais.....	88
5. RESULTADOS E ANÁLISES.....	89
5.1 Considerações Iniciais.....	89
5.2 Simulação no RDTS e Comparação com o ANAREDE.....	89
5.2.1 Simuladores de Controle do RSCAD / RTDS.....	89
5.3 Simulações de Falta no Circuito Duplo com $R_f = 0$ ohm.....	90
5.3.1 Sem a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com as Duas Linhas Operando – Circuitos 2.....	90
5.3.2 Sem a Compensação de $k_0m$ , com circ, 2 desligado e aterrado.....	93
5.3.3 Com a Compensação de $k_0m$ e Circuitos 1 e 2 operando.....	94
5.3.4 Com a Compensação de $k_0m$ e Circuito 2 desligado e aterrado.....	97
5.4 Simulações de Falta no Circuito Duplo - $R_F$ de $10\Omega$ .....	97
5.4.1 Sem a Compensação de $k_0m$ , com Linhas – Circuitos 1 e 2 operando.....	97
5.4.2 Sem a Compensação de $k_0m$ , com Circuito 2 desligado e aterrado.....	99
5.4.3 Com a Compensação de $k_0m$ , com as Duas Linhas Operando.....	100
5.4.4 Com a Compensação de $k_0m$ , com Circuito 2 desligado e aterrado.....	103
5.5 Simulações de Falta no Circuito Duplo - $R_F$ de $10\Omega$ .....	104
5.5.1 Sem a Compensação de $k_0m$ , com as Duas Linhas Operando.....	104
5.5.2 Sem a Compensação de $k_0m$ , com Circuito2 desligado e aterrado.....	106
5.5.3 Com a Compensação de $k_0m$ , com as Duas Linhas Operando.....	107
5.5.4 Com a Compensação de $k_0m$ com uma das linhas desligada e aterrada.....	110
5.6 Considerações Finais.....	110
6. Conclusões e Recomendações.....	111
7. Referências.....	115

# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1– Considerações Iniciais

Com as proporções e características que permitem considerá-lo único em âmbito mundial, o Sistema Elétrico do Brasileiro era até recentemente formado por dois grandes sistemas interligados, o Sistema Norte, responsável pelas cargas das regiões Norte e Nordeste e o Sistema Sul, contemplando as regiões Sul, Sudeste e Centro-Oeste. No final de fevereiro de 1999, esses dois sistemas foram unificados por uma linha de transmissão, interligando as subestações de Samambaia (Distrito Federal) e Imperatriz (Maranhão), viabilizando assim o denominado Sistema Interligado Nacional ou simplesmente SIN.

Com a constante expansão do SIN, as configurações das linhas de transmissão se tornaram cada vez mais complexas, resultando na necessidade de maior confiabilidade, estabilidade e continuidade de operação, através da correta atuação dos dispositivos de controle, automação, supervisão e proteção.

Para fins ilustrativos são mostradas na Figura 1.1 as linhas de transmissão que interligam os sistemas das regiões Norte, Nordeste, Sudeste, Sul e Centro-Oeste, caracterizando o SIN, com seu horizonte definido para 2024.

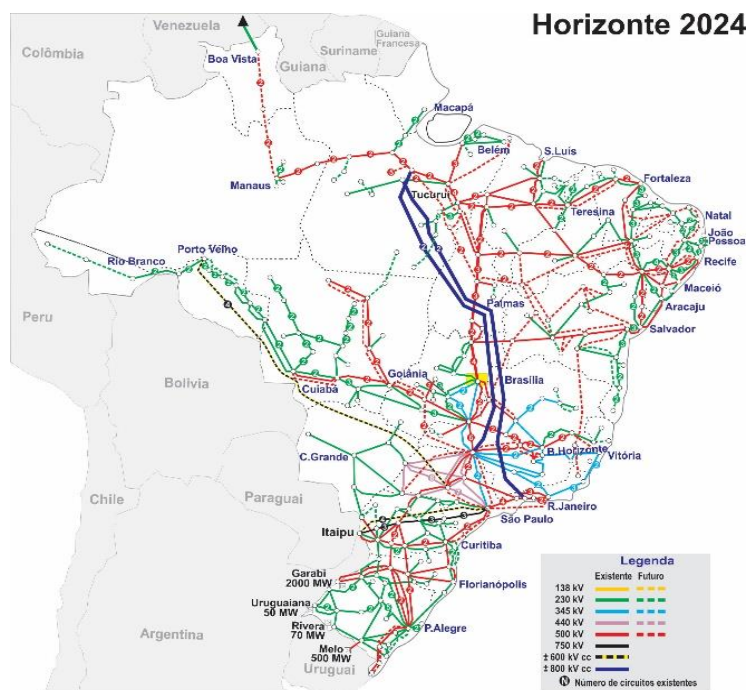


Figura 1.1: Mapa básico do Sistema Interligado Nacional (SIN).

Fonte: [1].

A necessidade de um Sistema Elétrico de Potência (SEP) com níveis elevados de confiabilidade e qualidade foram determinantes no desenvolvimento de novas tecnologias voltadas para os sistemas de Proteção e Controle. Por sua vez, um Sistema de Proteção é baseado na detecção de condições de faltas ou condições anormais de funcionamento considerando as mais diferentes grandezas, tais como corrente, tensão, potência, frequência, impedância etc. Deste modo, um conjunto de dispositivos de proteção, tais como relés, disjuntores, fusíveis, circuitos auxiliares etc., estarão presentes em um SEP com a finalidade de proteger o mesmo contra os mais diferentes distúrbios, incluindo as condições anormais de funcionamento e as assim chamadas faltas ou curtos-circuitos.

É comum iniciar a avaliação da proteção, a ser implantada em um sistema elétrico, em seu planejamento, investigando os principais distúrbios que podem acontecer quando ele estiver operando. Estes distúrbios podem ser classificados em:

- (1) Condições anormais de funcionamento:
  - ◆ Sobrecarga, sobre e subtensão, sobre e subfrequência, excesso de harmônicos, oscilações de potência etc.
- (2) Condições de curto-circuito ou simplesmente faltas:
  - ◆ Caracterizadas por curtos-circuitos entre fases ou entre fase e terra, como consequência de diferentes fatores, tais como: envelhecimento do isolamento, descargas atmosféricas, falhas de equipamento, falhas humanas etc.

Deve-se observar que os Sistemas de Proteção não impedem que surjam anormalidades no sistema elétrico, porém, eles minimizam os efeitos e os reflexos para a rede. Portanto, o SEP deve conter proteção adequada, apresentando características importantes, tais como velocidade, seletividade, coordenação, sensibilidade e confiabilidade de atuação.

A interligação do sistema elétrico de potência trouxe grandes vantagens técnicas e econômicas, entretanto, novos problemas também apareceram. Em sistemas interligados, as contribuições de correntes de curto-circuito são provenientes de cada uma de suas fontes. Portanto, o sistema de proteção deverá ser capaz de eliminar essas perturbações o mais rápido possível. Pela própria natureza do SEP, o elemento mais vulnerável a falhas e faltas é a linha de transmissão, levando em conta a sua dimensão física e por estar exposta a toda sorte de intempéries da natureza, tais como descargas atmosféricas, incêndios, tempestades, ventos, vandalismos, entre outros.

Cabe comentar que as faltas de maior ocorrência nas LT são as do tipo fase-terra. Em determinadas companhias, por exemplo, as estatísticas mostram um percentual acima de 85% [2] em relação às demais faltas (bifásica, bifásicas-terra e trifásicas). De qualquer modo, seja qual tipo de

falta for, torna-se necessário que as linhas de transmissão tenham esquemas de proteção eficientes, que as detecte e tome as corretas decisões a fim de eliminá-las em um tempo muito rápido.

Por outro lado, com o crescimento da demanda por energia elétrica e as alterações nas configurações dos sistemas, com entrada de novos circuitos e expansão de subestações da rede básica, o nível de solicitação das linhas de transmissão tem aumentado, resultando na ampliação constante das dimensões do Sistema Interligado Nacional, o que torna o SEP cada vez mais complexo. Por essa razão, tem aumentado o atendimento de regiões ou as interligações de subsistemas através de linhas de circuito duplo ou linhas paralelas. A opção por LT de circuito duplo (mesma torre) se deve não só à confiabilidade da entrega da energia, mas também às restrições para se obter novas faixas de servidão para passagem das linhas de transmissão. Com a opção por linhas de transmissão de circuito duplo, há uma redução de custos, visto que, onde antes seria necessária a construção de duas torres lado a lado, agora com apenas uma torre se torna possível a transmissão de energia por dois circuitos, independentes, e que ocupam uma faixa de servidão de menor largura.

De acordo com informações do Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS), o Sistema Interligado Nacional (SIN) possui 4.405 circuitos de LT, dos quais 1.874 são de circuito simples e o restante (2.531) são de LT com mais de um circuito [1]. Muitos desses circuitos são duplos, correndo na mesma estrutura, por razões técnico-econômicas.

O principal elemento de proteção utilizado para as linhas de transmissão é a função ANSI 21, cujo princípio básico é medir uma impedância, a partir dos sinais analógicos de tensão e de corrente advindos dos transformadores de instrumentos, ou seja, transformadores de potencial indutivos ou capacitivos (TP ou TPC) e transformadores de corrente (TC). Uma vez calculada a impedância, ela é comparada com um valor parametrizado no relé 21. Considerando que, em uma linha de transmissão, a impedância é proporcional ao comprimento dos cabos, pode-se então referir ao elemento de proteção como relé de distância.

No entanto, essa função não tem capacidade de garantir a distância exata do defeito em função de diversos fatores de erros tais como: resistência de falta, *infeeds* intermediários ou remotos, relação das impedâncias das fontes, impedância de terra etc. Porém, dentro de uma margem razoável de erro, o dispositivo estará apto para operar o seu disjuntor caso haja uma falta dentro do seu limite de proteção.

Por sua vez, a proteção de linhas de transmissão em circuito duplo possui maior complexidade devido ao efeito de acoplamento mútuo de sequência zero entre as linhas paralelas, que é reconhecido como causa da degradação no desempenho de um sistema de proteção de distância convencional com ajustes fixos aplicados tão somente a circuito simples. Ajustes adequados para um relé de distância convencional, aplicado a circuitos duplos devem, portanto, ser estabelecidos para evitar

quaisquer possíveis operações indevidas, seja por sobrealcance ou por subalcance, podendo resultar em problemas sérios para um sistema elétrico de potência.

Diante de tudo que foi exposto até aqui, o foco desta dissertação é apresentar uma Análise de Erros na Impedância Medida por Relés de Distâncias durante Falhas do Tipo Fase-Terra em Linhas de Circuitos Paralelos.

Como base na modelagem e na simulação de um sistema elétrico, o qual contém uma linha de circuito duplo, utilizando o MatLab, para cálculo dos erros teóricos, bem como um Simulador Digital em Tempo Real (RTDS), o desempenho de um relé de distância virtual, aplicado em ambas as pontas da linha dupla, é analisado frente às falhas do tipo fase-terra em diferentes posições ao longo do comprimento da linha. Além da distância, procurou-se estabelecer falhas com diferentes valores de resistências de falta, bem como avaliar os erros para certas condições operacionais dessas linhas. O trabalho investiga ainda a possibilidade ou não de se ter uma compensação dos erros devido à mútua de sequência zero, utilizando para isso um fator de compensação cujo valor pode estar ajustado no relé. Os resultados são comparados quando se tem ou não tal compensação, tanto no Matlab quanto no RTDS.

## **1.2 - Objetivo Geral**

O objetivo principal desta dissertação de mestrado é analisar o desempenho de um esquema de proteção de distância (relé virtual) – ANSI 21, frente às falhas envolvendo a terra, considerando o acoplamento mútuo de sequência zero originado em linhas de transmissão paralelas, através da utilização do MatLab, para cálculo dos erros teóricos de leitura das impedâncias “lidas” pelo relé, bem como de simulação em tempo real de um modelo de sistema elétrico de 440 kV já previamente implementado em um RTDS na Universidade Federal de Itajubá. O desempenho é analisado avaliando-se as operações (corretas ou não) das funções 21 instaladas nas duas linhas de transmissão, tendo em vista diferentes localizações de falta fase-terra, resistências de falta e considerando a possibilidade de se ter ou não um fator de compensação de mútua de sequência zero no ajuste do relé.

## **1.3 - Objetivos Específicos**

- Desenvolver um programa no MatLab para obtenção do cálculo dos erros teóricos de leitura das impedâncias “lidas” pelo relé;
- Aprender a modelagem e a simulação de uma rede elétrica em um Simulador Digital em



Tempo Real (RTDS);

- Constatar os efeitos nos valores de impedância, diante do acoplamento mútuo de sequência zero e a possível influência no desempenho do relé 21;
- Analisar as consequências da utilização ou não do Fator de Compensação da Mútua de Sequência Zero nos relés de proteção;
- Proporcionar uma contribuição à comunidade acadêmica e às companhias de energia elétrica em relação ao tema.

## 1.4 – Discriminação do Trabalho da Dissertação

Esta dissertação teve como premissa a utilização de um sistema elétrico contendo duas LT de 440 kV, operando em paralelo ou com uma delas desligada e aterrada e duas fontes de alimentação. Este sistema já estava previamente modelado no RTDS da Unifei, necessitando apenas de alguns ajustes específicos para este estudo, tais como utilização de uma função 21 virtual, modelagem de um fator de compensação de mútua e outros elementos de controle no *Run Time* do RSCAD.

Para atingir os objetivos pretendidos, uma base teórica, com arcabouço matemático, foi necessária a fim de consolidar os conceitos importantes acerca da proteção de distância – ANSI 21.

Em seguida, com as simulações realizadas no MatLab, foram calculados os erros teóricos de leitura das impedâncias “lidas” pelo relé, considerando curtos-circuitos fase-terra em diversos pontos ao longo de um dos circuitos da LT paralela do sistema modelado no RSACD.

Uma breve explicação do *hardware* e *software* do RTDS foi necessária para o entendimento de como as simulações foram realizadas, incluindo os dados de impedâncias equivalentes e ajustes da função ANSI 21 (relé virtual).

Em seguida, foram criados vários cenários e situações de aplicação de curto-circuito monofásico franco ( $R_F = 0 \Omega$ ) e com resistências de falta de 10 e 50  $\Omega$ , a fim de obter os valores teóricos (usando o MatLab) e práticos (utilizando o RTDS) de impedâncias medidas pelo relé e assim proceder uma análise dos erros, incluindo a verificação atuação ou não do relé virtual, zona 1 ou 2 ou não operação (NO).

## 1.5 – Organização da Dissertação

Esta dissertação de mestrado está organizada em 7 capítulos, conforme elucidados a seguir:

No presente Capítulo, **Introdução**, faz-se uma contextualização dos assuntos deste trabalho de pesquisa, os objetivos gerais e específicos, da discriminação do trabalho da dissertação, bem como a estrutura do texto da mesma.

No Capítulo 2, **Fundamentação Teórica – Proteção de Linhas de Transmissão**, está descrita uma abordagem da Proteção de Linhas de Transmissão, considerando todos os principais aspectos que nortearam o tema desta dissertação. Através das considerações iniciais, sobre proteção de linhas de transmissão, foram relacionados os fundamentos importantes para o bom entendimento dos conceitos referentes ao tema descrito, os tipos principais da função de distância, as técnicas de medição – comparação de amplitude e de fase, bem como os fatores que influenciam a medição do relé, considerando a abordagem do Fator de Compensação de Terra ( $k_0$ ) e do Fator de Compensação de Mútua de Sequência Zero ( $k_{OM}$ ).

No Capítulo 3, foi abordada uma **Análise das Falhas Monofásicas em Linhas Duplas**, para as configurações de duas linhas de transmissão em circuito duplo, operando normalmente, bem como, com uma delas desligada e aterrada, a fim de verificar a utilização ou não do fator de compensação de mútua de sequência zero ( $k_{OM}$ ) em relés de distância. Por conseguinte, foi descrita ainda neste capítulo, a revisão bibliográfica abordando o estado da arte das soluções dos impactos provocados pela mútua de sequência zero.

No Capítulo 4, **o RTDS, o Sistema Modelado, o Matlab, e os Casos Simulados**, são abordados, ou seja, são descritos os principais aspectos e funcionalidades do RTDS (Simulador Digital em Tempo Real), do sistema elétrico modelado, incluindo a proteção de linha, bem como, dos estudos de casos teóricos (MatLab) e práticos (RTDS).

No Capítulo 5, **Resultados e Análises**, estão apresentados os resultados das análises, das várias situações, considerando: (i) as duas linhas operando em paralelo; (ii) uma delas desligada e aterrada; (iii) curtos-circuitos franco e com resistência de falta variando de 10, 20 e 50  $\Omega$ ; (iv) função 21 sem a compensação de mútua, (v) função 21 com a compensação de mútua e (vi) comparação considerando o cálculo dos erros teóricos e práticos obtidos pelo Matlab e RTDS, respectivamente.

No Capítulo 6, **Conclusões e Recomendações**, estão apresentadas as principais conclusões obtidas na elaboração desta Dissertação de Mestrado, atendendo aos objetivos propostos e alcançando os resultados esperados.

Por fim, são apresentadas as **Referências Bibliográficas** que nortearam e contribuíram para elaboração desta dissertação de mestrado.

## 2. Fundamentação Teórica – Proteção de Linhas de Transmissão

### 2.1. Considerações Iniciais

As linhas de transmissão (LT) estão o tempo todo expostas às intempéries da natureza e, conseqüentemente, levando ao aparecimento de curto-circuito entre fases e entre fases e terra. Esta é a principal fonte de danos a todos os outros equipamentos elétricos. A faixa de possíveis valores de corrente de falta, a direção dessas correntes, o efeito da carga, os níveis de tensão durante uma falta, os impactos da configuração do sistema e as resistências de falta são alguns dos problemas relacionados à proteção das LT.

Em ordem de custo crescente e de complexidade, as funções de proteção disponíveis para proteção de linhas aéreas, em geral, são [2]:

- fusíveis (distribuição);
- seccionadores e religadores (distribuição);
- relés de sobrecorrente instantâneos (distribuição / subtransmissão);
- relés de sobrecorrente temporizado (distribuição / subtransmissão);
- relés de sobrecorrente direcionais (distribuição / subtransmissão/ transmissão);
- relés de sobretensão (transmissão);
- relés de distância (transmissão);
- relés diferenciais (transmissão);
- relés com canal piloto (transmissão).

Na figura 2.1 é ilustrado um diagrama das funções de proteção aplicáveis para uma linha de transmissão:

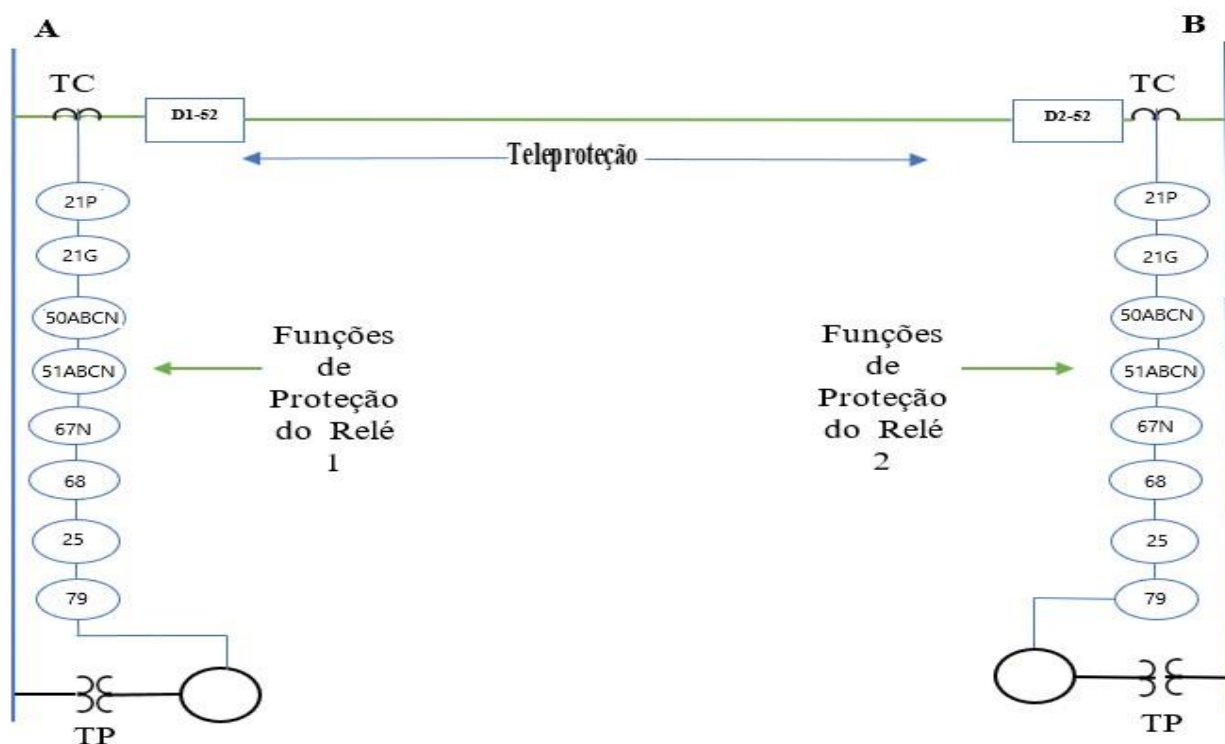


Figura 2.1 – Esquema de Proteção de LT.

Autoria: própria

Sendo:

- Funções ANSI 50/51: Sobrecorrente instantânea e temporizada;
- Função ANSI 21: Distância (várias zonas);
- Função ANSI 67N: Direcional de Neutro;
- Função ANSI 68- Oscilação de potência (blindagem):
  - ✓ Out of Step Blocking (oscilações estáveis).
  - ✓ Out of Step Tripping (oscilações instáveis).
- Função ANSI 25: *Check* de Sincronismo;
- Função ANSI 79: Religamento Automático;
- Funções ANSI 27/59: Sub e Sobretensão;
- Canais de teleproteção:
  - ✓ Carrier (no Brasil OPLAT – Ondas Portadoras por Linhas de Alta Tensão);
  - ✓ Fio Piloto;
  - ✓ Fibra Óptica;
  - ✓ Microondas;

Cabe mencionar que, em termos de esquema de proteção, o foco desta dissertação é o relé de distância ou função ANSI 21, sobre o qual o texto a seguir irá discorrer.

## 2.2. Relés de distância – Função ANSI 21

### 2.2.1 - Conceitos Introdutórios

A proteção universal contra curto-circuito em linhas de transmissão é a função ANSI 21, cujo modo de operação se baseia na medição e na avaliação da impedância medida até o ponto da falta a qual é proporcional à distância da falta, conforme ilustra a figura 2.2, surgindo daí o nome “proteção de distância”.

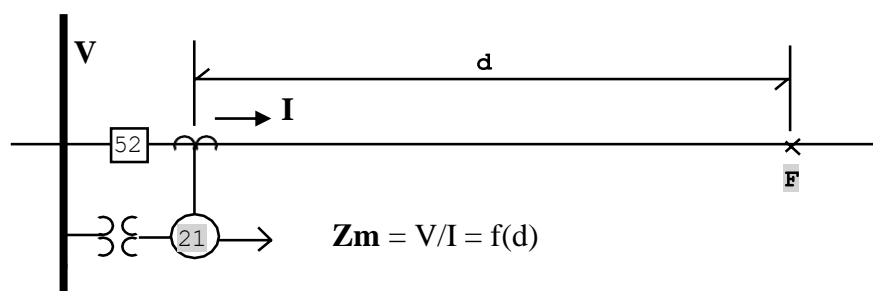


Figura 2.2 – Proteção de Distância.

Autoria: própria

A função 21 é mais rápida e mais seletiva do que a função 50-51 (sobrecorrente) e, além disso, é também a menos susceptível às mudanças das impedâncias das fontes e condições do sistema elétrico. Entretanto, cabe dizer desde já que as aplicações dos relés 21 são afetadas por um amplo conjunto de elementos começando pelas próprias características das linhas de transmissão como, linhas curtas, linhas longas, linhas com três ou mais terminais, linhas paralelas, linhas com compensação série-fixa etc., e estendendo-se aos impactos devido a outros elementos internos e externos, tais como: fontes fortes ou fracas, resistências de falta, *infeed* remotos ou intermediários, entre outros.

Na sua forma mais simples a função 21 toma sua decisão baseada na impedância medida ( $Z_m$ ) ou na relação entre a tensão e a corrente medida no local de sua instalação. Porém, “ $V/I$  não faz um relé de distância” [3] e, quanto a isso, oportunamente serão apresentadas várias questões que influenciam no aparecimento de erros na medição da impedância. No caso específico de faltas para terra, a corrente precisará de uma compensação antes de se proceder ao cálculo da impedância.

Devido a imprecisões dos transformadores para instrumentos (TC, TP, TPC), relés etc., é necessária a previsão de uma margem de segurança no ajuste dos limites de sua operação, não sendo possível a proteção 100% de todo o percurso de uma linha de transmissão. Somente quando associada

a um canal de comunicação (OPLAT – Ondas Portadoras por Linhas de Alta Tensão, link de rádio, fibra ótica) e aos esquemas de teleproteção, a proteção de distância pode ser usada no esquema de comparação com seletividade absoluta, também denominada de proteção unitária ou proteção 100% da LT.

### 2.2.2 - O Diagrama RX

As grandezas de entrada de um relé de distância são tensão e corrente e, portanto, o desempenho dele pode ser analisado pelas relações entre tais grandezas, sendo a sua característica de funcionamento representado em um diagrama R-X, conforme Figura 2.3. Neste diagrama podem ser representadas: a linha de transmissão através da sua impedância de sequência positiva ( $Z_1 = Z_L = R_L + jX_L$ ), a característica do relé de distância (no exemplo está uma característica circular MHO), as condições de carregamento ou área de carga; a impedância medida a qual pode incluir a resistência de falta, dentre outros.

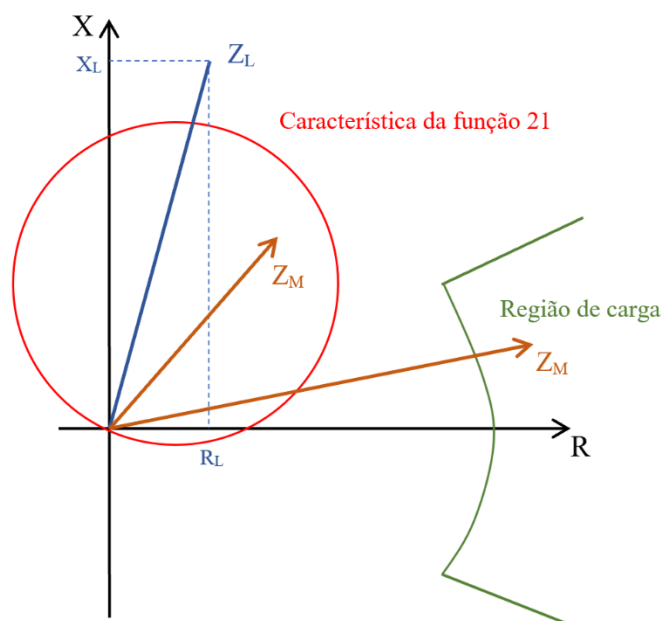


Figura 2.3 – Diagrama RX e Representação dos Elementos – LT, Relé, Carga,  $Z_M$  etc.

Autoria: própria

### 2.2.3 - Impedância de Interesse

Considerando um curto-circuito trifásico em um trecho de uma LT, conforme figura 2.4, chega-se às equações (2.1) a (2.3).

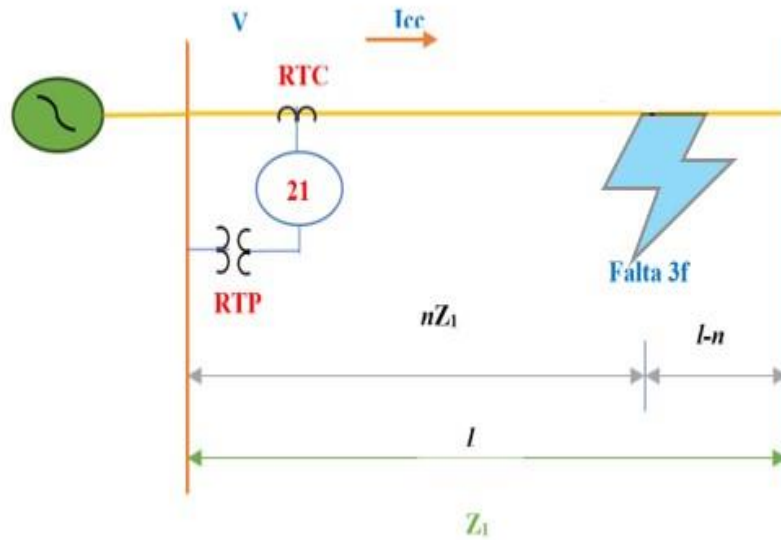


Figura 2.4 – Impedância de Interesse. Autoria: própria

$$\dot{V} = n\bar{Z}_1 \dot{I}_{cc} \quad (2.1)$$

$$\bar{Z}_m = n\bar{Z}_1 \quad (2.2)$$

Em valores secundários

$$\bar{Z}_{m2} = n\bar{Z}_1 \frac{RTC}{RTP} \quad (2.3)$$

onde:

$RTC$  – Relação do TC;

$RTP$  – Relação do TP;

$Z_m$  – Impedância medida em ohms primário;

$Z_{m2}$  – Impedância medida em ohms secundários;

$I_{cc}$  – Corrente no primário do TC;

$V_1$  – Tensão no primário do TP;

$n$  – Distância de falta (em porcentagem da LT);

$Z_1$  – Impedância de sequência positiva, desprezando a capacitância shunt de sequência positiva.

Considerando TC e TP ideais e desprezando a capacitância shunt de sequência positiva, o lugar geométrico das impedâncias medidas é um vetor ( $n\bar{Z}_1$ ), conforme pode ser visto na figura 2.5.

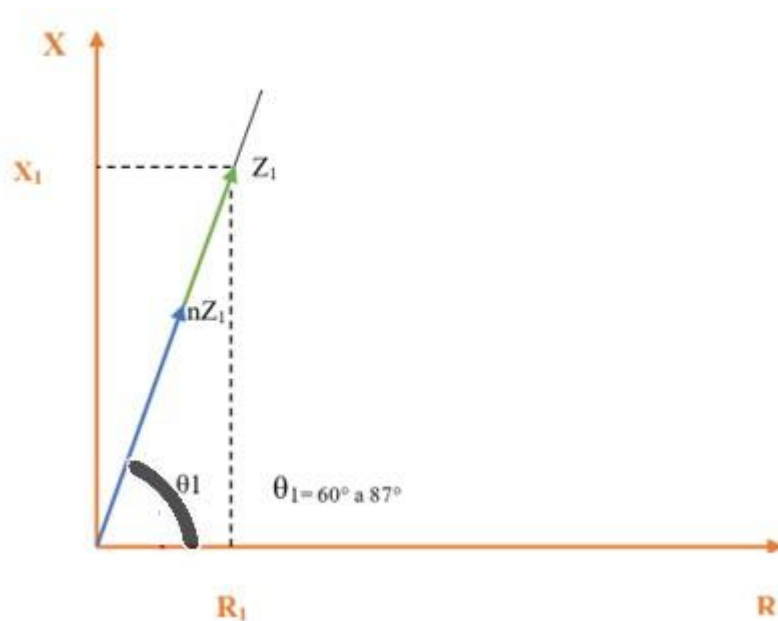


Figura 2.5 – Impedância da LT e de falta no diagrama RX.

Autoria: própria

Sendo:

$$\bar{Z}_1 = R_1 + jX_1 \quad (2.4)$$

As LT aéreas e subterrâneas apresentam impedâncias de sequência positiva e negativa equivalentes. Por sua vez, poder-se-ia cogitar a medição da impedância de sequência zero para faltas envolvendo a terra. No entanto, a impedância de sequência zero apresenta algumas complexidades, a começar pelo fato de que ela depende da resistividade média do solo, a qual sofre variações a depender do trecho em que a corrente de falta está circulando. Além disso, ela pode também ser sazonal dependendo de época, chuvosa ou seca [4]. Assim, considerando que a impedância de sequência positiva é um parâmetro comum para todos os tipos de falta e não depende da resistividade do solo, ela é usada como a grandeza de interesse e, portanto, medida pelos relés de distância. Entretanto, cabe mencionar que a impedância de sequência zero é sim utilizada nas funções 21, porém, na forma de compensação da corrente de faltas à terra, conforme será demonstrado oportunamente.

#### 2.2.4 - Zonas de Proteção

Um relé de distância apresenta vários estágios de medida, comumente denominadas de zonas de proteção, sendo que cada uma pode ser ajustada de forma distinta. O alcance e a temporização da



atuação de cada zona devem ser configurados de forma adequada, possibilitando uma proteção seletiva e coordenada das linhas e de seus equipamentos adjacentes. Na figura 2.6 são apresentados alguns ajustes típicos associados às várias zonas de proteção de um relé de distância.

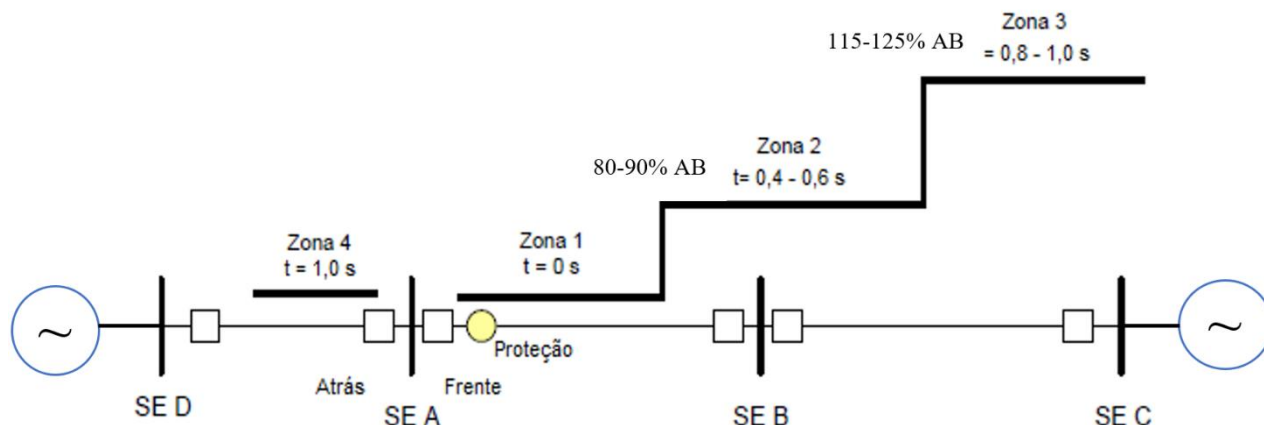


Figura 2.6 – Alcance das Zonas de Proteção. Autoria: própria

Dentro do estudo da proteção de distância, o conceito de sobrealcance (*overreaching*) e subalcance (*underreaching*) é bastante importante. Porém, é preciso distinguir entre ajustes de alcance de zona e erros de medição. Um ajuste em sobrealcance, por exemplo, na figura 2.6 – trecho AB, significa que o limiar da zona de proteção irá alcançar uma impedância maior do que a total da LT (trecho) a ser protegida. Por sua vez, no ajuste em subalcance, a zona de proteção irá alcançar uma impedância menor do que a total da LT (trecho) protegida.

Em termos de erros de atuação por sobrealcance, o relé de distância terá uma impedância medida menor que a efetiva (real). Ou seja, o relé alcança um trecho maior. Enquanto, que errar por subalcance significa que a impedância medida pelo relé tornar-se-á maior que a efetiva. Em outras palavras, o relé passa a proteger um trecho menor de linha.

### 2.2.5 - Loops de Falta

*Loop* de falta é o caminho da corrente de curto-circuito desde a fonte de alimentação da falta até o local da mesma e o seu retorno para a fonte, de acordo com o ilustrado na figura 2.7.

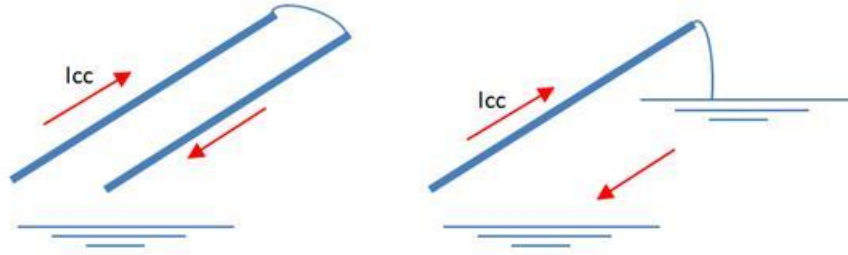


Figura 2.7 – Loop de Falta. Fonte/ autoria: [2]

Para o sistema trifásico existem 11 possibilidades de faltas shunt, dependendo das fases envolvidas e se existe ou não contato à terra. Na Tabela 2.1 são mostrados os diferentes tipos de falta, as fases envolvidas e os *loops* que são usados pelo relé para se obter uma impedância durante uma falta.

Tabela 2.1 – Loops de falta e fases envolvidas

Tipo de falta	Loops de falta para $Z_m$	Fases envolvidas
Trifásica sem terra	A – B e B – C e C – A	A – B – C
Bifásica	A – B B – C C – A	A – B B – C C – A
Trifásica – terra	A – B e B – C e C – A ou A – T e B – T e C – T	A – B – C – T
Bifásica – terra	A – T e B – T B – T e C – T C – T e A – T	A – B – T B – C – T C – A – T
Monofásica	A – T B – T C – T	A – T B – T C – T

Autoria: própria

Em outras palavras, a função 21 trabalha basicamente com seis *loops* de falta, de acordo com a equações (2.5) e (2.6).

Loop fase-fase:

$$\bar{Z}_m = \frac{\dot{V}_{\phi\phi}}{\dot{I}_{\phi\phi}} = \frac{\dot{V}_A - \dot{V}_B}{\dot{I}_A - \dot{I}_B} \text{ e } \frac{\dot{V}_B - \dot{V}_C}{\dot{I}_B - \dot{I}_C} \text{ e } \frac{\dot{V}_C - \dot{V}_A}{\dot{I}_C - \dot{I}_A} \quad (2.5)$$

Loop fase-terra:

$$\bar{Z}_m = \frac{\dot{V}_{\phi T}}{\dot{I}_{\phi T-comp}} = \frac{\dot{V}_A}{\dot{I}_{A-comp}} \text{ e } \frac{\dot{V}_B}{\dot{I}_{B-comp}} \text{ e } \frac{\dot{V}_C}{\dot{I}_{C-comp}} \quad (2.6)$$

Sendo,

$Z_m$  - Impedância medida do *loop*;

$\dot{V}_{\phi\phi}$  e  $\dot{V}_{\phi T}$  – Tensões do *loop* de falta;

$\dot{I}_{\phi\phi}$  – Correntes do *loop* de falta

$\dot{I}_{\phi T-comp}$  – Corrente do *loop* de falta compensada, quando de faltas à terra.

A questão sobre a corrente compensada será abordada mais à frente.

### 2.2.6 - Resistência de Falta

A grande maioria dos curtos-circuitos acontece tendo no caminho as chamadas resistências de falta, uma vez que uma falta sólida é rara. Genericamente falando a resistência de falta é composta por duas parcelas: resistência de arco e resistência de contato.

Existem fórmulas empíricas para se calcular a **resistência de arco** e a mais conhecida é a fórmula de *Warrington* [5], conforme equação (2.7):

$$R_{arc} = \frac{28707 \cdot l_{arc}}{I_{arc}^{1,4}} \quad (2.7)$$

Como o arco expande, devido ao vento e a sua própria dinâmica, *Warrington* propôs uma correção, utilizando a equação (2.8):

$$R_{arc}^* = \left( 1 + \frac{3 \cdot v \cdot t}{l_{arc}} \right) \quad (2.8)$$

Onde:

$R_{arc}$  – Resistência do arco;

$R_{arc}^*$  - Resistência do arco corrigida;

$I_{arc}$  - Corrente total de falta (A).

$l_{arc}$  - Comprimento inicial do arco (m), normalmente a distância entre fases ou fase-terra;

$v$  - Velocidade do vento (m/s);

$t$  - Duração da falta (s);

Valores típicos de  $R_{arc}$  para faltas entre fases em sistemas de 132 a 400 kV é de  $2 \Omega$  e para faltas fase-terra é de  $0,7 \Omega$  [6, 7].

Por sua vez, a **resistência de contato** normalmente impõe limitações diretas à magnitude da corrente de curto-circuito, porém não é trivial obter o seu valor ôhmico. Resistências de contato com o solo, por exemplo, podem ser muito elevadas e difíceis de serem estimadas.

Assim, diante da existência de uma resistência de falta (arco + contato), pode-se deduzir que a impedância medida por um relé 21, durante um curto-circuito, será modificada, ou seja, incluirá a impedância até o ponto de falta somada uma “resistência de falta”.

### 2.2.7 - Técnicas de Medição

Um relé de distância pode ser resumido através de um diagrama de blocos, a exemplo do apresentado na figura 2.8. Pode-se observar: unidade de partida, seletor de fase, elementos de controle de zona e de tempo, elementos de medição com suas técnicas, entre outros, não sendo foco deste trabalho entrar no mérito de cada um deles. Entretanto, para fins de contextualização desta dissertação, algumas palavras serão mencionadas sobre as técnicas de medição.

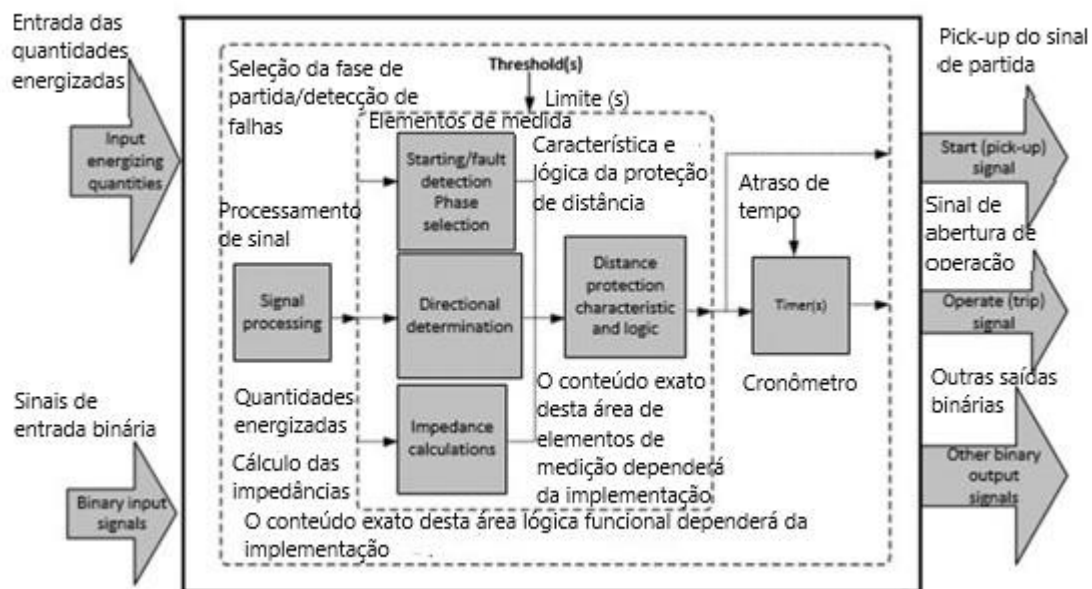


Figura 2.8 – Diagrama de Blocos Generalizado de um Relé 21.

Fonte: adaptado de [8]

De modo geral, os relés de distância possuem o **elemento de medição** que contém também os algoritmos de cálculo das impedâncias, discriminação da direção da corrente, bem como das **lógicas das características** da função 21. Assim, as técnicas de medição são os meios pelos quais a função de proteção irá tomar uma decisão do tipo opera ou restringe.

Desde que os sinais de tensão e corrente chegam ao relé via TC e TP (ou TPC), quantidades fasoriais  $\hat{V}$  e  $\hat{I}$  são obtidas, a partir das quais se pode utilizar uma das duas diferentes técnicas para a implementação das chamadas características dos relés 21: **comparadores de amplitude e comparadores de fase**. Tais comparadores são os elementos básicos na construção das funções 21, os quais estão presentes nos relés eletromecânicos, relés de estado sólido e relés microprocessados (numéricos).

É a partir das técnicas de medição que fabricantes conseguem implementar diferentes características de operação, as quais podem ser analisadas no plano RX. As mais conhecidas

características clássicas de relés de distância são: tipo impedância, tipo direcional, tipo quadrilateral (formada por elementos tipo reatância, angular, banda oblíqua etc.) e a conhecida característica tipo admitância (Mho).

### 2.2.7.1 - Comparação de Amplitude

Nas funções de proteção, implementadas por meio de comparação de amplitude, os módulos dos sinais de operação ( $S_O$ ) e de restrição ( $S_R$ ) são comparados e o dispositivo opera quando  $|S_O| \geq |S_R|$ . Tal comparação acaba delimitando áreas que podem ser vistas em um gráfico cartesiano, coordenadas retangulares ou polares, sendo o diagrama RX o mais usado.

A figura 2.9, por exemplo, mostra um diagrama RX com os lugares geométricos dos seguintes elementos: (i) impedância da linha de transmissão com ângulo  $\theta_{LT}$ , (ii) o elemento 21 de característica MHO com ajuste da impedância réplica  $Z_R$  (diâmetro do círculo) e ângulo de máximo torque  $\tau$ , de modo que a circunferência corte a reta da LT na impedância de alcance  $Z_I$  desejada e (iii) três possíveis impedâncias medidas ( $|Z_m| \angle \varphi$ ), colocadas na mesma direção e sentido para fins didáticos.

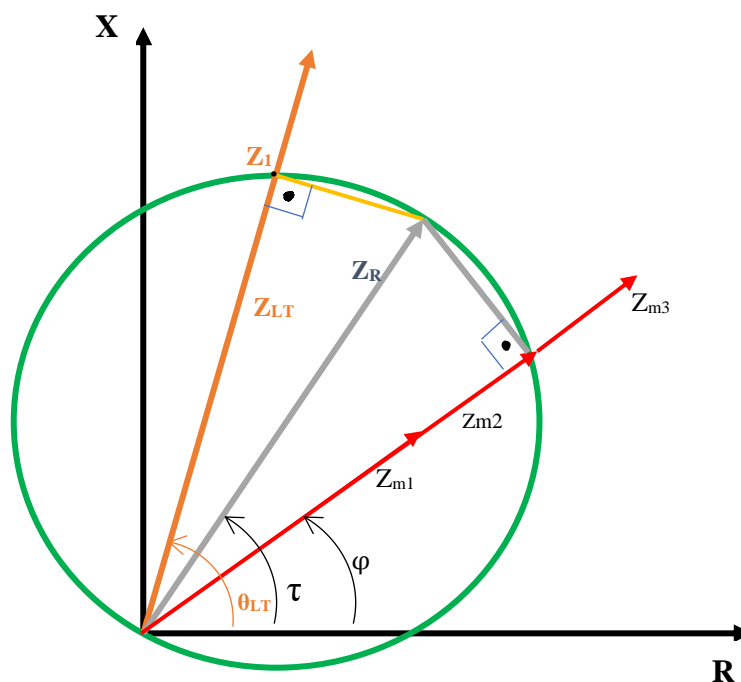


Figura 2.9 – Característica Mho e a Comparação de Amplitude.

Autoria: própria

Deve-se observar, dos ensinamentos da geometria analítica, que todo triângulo inscrito em um semicírculo é um triângulo retângulo, sendo o diâmetro do círculo a hipotenusa desse triângulo.

Sendo assim, se o módulo da projeção do vetor  $Z_R$  na direção de  $Z_m$  for maior ou igual ao módulo de  $Z_m$ , o relé deverá operar, ou seja:

$$Z_m < Z_R \cos(\varphi - \tau) \quad (2.9)$$

Por sua vez, o valor de  $Z_R$  é ajustado em função do quanto se deseja em termos de cobertura da LT ( $Z_I$ ,  $Z_{II}$  e  $Z_{III}$  etc.). Observa-se então que outro triângulo retângulo entra na jogada e, portanto:

$$Z_R = \frac{Z_I}{\cos(\theta_{LT} - \tau)} \quad (2.10)$$

Deve-se observar também que na figura 2.9, para a primeira impedância medida ( $Z_{m1}$ ) a inequação será verdadeira e para a terceira impedância ( $Z_{m3}$ ) será falsa. Por sua vez,  $Z_{m2}$  está sobre a circunferência de tal modo que a igualdade representa a condição de balanço ou, em termos de lugar geométrico, nada mais é do que um círculo passando pela origem dos eixos e com diâmetro  $Z_R$  e inclinação  $\tau$ .

Para a característica mostrada, os dois elementos (sinais) de comparação são:

$$S''_O = Z_R \cos(\varphi - \tau) \quad (2.11)$$

$$S''_R = Z_m \quad (2.12)$$

Neste caso, haverá operação sempre que  $S''_O > S''_R$  e a não operação, caso contrário. Por sua vez, se a impedância medida for multiplicada pela corrente do *loop* de falta, e o mesmo for feito para a impedância réplica, tem-se:

$$\dot{S}'_O = \dot{Z}_R \dot{I} \cos(\varphi - \tau) \quad (2.13)$$

$$\dot{S}'_R = \dot{Z}_m \dot{I} \quad (2.14)$$

Ora, sendo  $\varphi = \widehat{V}I$  o ângulo entre tensão e corrente do *loop* de falta, e  $Z_m I$  igual a tensão do *loop* de falta, isso significa que os sinais efetivamente comparados, são:

$$\dot{S}_O = \dot{Z}_R \dot{I} \cos(\widehat{V}I - \tau) \quad (2.15)$$

$$\dot{S}_R = \dot{V} \quad (2.16)$$

Sendo

$\dot{S}_O$  ( $\dot{S}_O''$  e  $\dot{S}_O'$ ) – Vetor elemento de operação;  
 $\dot{S}_R$  ( $\dot{S}_R''$  e  $\dot{S}_R'$ ) – Vetor elemento de restrição.

Conclui-se que, teoricamente, a função 21 não precisa medir ou calcular  $Z_m$ , mas apenas comparar dois sinais, conforme equações 2.15 e 2.16, para saber se ele deve operar ou não o correspondente disjuntor. Entretanto, cabe mencionar que a impedância medida continua sendo um caminho para se analisar o comportamento dinâmico do relé.

A característica tipo MHO é uma das mais usadas em relés de distância para a proteção de linhas de AT e EAT. Por sua vez, algumas questões devem ser levadas em conta, tais como:

- faltas fase-terra - existindo probabilidades de valores mais elevados de resistência de falta, principalmente nos limites dos alcances de zona, existe grande risco de erro por subalcance. Não é por menos que relés de características poligonais são preferíveis para proteção contra faltas à terra (21N).
- carregamento da linha - embora não seja um aspecto que diz respeito somente ao MHO, mas também aos poligonais, cuidado deve-se ter com os alcances das zonas mais externas, tais como terceira zona e zona de partida, para que não haja uma sobreposição com a região de máxima carga, conforme foi mostrado na figura 2.9. Ou seja, manter a margem de segurança contra o *load encroachment* [9], porém, permitindo maior carregamento da linha. Não é objeto deste texto falar sobre como evitar problemas de *load encroachment*.

### 2.2.7.2 - Comparação de Fase

Muitas das características clássicas (impedância, Mho, quadrilateral) que utilizam as técnicas de comparação de amplitude, podem ser também construídas utilizando-se a técnica de comparação de fases entre dois sinais corretamente escolhidos para tal.

São dois os comparadores de fase amplamente utilizados: tipo cosseno e do tipo seno.

O comparador tipo cosseno verifica o ângulo de dois vetores de entrada  $S_1$  e  $S_2$ , sendo qualquer deles um sinal de referência. A condição de operação do elemento de proteção irá acontecer se o ângulo entre eles estiverem entre  $-90^\circ$  e  $+90^\circ$ . Por sua vez, no comparador tipo seno a função 21 irá operar caso o ângulo esteja na faixa entre  $0^\circ$  e  $180^\circ$ . As equações (2.17) e (2.18) retratam tais condições, graficamente mostradas na figura 2.10.

$$-90^\circ \leq \angle \left( \frac{\dot{S}_1}{\dot{S}_2} \right) \leq 90^\circ \quad (2.17)$$

$$0^\circ \leq \angle \left( \frac{\dot{S}_1}{\dot{S}_2} \right) \leq 180^\circ \quad (2.18)$$

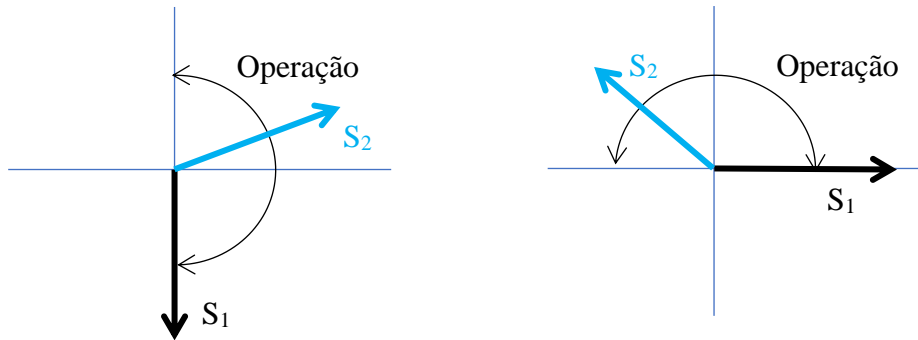


Figura 2.10 – Regiões de Restrição e Operação dos Comparadores.

Autoria: própria

Em relés eletromecânicos tais comparadores já eram utilizados, porém, são nos relés numéricos que os comparadores de fase são implantados com grande facilidade, não havendo necessidade de condição ótima de operação (torque de máximo torque).

Um exemplo de comparador de fase tipo cosseno é mostrado na figura 2.11, para uma função 21 de característica MHO. Os elementos (sinais) de comparação serão:

$$\bar{S}_1'' = \bar{Z}_R - \bar{Z}_m \quad (2.19)$$

$$\bar{S}_2'' = \bar{Z}_m \quad (2.21)$$

No ponto de balanço estes estarão conforme a figura 2.11 (a), ou seja, com um ângulo de defasamento entre eles de  $90^\circ$ . Multiplicando ambos os sinais pela corrente de *loop* de falta ( $I_L$ ), obter-se-ão os sinais que são efetivamente comparados, conforme equações 2.22 e 2.23, e a figura 2.11 (b).



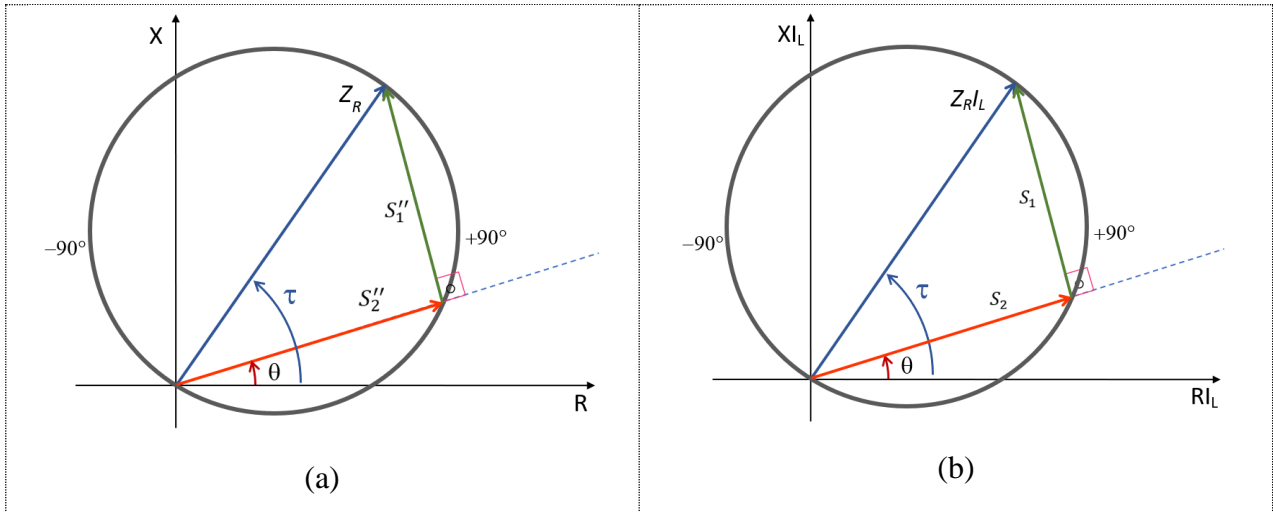


Figura 2.11 – Relé Mho – Comparação de Fase – Z Medido sobre a Característica do Relé. Fonte/ autoria [2]

$$\dot{S}_1 = \bar{Z}_R \dot{I}_L - \bar{Z}_m \dot{I}_L = \bar{Z}_R \dot{I}_L - \dot{V}_L \quad (2.22)$$

$$\dot{S}_2 = \bar{Z}_m \dot{I}_L = \dot{V}_L \quad (2.23)$$

$\dot{S}_1$  ( $\dot{S}_1''$  e  $\dot{S}_1'$ ) – Vetor elemento de operação;  
 $\dot{S}_2$  ( $\dot{S}_2''$  e  $\dot{S}_2'$ ) – Vetor elemento de restrição.

Para impedância medida dentro do círculo, a comparação de fase obterá um ângulo ( $\alpha$ ) menor do  $90^\circ$  (operação) e fora do círculo um ângulo maior do  $90^\circ$  (não operação), conforme é mostrado nas figuras 2.12 (a) e (b), significando operação no primeiro caso e restrição no segundo.

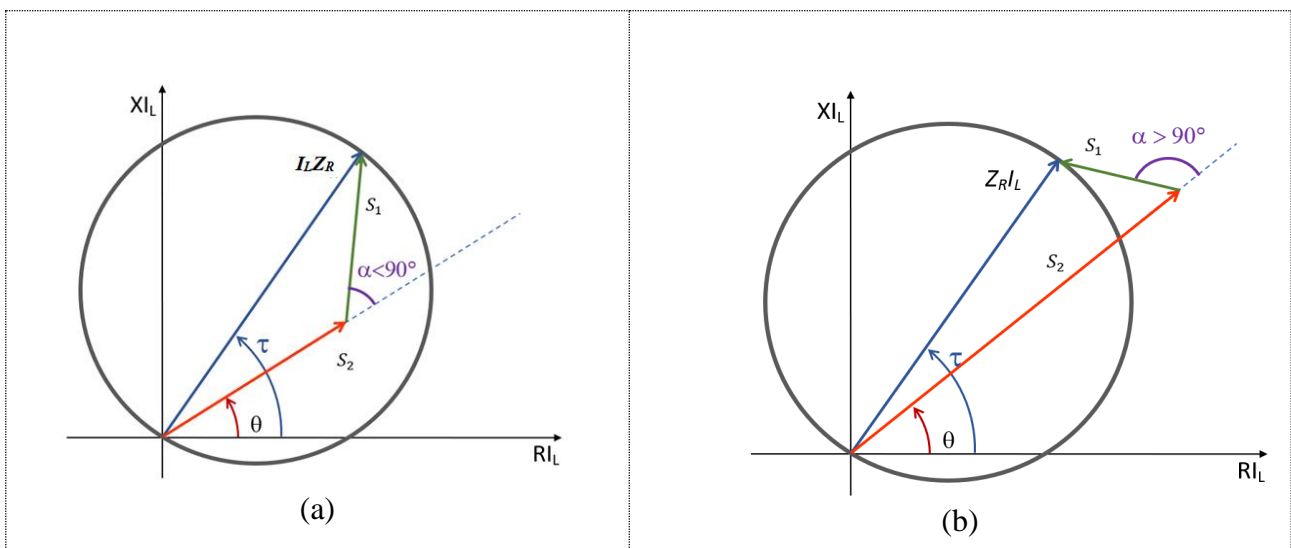


Figura 2.12 – Relé Mho – Comparação de Fase – Z Medido (a) Dentro e (b) Fora da Característica do Relé. Fonte/ autoria [2]

Por sua vez, os comparadores de fase tipo seno são particularmente adequados para a implementação das unidades de medida com operações retilíneas deslocadas da origem, por exemplo: unidades tipo reatância ou angular e unidades tipo *blinder* resistivo ou tipo oblíquas.

Para uma característica tipo reatância, por exemplo, os comparadores são:

$$\dot{S}_1'' = \bar{Z}_R - \bar{Z}_m \quad (2.24)$$

$$\dot{S}_2'' = R_A \quad (2.25)$$

sendo,  $R_A$  um elemento de alcance resistivo em uma característica quadrilateral.

Multiplicando tudo pela corrente de *loop* vem:

$$\dot{S}_1 = \dot{I}_L \bar{Z}_R - \dot{I}_L \bar{Z}_m = \dot{I}_L \bar{Z}_R - \dot{V}_L \quad (2.26)$$

$$\dot{S}_2 = \dot{I}_L R_A \quad (2.27)$$

os quais são os sinais efetivamente comparados. Na Figura 2.13 é mostrado o ponto de equilíbrio, ou seja, 180 graus entre os elementos  $S_1$  e  $S_2$ .

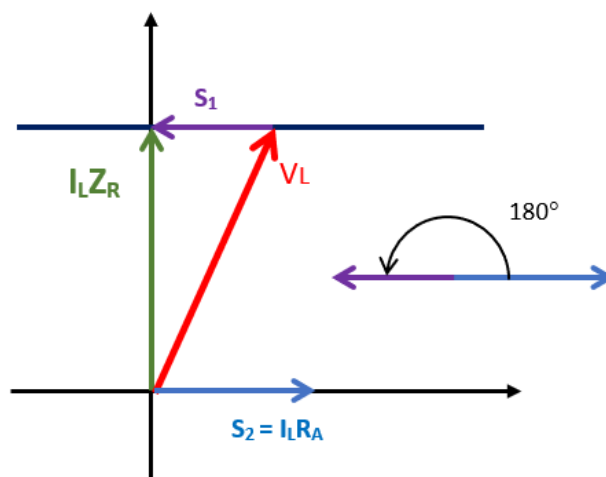


Figura 2.13 – Relé Tipo Reatância – Comparação de Fase tipo Seno. Fonte/ autoria [2]

Fasores em condições de operação e de restrição podem ser visualizadas nas figuras 2.14 (a) e (b).

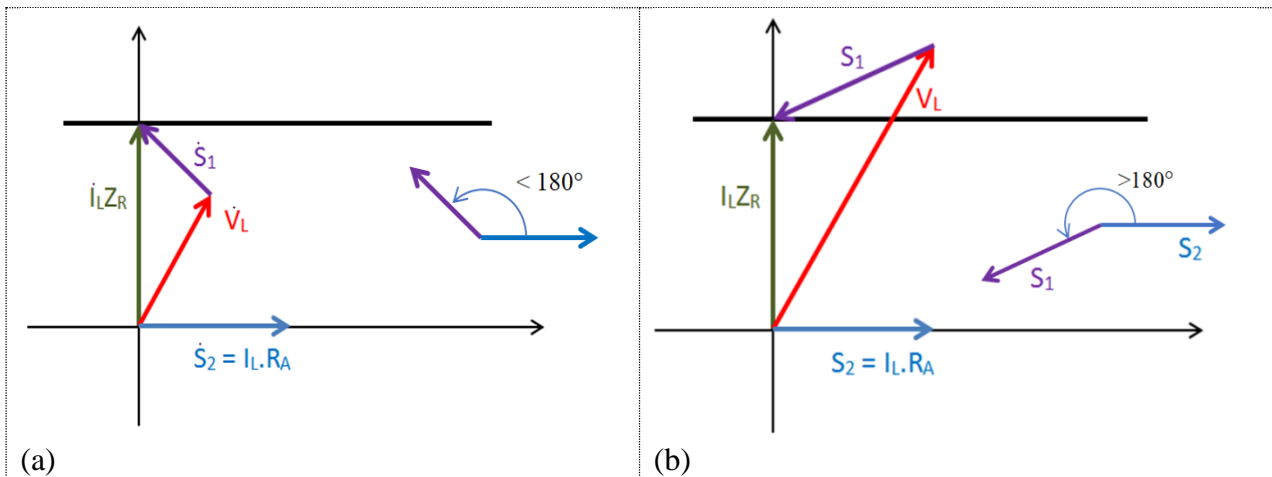


Figura 2.14 – Relé Tipo Reatância – Comparação de Fase Tipo Seno (a) Operação (b) Não Operação.  
Fonte/ autoria [2]

### 2.3. Desempenho do Relé 21 frente aos Tipos de Curto-Circuito

Um esquema de proteção deve ser concebido e estudado em função de todos os tipos de falta shunt e série no componente do sistema elétrico que se objetiva proteger [3], sendo as faltas shunt trifásica, bifásica e monofásica as mais avaliadas. A falta bifásica-terra é, de certa forma, pouco tratada na literatura técnica, devido a sua baixa incidência.

A seguir são apresentadas algumas considerações sobre as tensões e correntes que chegam ao relé de distância durante um curto-circuito, bem como o cálculo da impedância medida pelo relé levando em conta os *loops* de falta, em uma linha simples com fontes de ambos os lados. Tais expressões serão aqui tratadas de modo simplificado, com o foco principal na falta monofásica.

#### 2.3.1 - Falta Trifásica

Para este tipo de falta, a impedância medida será consistente com os *loops* entre fases, conforme mostrado na tabela 2.1. Para os três *loops* de falta, a impedância medida será a mesma, pois se trata de uma falta equilibrada. Assim sendo, a análise da falta trifásica, para fins de impedância medida, será similar à da falta bifásica tratada a seguir. A diferença, evidentemente, é que na falta bifásica, apenas um dos *loops* irá entregar a impedância até o ponto de falta (menor que as demais).

#### 2.3.2 - Falta Bifásica

Seja o sistema da figura 2.15, na qual ocorre uma falta entre as fases B e C a uma distância  $n$  do ponto de instalação da proteção. Sem necessidade de lançar mão de componentes simétricas,

observa-se que o relé 21 recebe os sinais de tensão  $V_A$ ,  $V_B$  e  $V_C$  e os sinais de corrente  $I_A$  (no caso zero),  $I_B$  e  $I_C$ .

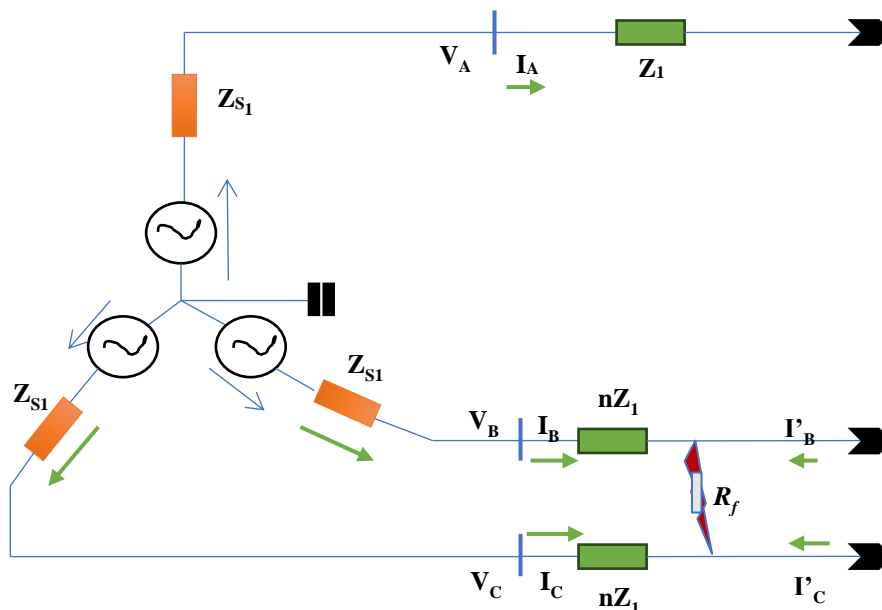


Figura 2.15 – Sistema Trifásico e Falta Bifásica Linha Simples e Dupla Fonte.

Autoria: Própria

Partindo da tensão  $V_B$ , aplicando a lei de Kirchhoff das tensões no *loop* da falta, vem:

$$-\dot{V}_B + n\dot{Z}_1\dot{I}_B + R_f\dot{I}_T - n\dot{Z}_1\dot{I}_C + \dot{V}_C = 0 \quad (2.28)$$

Agrupando,

$$\dot{V}_B - \dot{V}_C = n\dot{Z}_1(\dot{I}_B - \dot{I}_C) + R_f\dot{I}_T = 0 \quad (2.29)$$

Conforme tabela 2.1, vem:

$$\frac{\dot{V}_B - \dot{V}_C}{\dot{I}_B - \dot{I}_C} = n\dot{Z}_1 + \frac{R_f\dot{I}_T}{\dot{I}_B - \dot{I}_C} \quad (2.30)$$

Sendo

$n$  a distância da falta

$R_f$  a resistência de falta

$I_T$  a corrente total no ponto de falta.

Analisando a equação (2.30), algumas conclusões são obtidas:

1. Se a resistência de falta for igual à zero (falta sólida), o relé irá medir exatamente (em condições

ideais) a impedância  $nZ_1$ , que é o que se deseja.

2. É claro que se  $R_f$  for diferente de zero, a impedância medida será impactada pelo valor da mesma, e a impedância aparente será (normalmente) maior que a real.
3. Por ter uma fonte no outro terminal, deve-se observar que no ponto de falta passará também a corrente desta fonte (*infeed* remoto) somada à corrente da fonte local, produzindo  $I_T$  (corrente total no ponto de falta).
4. A divisão  $I_T/(I_B - I_C)$  é um número complexo (módulo de ângulo) levando então a um termo adicional na impedância medida que não necessariamente estará paralelo ao eixo R no diagrama RX. Isso somente aconteceria se tal divisão possuísse um ângulo igual a zero.
5. O fato do termo contendo a resistência de falta não ser paralelo ao eixo R, é um fenômeno denominado na literatura de “efeito reatância” [10]. Isso é verdade também para outros tipos de falta e dependerá da fonte remota.
6. Caso a linha de transmissão seja radial,  $I_T/(I_B - I_C) = 1/2$ .

### 2.3.3 - Falta Monofásica em Linhas Simples Radial ou de Dupla Fonte

Analisa-se agora a LT, representada pela figura 2.16, na qual ocorre uma falta fase-terra (fase A-T) a uma distância  $n$  do terminal S, através de uma resistência de falta genérica  $R_f$ . Por simplicidade, a impedância de sequência positiva será igual à de sequência negativa em ambas as fontes, sendo o diagrama de sequência mostrado na figura 2.17.

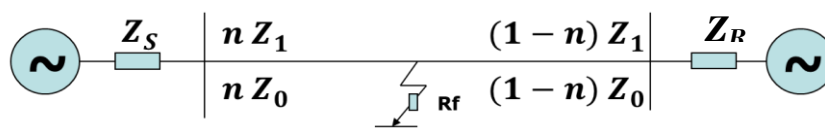


Figura 2.16 – Sistema para Falta Monofásica com algumas Simplificações. Fonte/ autoria [2]

A ideia agora é obter a expressão da impedância medida pelo relé 21 na barra S.

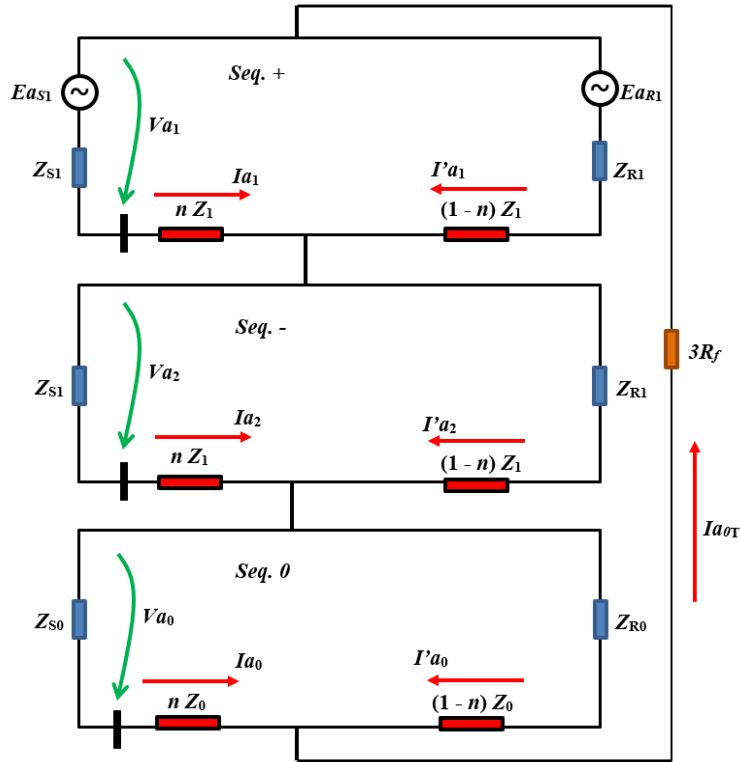


Figura 2.17 – Diagrama Sequencial para Falta Monofásica. Fonte/ autoria [2]

Equacionando o circuito sequencial mostrado na figura 2.17, vem:

$$-\dot{V}_{a1} + n\bar{Z}_1\dot{I}_{a1} - \dot{V}_{a2} + n\bar{Z}_1\dot{I}_{a2} - \dot{V}_{a0} + n\bar{Z}_0\dot{I}_{a0} + 3\dot{I}_{a0T}R_f = 0 \quad \text{ou}$$

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1\dot{I}_{a1} + n\bar{Z}_1\dot{I}_{a2} + n\bar{Z}_0\dot{I}_{a0} + 3\dot{I}_{a0T}R_f$$

Sendo

$n$  – Distância da falta;

$R_f$  – Resistência de falta;

$V_{a0}$ ,  $V_{a1}$  e  $V_{a2}$  - as tensões de seqüência zero, positiva e negativa;

$I_{a0}$ ,  $I_{a1}$  e  $I_{a2}$  - as correntes de seqüência zero, positiva e negativa.

$Z_S$  – Impedância do sistema do lado S;

$Z_R$  – Impedância do sistema do lado R;

Somando e subtraindo  $n\bar{Z}_1\dot{I}_{a0}$ , vem:

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1\dot{I}_{a1} + n\bar{Z}_1\dot{I}_{a2} + n\bar{Z}_0\dot{I}_{a0} + 3\dot{I}_{a0T}R_f + n\bar{Z}_1\dot{I}_{a0} - n\bar{Z}_1\dot{I}_{a0}$$

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1(\dot{I}_{a1} + \dot{I}_{a2} + \dot{I}_{a0}) + n\bar{Z}_0\dot{I}_{a0} - n\bar{Z}_1\dot{I}_{a0} + 3\dot{I}_{a0T}R_f$$

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1\dot{I}_a + n\dot{I}_{a0}\bar{Z}_0 - n\dot{I}_{a0}\bar{Z}_1 + 3\dot{I}_{a0T}R_f$$

Colocando  $n\dot{I}_{a0}$  em evidência, multiplicando e dividindo por  $3\bar{Z}_1$ , vem:

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1\dot{I}_a + n\bar{Z}_1 3\dot{I}_{a0} \left( \frac{\bar{Z}_0 - \bar{Z}_1}{3\bar{Z}_1} \right) + 3\dot{I}_{a0T}R_f \quad (2.31)$$

A expressão (2.31) mostra a tensão que chega ao relé 21 durante a falta fase-terra, em função de  $n$  e também do valor  $\frac{\bar{Z}_0 - \bar{Z}_1}{3\bar{Z}_1}$ . Este termo é referenciado na literatura como sendo um **fator de compensação de terra** ( $\bar{k}_0$ ) [3]. Ou seja:

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1\dot{I}_a + n\bar{Z}_1 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0 + 3\dot{I}_{a0T}R_f \quad (2.32)$$

sendo então:

$$\bar{k}_0 = \frac{\bar{Z}_0 - \bar{Z}_1}{3\bar{Z}_1} \quad (2.33)$$

A corrente lida pelo relé através do TC é a  $I_{CCFT} = I_a$ . Portanto, a princípio, a impedância medida ( $Z_m$ ) pelo relé, é dada por:

$$\bar{Z}_m = \frac{\dot{V}_a}{\dot{I}_a} = \frac{n\bar{Z}_1\dot{I}_a + n\bar{Z}_1 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0}{\dot{I}_a} = n\bar{Z}_1 + \frac{3\dot{I}_{a0}n\bar{Z}_1\bar{k}_0}{\dot{I}_a} \quad (2.34)$$

Nesta expressão, para facilidade de análise, está sendo considerada uma falta sólida ( $R_f = 0$ ). Mesmo assim, observa-se que há um erro associado, já que a medida real (ideal) deveria ser  $n\bar{Z}_1$ .

Entretanto, a engenharia enxergou na expressão anterior, a possibilidade de se fazer uma compensação na corrente, através do uso do fator  $\bar{k}_0$ . Desse modo, tal fator é ajustado nos relés de distância e a seguinte medida (ou cálculo) é realizada:

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0) \quad (2.35)$$

$$\bar{Z}_m = \frac{\dot{V}_a}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} = n\bar{Z}_1 \quad (2.36)$$

Ou seja, uma correta medição é realizada pela função 21. Isso possibilita uma comparação adequada da impedância medida e da impedância de sequência positiva total da linha, ajustada no relé através da impedância réplica ( $Z_R$ ).

Deve-se observar que  $\dot{I}_a$  é a corrente passando pela fase nos TC e  $3I_{a0}$  é a corrente medida no neutro dos TC ou calculada ( $\dot{I}_a + \dot{I}_b + \dot{I}_c$ ) nos relés numéricos. Por sua vez, a expressão  $\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0$  é denominada de corrente compensada, sendo o fator de compensação de terra um parâmetro de ajuste no dispositivo de proteção, conforme já mencionado. Nos eletromecânicos somente o módulo de  $k_0$  é ajustado, já nos relés numéricos e alguns relés estáticos apresentam a possibilidade de ajuste também do ângulo [9]. Se, por sua vez, o relé é parametrizado com as informações de  $Z_1$  e  $Z_0$  da LT, o fator  $k_0$  pode ser calculado.

Para as análises até aqui, a resistência de falta foi desconsiderada. Porém, o que acontece se ela for diferente de zero, o que na maioria das vezes é verdade? Neste caso, tem-se:

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0) + 3\dot{I}_{a0T}R_f \quad (2.37)$$

$$\bar{Z}_m = \frac{\dot{V}_a}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} = n\bar{Z}_1 + \frac{3\dot{I}_{a0T}R_f}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} \quad (2.38)$$

Na expressão anterior  $3\dot{I}_{a0T}$  nada mais é do que a corrente no ponto da falta ( $I_F$ ), que contém a contribuição da fonte remota. Se a linha protegida for radial, haverá um cancelamento considerando que  $\dot{I}_a = 3\dot{I}_{a0} = 3\dot{I}_{a0T}$ . Neste caso a expressão fica:

$$\bar{Z}_m = \frac{\dot{V}_a}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} = n\bar{Z}_1 + \frac{R_f}{(1+\bar{k}_0)} \quad (2.39)$$

Porém, não sendo radial, o *infeed* remoto irá provocar uma maior distorção na resistência de falta, pois  $\dot{I}_F/(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0)$  é um número complexo com módulo e ângulo, fazendo com que o termo adicional ao  $n\bar{Z}_1$  seja visto no diagrama RX com uma rotação positiva ou negativa, conforme é mostrado na figura 2.18. O sentido desse deslocamento vai depender do ângulo da relação  $\dot{I}_F/(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0)$ . Este fenômeno na resistência de falta, conforme mencionado, é o efeito reatância.

Na figura 2.18 é ilustrada tal situação em uma hipotética falta em final de trecho protegido. Percebe-se que a impedância medida pode levar a um erro de subalcance ou sobrealcance (se a falta estiver imediatamente fora da zona).



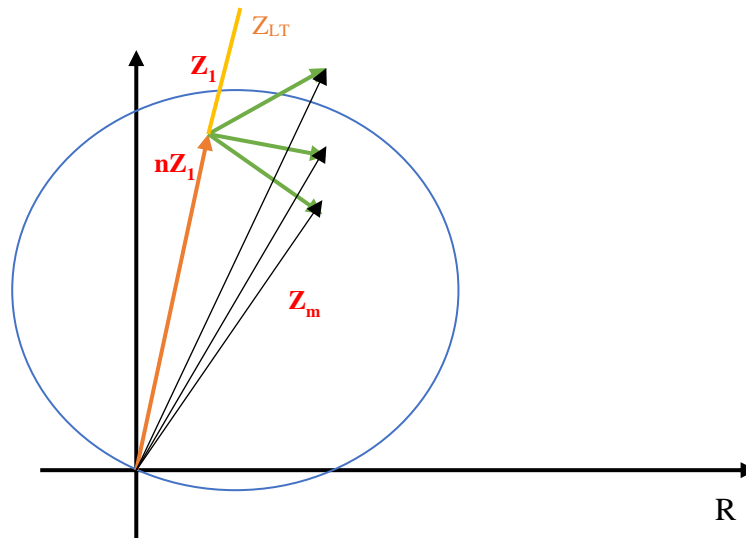


Figura 2.18 – Impedância Medida e a Influência do *Infeed* Remoto na Resistência de Falta.

Autoria: Própria

## 2.4. Considerações Finais

No capítulo 2 desta dissertação, procurou-se mostrar, de forma muito abrangente, as principais conceituações sobre proteção de linhas de transmissão através de relés de distância – função ANSI 21. Os conceitos de diagrama RX, *loops* de falta e resistência de falta são muito importantes para o entendimento inicial das análises comportamentais de uma unidade 21. Além disso, os conceitos de técnicas de medição, as quais levam às diferentes características de relés 21, associadas com as suas graduações, são importantes para a análise do comportamento de um elemento de distância diante das faltas que podem ocorrer em linhas de transmissão. Neste sentido, foram apresentadas algumas condições de curto-circuito, principalmente do tipo fase-terra, em linhas simples (radial ou com fonte dupla) e os erros aos quais funções 21 estão sujeitos.

Dando sequência a este texto, o Capítulo 3 irá descrever as faltas do tipo fase-terra em linhas de circuitos duplos, as quais introduzem um conjunto de problemas como consequência da impedância mútua de sequência zero. Também serão apresentados os possíveis meios de mitigação encontrados em uma revisão bibliográfica sobre o assunto.

### 3. Faltas Monofásicas em Linhas Duplas

#### 3.1– Considerações Iniciais

Segundo o ONS [1], o Sistema Interligado Nacional conta com 4.405 circuitos de LT, sendo que deste montante, 1.874 são de circuito simples e o restante (2.531) compostos de mais de um circuito, conforme já mencionado no capítulo 1. Muitos desses circuitos são construídos em paralelo, dispostos na mesma torre, ou bem próximos em torres diferentes. A opção por circuitos duplos, correndo ou não na mesma estrutura, reduz os gastos com a compra e manutenção de terras [11].

Devido à transposição de fases, o efeito das mútuas de sequência positiva e negativa pode ser desprezado, mesmo que as duas linhas compartilhem as mesmas torres. Porém, a impedância mútua de sequência zero ( $Z_{0m}$ ) deve ser levada em consideração. Tal impedância depende das características geométricas da LT e pode ser calculada [12], conforme equações 3.1 e 3.2:

$$\bar{Z}_{0m} = 3R_E + j\omega 10^{-4} 6 \ln \frac{\delta}{A_L} \Omega/km \quad (3.1)$$

$$\delta = 1650 \sqrt{\frac{\rho}{\omega}} m \quad (3.2)$$

$$R_E = \frac{\pi}{2} \omega 10^{-4} \Omega/km \quad (3.3)$$

sendo,

$\rho$  é a resistividade do solo em  $\Omega.km$ ;

$R_E$  a resistência de terra, calculada por 3.3;

$\omega$  a frequência em rd/s e

$A_L$  a distância média geométrica dos condutores de ambas as linhas de transmissão (corresponde aproximadamente a distância entre as torres).

Por causa da mútua de sequência zero, durante um curto-circuito à terra, a tensão aplicada ao relé de um circuito incluirá uma tensão induzida proporcional à corrente do outro circuito. Assim, a posição aparente do curto-circuito para o relé dependerá da direção da componente de sequência zero do circuito sem falta. Em outras palavras,  $Z_{0M}$  irá influenciar o alcance do relé, de tal modo que poderá acontecer erros de sobrealcance ou de subalcance. Um exemplo do sobrealcance está mostrado tanto nas figuras 3.1 (a) e (b). Em ambos os casos a impedância aparente medida (ou

calculada) tornar-se-á menor (relé alcança um trecho maior). Observe pelas figuras que as correntes nas linhas ( $3I_0$ ) estão fluindo em sentido contrário.

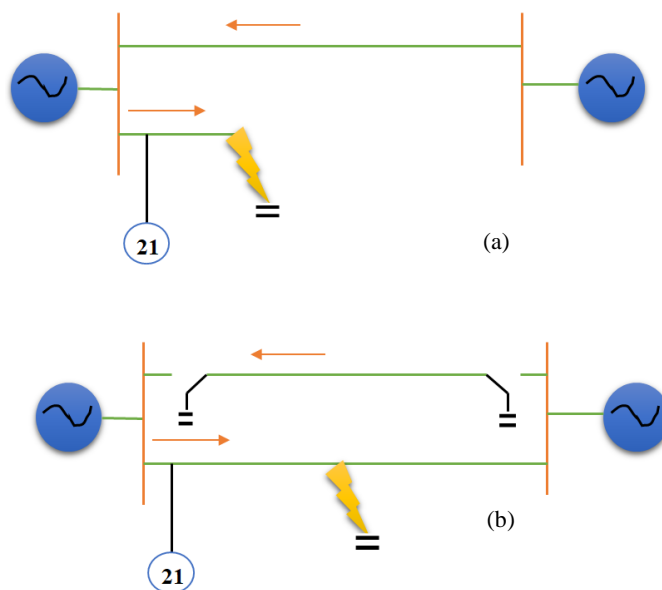


Figura 3.1 (a) Causas de Erros de Sobrealcance para Falhas próximas com a outra ponta Desconectada. (b) Para Falhas na Linha com a linha paralela fora de Serviço e Aterrada. Autoria: Própria

Por sua vez, na figura 3.2 é mostrada uma situação na qual o relé poderá errar por subalcance (a impedância medida pelo relé será aumentada e o relé passará a proteger um trecho mais curto).

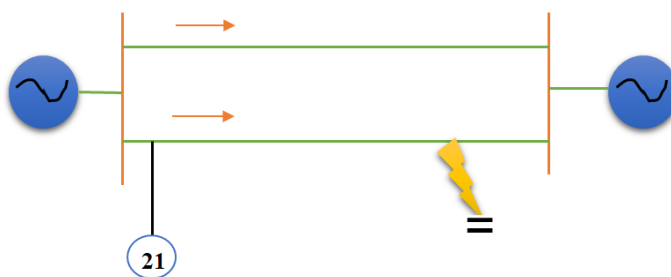


Figura 3.2 – Causa de subalcance – falta próxima ao terminal remoto. Autoria: Própria

### 3.2 – O equacionamento da Falta Monofásica

Para se analisar as equações de tensão e corrente que chegam ao relé, o circuito das figuras 3.3 e 3.4 serão usados.

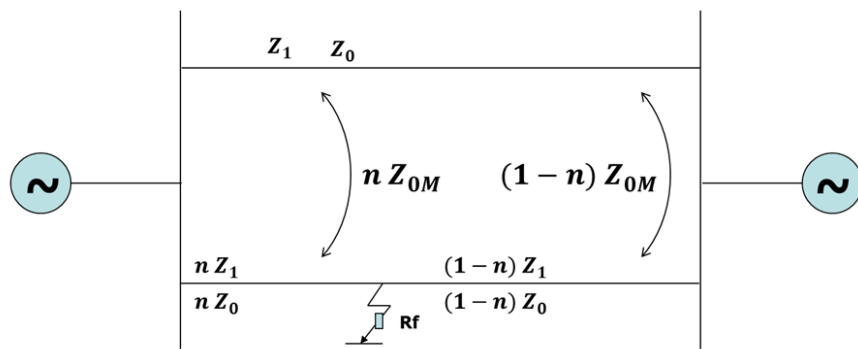


Figura 3.3 – Sistema de linha dupla para análise de falta  
Fonte/autoria [2]

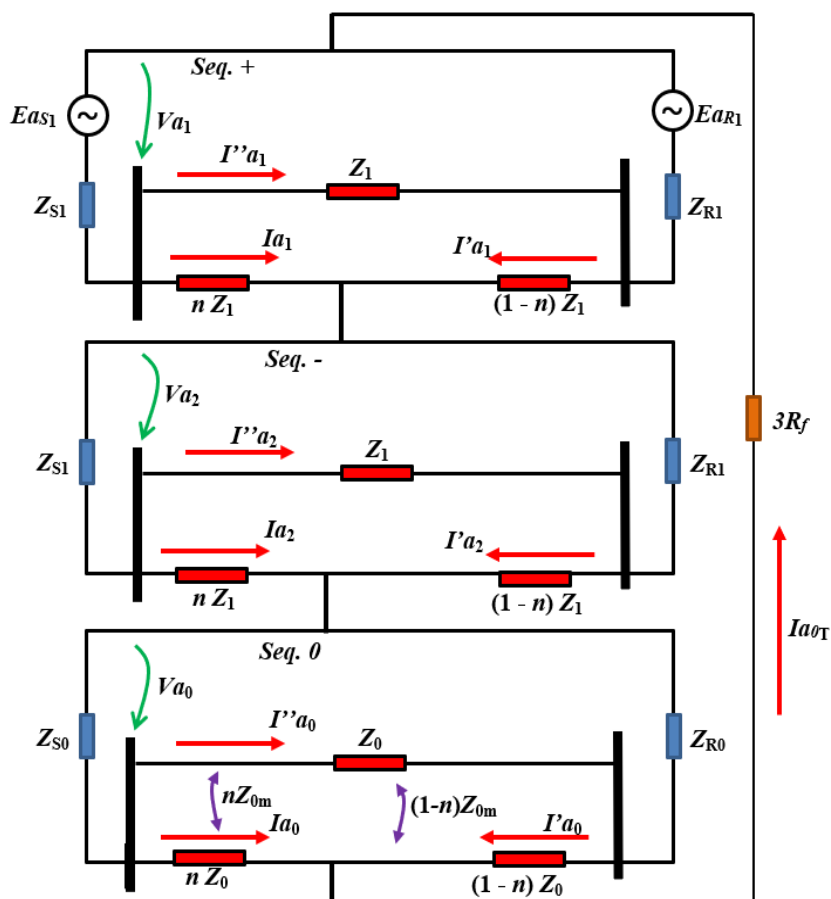


Figura 3.4 – Diagrama de seq. positiva, negativa e zero do sistema de linha dupla para análise de falta  
Fonte/autoria: [2]

Aplicando a Lei de Kirchhoff de tensão, vem:

$$-\dot{V}_{a1} + n\bar{Z}_1\dot{I}_{a1} - \dot{V}_{a2} + n\bar{Z}_1\dot{I}_{a2} - \dot{V}_{a0} + n\bar{Z}_0\dot{I}_{a0} + n\bar{Z}_{0m}\dot{I}_{a0}'' + 3\dot{I}_{a0T}R_f = 0$$

Sendo,  $I_{a0}''$  a corrente de sequência zero na linha paralela (sem falta).

Conforme já mostrado, para linhas simples soma-se e subtrai-se um mesmo termo:

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1\dot{I}_{a1} + n\bar{Z}_1\dot{I}_{a2} + n\bar{Z}_0\dot{I}_{a0} + n\bar{Z}_{0m}\dot{I}_{a0}'' + 3\dot{I}_{a0T}R_f + n\bar{Z}_1\dot{I}_{a0} - n\bar{Z}_1\dot{I}_{a0}$$

resultando em,

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1\dot{I}_a + n\bar{Z}_13\dot{I}_{a0}\bar{k}_0 + n\bar{Z}_{0m}\dot{I}_{a0}'' + 3\dot{I}_{a0T}R_f$$

Supondo  $R_f = 0$  e dividindo a tensão  $V_a$  pela corrente compensada (a mesma análise anterior), vem:

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0) + n\bar{Z}_{0m}\dot{I}_{a0}'' \quad (3.4)$$

$$\bar{Z}_m = \frac{\dot{V}_a}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} = n\bar{Z}_1 \pm \frac{n\bar{Z}_{0m}\dot{I}_{a0}''}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} \quad (3.5)$$

Nota-se na equação (3.5) o aparecimento de um termo de erro na impedância medida. Neste termo o sinal  $\pm$  foi considerado apenas para dizer que, dependendo da direção de  $3\dot{I}_{a0}''$  (linha sem falta), o erro pode ser positivo ou negativo.

Assim, como no caso de linhas simples, a utilização da corrente compensada se faz necessária para faltas à terra, porém, não resolve o problema da influência da mútua de sequência zero na impedância medida.

### 3.3 – Os Erros Associados devido à Mútua $Z_{0M}$

A equação (3.5) pode ser escrita conforme (3.6), para o relé instalado no circuito com falta.

$$\bar{Z}_{m1} = n\bar{Z}_1 \pm \frac{n\bar{Z}_{0m}\dot{I}_{a0}''}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} = n\bar{Z}_1[1 \pm \text{Erro}_m] \quad (3.6)$$

Manipulando a equação (3.6), chega-se a equação (3.7), conforme mostrado a seguir:

$$\bar{Z}_{m1} = n\bar{Z}_1 + \frac{n\bar{Z}_{0m}I''_{a0}}{i_{a1} + i_{a2} + i_{a0} + \frac{\bar{Z}_0}{\bar{Z}_1}i_{a0} - i_{a0}} \times \frac{\bar{Z}_1}{\bar{Z}_1}$$

$$\bar{Z}_{m1} = n\bar{Z}_1 + \frac{n\bar{Z}_1\bar{Z}_{0m}I''_{a0}}{2i_{a1}\bar{Z}_1 + \bar{Z}_0i_{a0}} = n\bar{Z}_1 \left[ 1 + \frac{\frac{\bar{Z}_{0m}}{\bar{Z}_1} \cdot \frac{I''_{a0}}{i_{a0}}}{\frac{2i_{a1}}{i_{a0}} + \frac{\bar{Z}_0}{\bar{Z}_1}} \right] = n\bar{Z}_1 [1 + \text{Erro}_m] \quad (3.7)$$

O termo de  $\text{Erro}_m$  (erro devido a mútua) pode então ser obtido considerando as relações  $I''_{a0}/i_{a0}$  e  $i_{a1}/i_{a0}$ , as quais são encontradas utilizando-se os divisores de corrente nos diagramas de sequência positiva, negativa e zero. Estas relações, equações (3.7a) e (3.7b) podem ser encontradas na referência [13], evitando-se, portanto, fazer as suas demonstrações aqui neste texto.

$$\frac{I''_{a0}}{i_{a0}} = 1 + \frac{2(n-1)(\bar{Z}_{S0} + \bar{Z}_{R0}) + (n-1)(\bar{Z}_{0m} + \bar{Z}_0)}{(2-n)\bar{Z}_{R0} + (1-n)(\bar{Z}_{S0} + \bar{Z}_0 + \bar{Z}_{0m})} \quad (3.7a)$$

$$\frac{i_{a1}}{i_{a0}} = \frac{\frac{(1-n)(\bar{Z}_{S1} + \bar{Z}_1) + (2-n)\bar{Z}_{R1}}{2(\bar{Z}_{S1} + \bar{Z}_{R1}) + \bar{Z}_1}}{\frac{(2-n)\bar{Z}_{R0} + (1-n)(\bar{Z}_{S0} + \bar{Z}_0 + \bar{Z}_{0m})}{2(\bar{Z}_{S0} + \bar{Z}_{R0}) + \bar{Z}_{0m} + \bar{Z}_0}} \quad (3.7b)$$

Por sua vez, a impedância medida pelo relé do circuito sem falta (C2), para um sistema com dupla fonte, deverá levar em conta o *infeed* da fonte remota no trecho complementar  $(1-n)$  ou até mesmo na própria linha C2, de modo reverso, a depender da localização da falta  $(n)$  (vide figura 3.4). Neste caso, a impedância medida assume a forma abaixo

$$\bar{Z}_{m2} = (2-n)\bar{Z}_1 \pm \frac{n\bar{Z}_{0m}I''_{a0}}{I''_{a0} + 3I''_{a0}\bar{k}_0} \pm \text{Adz} \quad (3.8)$$

O termo  $\text{Adz}$  (adicional de impedância), por exemplo, no trecho  $(1-n)$  pode ser entendido como:

$$\text{Adz} = (1-n)\bar{Z}_1 \left[ \frac{i'_a + 3i'_{a0}\bar{k}_{0M}}{I''_{a0} + 3I''_{a0}\bar{k}_0} \right] \quad (3.9)$$

É bastante complexa a obtenção deste termo  $Adz$  (por sinal não encontrado na literatura consultada), pois, depende de várias fatores, como a razão das impedâncias das fontes com a linha (fonte forte ou fraca), da razão entre as correntes da linha sadia e da linha sob falta, assim como da própria localização da falta.

Como já pôde ser percebido, o erro relativo à  $Z_{0M}$  também é dependente da polaridade das correntes de sequência zero de ambos os circuitos. Se as correntes de sequência zero estiverem fluindo em sentidos contrários o termo de erro será negativo causando erro de sobrealcançe, caso contrário, será positivo, causando erro de subalcançe. Isso significa que, olhando em um diagrama RX, se atendo ao caso do relé 1 ( $Z_{m1}$ ), pode-se ter as possibilidades mostradas na figura 3.5, em termos de impedância medida.

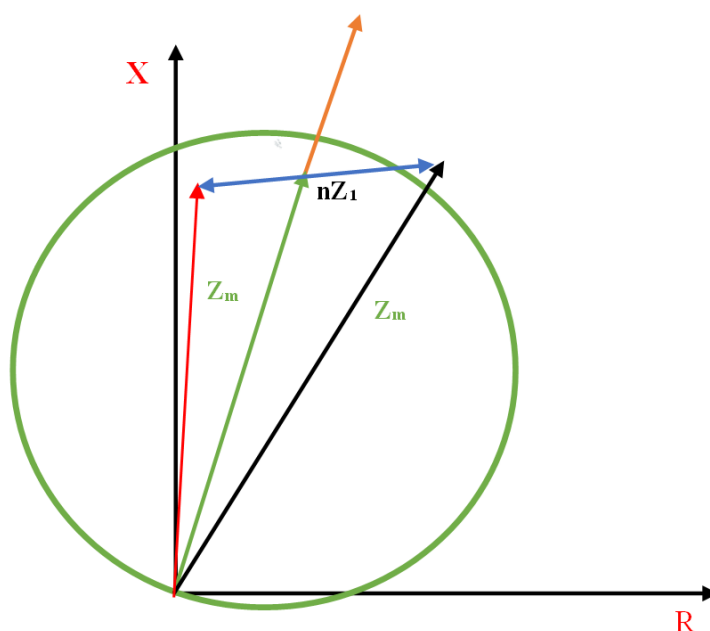


Figura 3.5 – Análise da impedância medida no diagrama RX  
Autoria: Própria

Na referência [12] são apontados os erros dos relés 21 (RZ1 e RZ2) protegendo uma linha de transmissão de circuito duplo, porém com uma única fonte, conforme a figura 3.6. Segundo este autor, o maior impacto do acoplamento mútuo de sequência zero ocorre exatamente em linhas duplas com **fonte em apenas um terminal**.

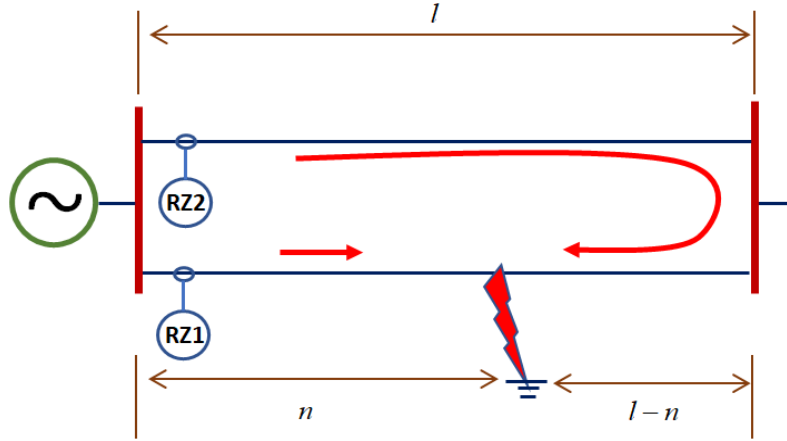


Figura 3.6 – Linha dupla com fonte única sob falta. Fonte/autoría [2]

Novamente, supondo uma falta a uma distância  $n$ , nas condições da figura 3.6, as impedâncias medidas pelos relés de distância RZ1 e RZ2 podem ser deduzidas, considerando

$$\frac{i''_{a0}}{i_{a0}} = \frac{n}{2-n} \quad e \quad \frac{i_{a1}}{i_{a0}} = 1$$

chegando-se às seguintes expressões:

$$Z_{m1} = \frac{\dot{V}_a}{i_a + 3i_{a0}\bar{k}_0} = nZ_1 \left( 1 + \frac{\frac{Z_{0M}}{3Z_1} \cdot \frac{n}{2-n}}{1 + K_0} \right) \quad (3.10)$$

$$Z_{m2} = \frac{\dot{V}_a}{i''_{a0} + 3i''_{a0}\bar{k}_0} = Z_1(2-n) \left( 1 + \frac{\frac{Z_{0M}}{3Z_1} \cdot \frac{n}{2-n}}{1 + K_0} \right) \quad (3.11)$$

Cabe observar que a não existência de uma fonte do lado R, aquele termo Adicional (Adz) da expressão (3.8) não irá existir, facilitando encontrar as impedâncias medidas de ambos os relés. As expressões (3.10) e (3.11) podem ser visualizadas graficamente, considerando faltas fase-terra em posições  $n$  variando de 0 até 1 (barra remota) no circuito da LT paralela protegido pelo relé RZ1. No exemplo, retirado de [12], foi tomada uma linha paralela com  $k_0 = 0,87$  e  $Z_{0M}/3Z_1 = 0,65$ , resultando no gráfico da figura 3.7.



Observa-se que cada relé tem seu próprio erro (ambos para mais) e o maior em ambos os casos será quando a falta acontecer no final das linhas (terminal remoto). Para o exemplo em questão, o erro relativo chega a 35% em  $n = 1$ .

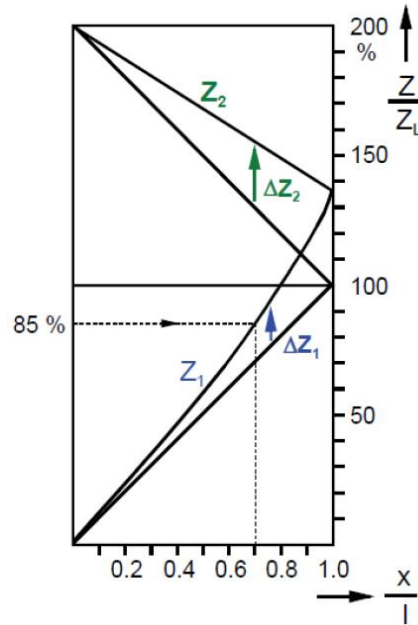


Figura 3.7 – Impedância medida pelos relés 1 (RZ1) e 2 (RZ2) para faltas ao longo da linha 1. Fonte/autoria [12].

Uma interessante e particular análise de erro pode ser realizada quando a linha paralela estiver desligada e aterrada, como o da figura 3.1b.

Neste caso tem-se:

$$i''_{a0} = \frac{\dot{V}''_{a0}}{\bar{Z}_0} \quad (3.12)$$

Mas,

$$\dot{V}''_{a0} = -n\bar{Z}_{0m}i_{a0} + (1-n)\bar{Z}_{0m}i'_{a0} \quad (3.13)$$

Logo,

$$\bar{i}''_{a0} = \frac{-n\bar{Z}_{0m}i_{a0} + (1-n)\bar{Z}_{0m}i'_{a0}}{\bar{Z}_0}$$

Voltando então na expressão da impedância medida (3.5) e fazendo as substituições, chega-se à equação (3.14). Desnecessário lembrar que o relé R2 nada medirá.

$$\bar{Z}_{m1} = n\bar{Z}_1 \left[ 1 - \frac{\bar{Z}_{0m}^2 (n - (1-n) i'_{a0}/i_{a0})}{\bar{Z}_1 \bar{Z}_0 (2 i_{a1}/i_{a0} + 1 + 3\bar{k}_0)} \right] \quad (3.14)$$

As expressões para  $\dot{I}'_{a0}/\dot{I}_{a0}$  e  $\dot{I}_{a1}/\dot{I}_{a0}$ , respectivamente, para a condição prevalecente, estão apresentadas a seguir, as quais são obtidas dos divisores de corrente nos diagramas de sequência positiva e zero.

$$\frac{\dot{I}'_{a0}}{\dot{I}_{a0}} = \frac{\bar{Z}_{S0} + n\bar{Z}_0}{\bar{Z}_{R0} + (1-n)\bar{Z}_0} \quad (3.15)$$

e

$$\frac{\dot{I}_{a1}}{\dot{I}_{a0}} = \frac{\bar{Z}_{S0} + \bar{Z}_0 + \bar{Z}_{R0}}{\bar{Z}_{S1} + \bar{Z}_1 + \bar{Z}_{R1}} \times \frac{\bar{Z}_{R1} + (1-n)\bar{Z}_1}{\bar{Z}_{R0} + (1-n)\bar{Z}_0} \quad (3.16)$$

Cabe mencionar que é esperado em grande parte dos pontos de falta, ao longo da linha, que a impedância medida apresente valores menores do que os valores reais, ou seja, provocando erros negativos (erros de sobrealcançe).

Na condição em que a fonte R esteja desconectada ou então em um sistema radial, a expressão (3.14) vem a se tornar a expressão (3.17), pois  $\dot{I}'_{a0}/\dot{I}_{a0} = 0$  e  $\dot{I}_{a1} = \dot{I}_{a0} = 1$ .

$$\bar{Z}_{m1} = n\bar{Z}_1 \left[ 1 - \frac{n\bar{Z}_{0m}^2}{\bar{Z}_0(2\bar{Z}_1 + \bar{Z}_0)} \right] \quad (3.17)$$

Portanto, para  $n = 1$  acontece o maior erro, dada pela equação (3.18).

$$Erro_m \% = -\frac{\bar{Z}_{0m}^2}{\bar{Z}_0(2\bar{Z}_1 + \bar{Z}_0)} 100\% \quad (3.18)$$

Em todas as equações anteriores a resistência de falta ( $R_f$ ) foi negligenciada, o que na prática é raro. Ao se considerar a resistência de falta na equação (3.5) e figura 3.4, tem-se:

$$\bar{Z}_{m1} = \frac{\dot{V}_a}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} = n\bar{Z}_1 \pm \frac{n\bar{Z}_{0m}\dot{I}'_{a0}}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} + \frac{3\dot{I}_{a0}R_f}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} \quad (3.19)$$

Nestes casos, a impedância medida pode-se comportar conforme mostra o diagrama RX, da Figura 3.8. Embora não esteja mostrado, o termo devido à resistência de falta não necessariamente estará em paralelo ao eixo R, pois ele está sendo multiplicado por uma razão de correntes, com ângulos normalmente diferentes de zero, conforme já exposto para linhas simples.

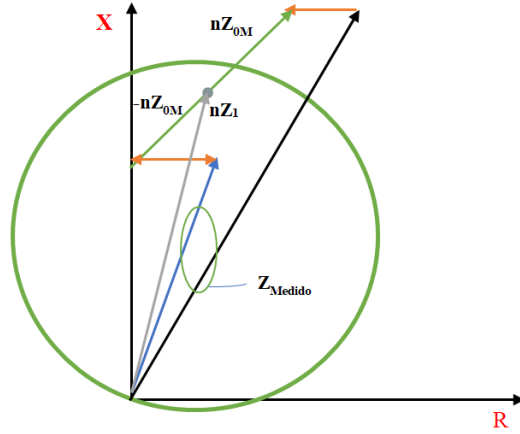


Figura 3.8 – Impedância medida levando em conta a impedância mútua e a resistência de falta.  
Fonte: Adaptada de [2]

Da equação (3.19), o termo relativo à resistência de falta na impedância medida é dado por:

$$Termo_{Rf} = \frac{3\dot{I}_{a0T}R_f}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0} \quad (3.20)$$

Considerando a fonte remota fornecendo  $\dot{I}_{a0R}$  e que  $\dot{I}'_{a0} = \dot{I}''_{a0} + \dot{I}_{a0R}$ , conforme figura 3.4, o termo relativo à resistência de falta ( $Termo_{Rf}$ ) passa a ser dado conforme mostrado.

$$Termo_{Rf} = \frac{3R_f (\dot{I}_{a0} + \dot{I}'_{a0})}{(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0)} = \frac{3R_f (\dot{I}_{a0} + \dot{I}''_{a0} + \dot{I}_{a0R})}{(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0)}$$

Dividindo no numerador e no denominador por  $\dot{I}_{a0}$ , vem

$$\bar{Z}_{m1} = n\bar{Z}_1(1 \pm Erro_m) + 3R_f \left( \frac{1 + \dot{I}''_{a0}/\dot{I}_{a0} + \dot{I}_{a0R}/\dot{I}_{a0}}{1 + 2\dot{I}_{a1}/\dot{I}_{a0} + 3\bar{k}_0} \right) \quad (3.21)$$

Novamente, a relação  $\dot{I}_{a0R}/\dot{I}_{a0}$ , equação (3.22), pode ser obtida a partir dos divisores de corrente no diagrama de sequência zero para o tipo de falta.

$$\frac{\dot{I}_{a0R}}{\dot{I}_{a0}} = \frac{\frac{(2\bar{Z}_{0m} - 2\bar{Z}_0)}{(2-n)\bar{Z}_{0m} - (2-n)\bar{Z}_0}}{\frac{(\bar{Z}_{S0} + \bar{Z}_0 + \bar{Z}_0)}{[\bar{Z}_{S0} + \bar{Z}_0 + (n-1)\bar{Z}_{0m}]} + \frac{(\bar{Z}_0 - \bar{Z}_{0m})}{[(2-n)\bar{Z}_{0m} - (2-n)\bar{Z}_0]}} \quad (3.22)$$

Alguns casos particulares são:

(a) Linha dupla com apenas fonte em S

$$\bar{Z}_{m1} = n\bar{Z}_1(1 \pm \text{erro}_m) + \frac{R_f}{(1 + \bar{k}_0)} \left(1 + \frac{n}{2 - n}\right) \quad (3.23)$$

(b) Linha paralela desligada e aterrada

$$\bar{Z}_{m1} = n\bar{Z}_1 \left[ 1 + 3R_f \left( \frac{1 + \dot{I}_{a0R}/\dot{I}_{a0}}{1 + 2\dot{I}_{a1}/\dot{I}_{a0} + 3\bar{k}_0} \right) \right] \quad (3.24)$$

(c) Linha radial simples (somente circuito C1)

$$\bar{Z}_{m1} = n\bar{Z}_1 + \frac{R_f}{(1 + \bar{k}_0)} \quad (3.25)$$

Para todos os casos em que o *infeed* remoto existe (sistema com dupla fonte), o efeito do mesmo sobre a resistência de falta é uma expansão em seu valor na medida em que a falta se aproxima do terminal remoto, conforme ilustrado na Figura 3.9, sendo que os vetores do  $Termo_{rf}$  podem estar rotacionados positivamente ou negativamente.

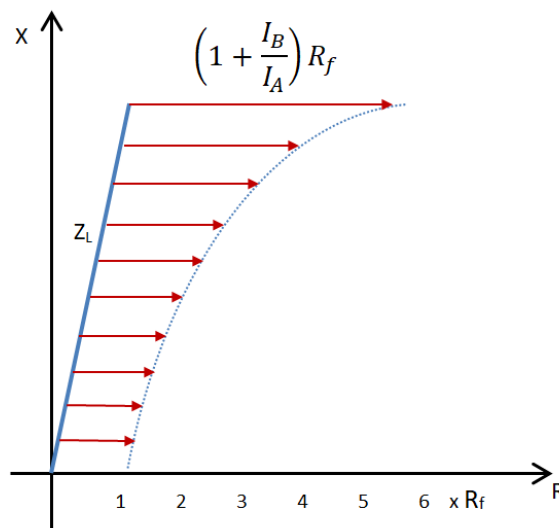


Figura 3.9 – Efeito do infeed remoto na resistência de falta.  
Fonte: Adaptada de [12]

### 3.4 – Compensação da mútua de sequência zero no relé de proteção

Uma pergunta que naturalmente surgiu na engenharia ao longo dos anos foi: seria também possível fazer uma compensação na corrente para evitar os erros devido à impedância mútua de sequência zero das linhas paralelas? Tal questão pode ser respondida, partindo-se da equação (3.4), considerando  $R_f = 0$ :

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0) \pm n\bar{Z}_{0m}I''_{a0}$$

Multiplicando e dividindo o último termo da equação por  $3\bar{Z}_1$ , vem

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0) \pm \frac{n\bar{Z}_1\bar{Z}_{0m}3I''_{a0}}{3\bar{Z}_1} \quad (3.26)$$

A expressão (3.27) tem sido denominada tradicionalmente como **fator de compensação de mútua de sequência zero**.

$$\bar{k}_{0m} = \frac{\bar{Z}_{0m}}{3\bar{Z}_1} \quad (3.27)$$

Portanto,

$$\dot{V}_a = n\bar{Z}_1(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0) \pm n\bar{Z}_1\bar{k}_{0m}3I''_{a0} = n\bar{Z}_1(\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0 \pm 3I''_{a0}\bar{k}_{0m}) \quad (3.28)$$

Supondo que informações sobre a corrente  $3I''_{a0}$  (linha paralela) possa chegar até o relé, a impedância medida passa a ser obtida sem erro (em termos ideais e desconsiderando a  $R_f$ ), ou seja:

$$\bar{Z}_m = \frac{\dot{V}_a}{\dot{I}_a + 3\dot{I}_{a0}\bar{k}_0 \pm 3I''_{a0}\bar{k}_{0m}} = n\bar{Z}_1 \quad (3.29)$$

Entretanto, e infelizmente, tal compensação não é tão simples como no caso da compensação da corrente de terra ( $k_0$ ), principalmente por dois motivos:

1 – Linhas paralelas nem sempre saem da mesma subestação, podendo elas correrem em paralelo em apenas um trecho do circuito total. Neste caso, como medir (ou calcular)  $3I''_{a0}$ ?

2 – Imaginando que seja possível obter  $3I''_{a0}$  (mesma subestação), o fator de compensação deve ser usado em ambos os relés de distância em cada um dos circuitos. Ora, neste caso, haveria a correta

compensação no relé do circuito com falta, mas, será que o relé do circuito sadio teria uma impedância medida adequada?

Para responder esta última questão, na referência [12] são analisados os dois relés da figura 3.7, supondo então que ambos possuem a compensação de mútua, chegando-se assim às expressões (3.30 e 3.31).

Impedância medida no relé RZ<sub>1</sub>

$$\bar{Z}_{m1} = n\bar{Z}_1 \quad (3.30)$$

Impedância medida no relé RZ<sub>2</sub>

$$Z_{m2} = (2 - n)Z_1 \left[ 1 + \frac{\left(\frac{n}{2-n} - \frac{2-n}{n}\right) \cdot \bar{k}_{0m}}{\left(1 + \bar{k}_0 + \bar{k}_{0m} \frac{2-n}{n}\right)} \right] \quad (3.31)$$

A figura 3.10, extraída de [12], ilustra o comportamento da impedância medida por ambos os relés com compensação de mútua, assumindo o mesmo exemplo anterior, com  $k_0 = 0,87$  e  $k_{0M} = 0,65$ .

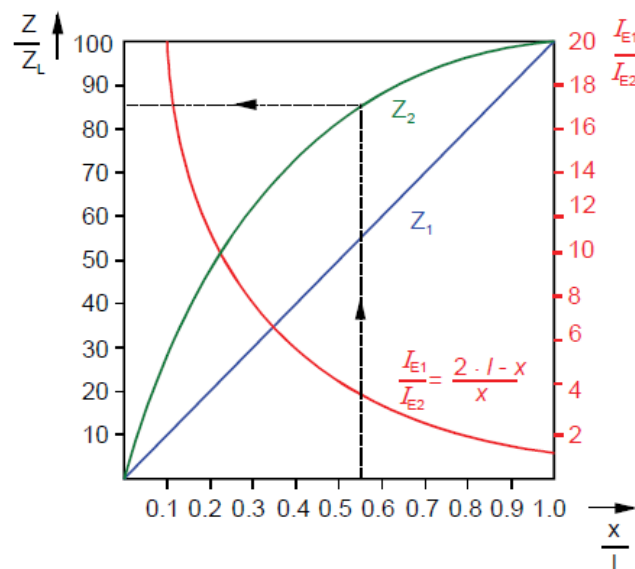


Figura 3.10 – Impedância medida pelos dois relés (RZ1 e RZ2). Fonte/ autoria [12]

Cabe informar que as expressões (3.30) e (3.31) são válidas apenas para sistema radial (figura 3.7), ou quando a fonte R estiver desconectada. Para sistemas de dupla fonte e com  $R_f = 0$ , a medição

de  $Z_{m1}$  é a mesma (3.30), porém é bastante complexo o resultado de  $Z_{m2}$ , pois em tal medição conterà um termo adicional de impedância ( $Adz$ ), conforme já explicado pela expressão (3.8).

Analisando o gráfico da figura 3.10 (sistema radial), percebe-se:

1 - O relé  $RZ_1$  mede corretamente para todas as faltas ao longo da linha ( $n = 0$  até  $n = 1$ ).

2 - Já o relé  $RZ_2$  compensa algo que não teria que compensar, sendo que a impedância medida por ele passa a ser menor do que a real, ou seja, o efeito da compensação passa a ser o contrário. Por exemplo, uma falta em  $n = 0,55$  o relé  $RZ_2$  tem uma impedância medida de 85% da impedância da linha. Se o alcance do  $RZ_2$  estiver em 85% ele já está no limite de operação. Para faltas localizadas abaixo de 0,55 pu, o relé da linha paralela irá sempre operar.

3 - Observa-se que quando, no limite,  $n \rightarrow 0$ , a impedância medida no relé  $RZ_2$  tende a zero, o que na verdade é algo absurdo.

### **3.5 – Mitigação dos problemas causados pela mútua de sequência zero – Uma revisão bibliográfica**

As estratégias de proteção dos sistemas elétricos continuam a evoluir e aprimorar-se, em consonância com os avanços tecnológicos dos equipamentos e a expansão do sistema. A proteção de distância possui como princípio básico de operação baseado na medição e avaliação da impedância, podendo ser a impedância da carga ou a impedância da linha de transmissão até o ponto da falta. Entretanto, em linhas de transmissão paralelas, além do fluxo magnético de cada circuito, há também a presença da influência do fluxo magnético gerado pelo outro circuito. Esta influência é reconhecida como acoplamento mútuo, que resulta na indução de correntes e tensões de sequência zero em ambos os circuitos [14].

Em seu guia sobre proteção de linhas de transmissão, do IEEE [15], são discutidos os conceitos de proteção de linhas de transmissão e suas aplicações em várias configurações de sistema e arranjos de terminação de linha, levando em consideração questões importantes, como coordenação de ajustes, tempos de operação, características dos relés, impacto do acoplamento mútuo de linhas nos sistemas de proteção, religamento automático e uso de canais de comunicação. Durante uma falha à terra, a corrente induzida na linha em que não está sob falta e está mutualmente acoplada, pode fazer com que a tensão de sequência zero em cada extremidade tenham polaridade opostas, levando as proteções de sobrecorrente direcionais de terra polarizadas pela sequência zero (corrente ou tensão)

a ter operações indevidas na linha são [16]. Atualmente, segundo [17], os esquemas baseados em comparação de fases e diferenciais não sofrem com os efeitos causados pela impedância mútua de sequência zero devido a possuírem polarização por sequência negativa.

De acordo com [18], em linhas de transmissão paralelas, o acoplamento mútuo pode aumentar ou diminuir a impedância medida pelos elementos de terra da proteção de distância durante faltas à terra, sendo dependente da fase e magnitude da corrente da linha mutualmente acoplada. No artigo é apresentado que se as correntes de sequência zero na linha sob falta e na linha mutualmente acoplada possuírem o mesmo sentido, a impedância medida pelo relé será maior, fazendo com que o alcance seja reduzido. Por sua vez, se possuírem direções opostas, a impedância será menor e o alcance do relé será aumentado. Os autores apontam que quando uma linha mutualmente acoplada está apenas fora de serviço, a impedância medida pelo relé da linha em serviço permanece inalterada devido a inexistência de corrente na linha acoplada. Todavia, caso a linha acoplada esteja aterrada nas suas extremidades, haverá um circuito fechado fazendo com que haja uma circulação de corrente de sequência zero e a impedância medida pelo relé será alterada. Além desta condição, é mencionado que a pior condição é da perda da fonte do terminal remoto, fazendo com que ambas as correntes sofram um aumento e conseqüentemente a impedância medida também.

Desta maneira, a localização aparente da falta medida pela proteção de distância será dependente da direção da componente de sequência zero do circuito sem falta, ao qual influenciará diretamente no alcance da proteção, sendo que a mesma poderá apresentar erros por sobrealcance ou subalcance. Em [19], os autores reiteram que a proteção é afetada devido a alteração da magnitude e direção da corrente de falta sendo necessário usar métodos de compensação.

Calero [20] apresenta em seu artigo os benefícios da medição da corrente de sequência zero da linha paralela para a localização de faltas. Para que seja possível realizar a medição da corrente de sequência zero da linha que não está sob falta, é necessário que o relé possa medir as três correntes da linha oposta à sua conexão. Na prática, linhas paralelas que compartilham as mesmas torres possuem um forte acoplamento mútuo de sequência zero, logo a medição da corrente de sequência zero do terminal oposto ao do relé é totalmente útil para os algoritmos de localização de faltas. Já circuitos duplos com torres distintas o acoplamento não é tão significativo, e a medição da corrente em questão não leva a ganhos significativos ao algoritmo. Ainda em seu estudo [20], o autor salienta que em subestações onde a norma IEC 61850 é implementada, mais especificamente o *sampled values*, a medição da corrente de sequência zero do terminal oposto torna-se mais simples e mais barata em termos de infraestrutura física.

Em [21] os autores apresentam a questão da influência da impedância mútua de sequência zero, chamando a atenção para a corrente de *infeed*, outra fonte que pode interferir na operação da



proteção de distância e aborda também, como uma das soluções, o uso dos esquemas de teleproteção. O estudo foi realizado a partir dos dados de um sistema em 230 kV apresentado em IEEE [15] usando um IED comercial. Os resultados obtidos mostram a presença de imprecisões na medição da impedância aparente em sistemas elétricos complexos e, que o esquema de teleproteção POTT (*Permissive Overreach Transfer Trip*) se provou mais eficiente em comparação aos esquemas baseados em bloqueio por comparação direcional, devido à rápida eliminação das faltas. O estudo conclui que não basta realizar novos ajustes na proteção de distância considerando as fontes de erros já mencionadas e que deve ser inserido esquemas de teleproteção POTT e DCB (*Directional Comparison Blocking*) separadamente, resultando em uma extinção da falta mais precisa e rápida.

Em [22], os autores propõem o uso da transformada *Wavelet* na proteção de linhas, comparando as magnitudes dos fasores de corrente obtidos através dessa transformada. O algoritmo proposto é baseado em três estágios. O primeiro estágio é a detecção rápida de falhas e estimativa de fasores usando a Transformada de Wavelet. O segundo estágio trata-se da comparação das magnitudes das correntes de linha nas fases correspondentes dos dois circuitos. O terceiro estágio, usa a proteção de distância de *backup* para alguns tipos de falhas que a comparação de corrente não pode ser determinada. As três tensões medidas e os seis sinais de corrente (em cada extremidade) são filtrados usando filtros passa-banda com frequência central de 60 Hz para atenuar a componente de corrente contínua. Os nove sinais são amostrados a uma frequência de amostragem de 960 Hz e o algoritmo inicia coletando uma janela de dados amostrados de um ciclo para cada sinal contendo 16 amostras. Para cada nova amostra na janela, a mais antiga é desconsiderada e o algoritmo é reiniciado e segundo os autores, a eficiência da aplicação do método em linhas duplas é bastante razoável.

Em [23], os autores destacam que para linhas de transmissão paralelas é conveniente o uso da proteção diferencial de corrente, devido a uma série de vantagens, tais como: a não necessidade de informações de tensão evitando que haja operação indevida para faltas próximas; problemas relacionados a ferorressonância de transformadores de potencial; são praticamente imunes a desequilíbrios; inversões de corrente; oscilações de potência e dentre outros. Desta maneira, esta proteção é a melhor para ser usada em linhas mutualmente acopladas, consideração que está em consonância com o guia do IEEE [24] sobre proteção de linhas de transmissão.

Finalmente, para completar essa pesquisa bibliográfica sobre o assunto em pauta, Ziegler [12] propõe a utilização de um algoritmo adaptativo para resolver as questões ligadas à mútua de sequência zero, de modo que:

- Ambos os relés, das duas linhas paralelas, utilizam o fator de compensação de mútua de sequência zero ( $\bar{k}_{0m}$ ).

- Ambos os relés analisam o balanço de corrente de terra ( $I_0$ ) e se a proteção detectar que a falta é no circuito 1, o relé do circuito 2 bloqueia a utilização do fator  $\bar{k}_{0m}$  e o relé de 1 utiliza tal fator. Ao contrário seria se a falta ocorresse no circuito 2.

A ideia principal, então, é comparar a corrente de terra ( $I_E$ ) das duas linhas e bloquear a compensação por  $\bar{k}_{0m}$  quando a corrente de terra da linha paralela ficar abaixo de um percentual da linha sob falta. Isso vem do fato de que a corrente de terra da LT paralela “faltosa” será sempre maior que a da linha “saudável”. A relação dada pela expressão (3.27) pode ser utilizada (vide Figura 3.10):

$$\frac{I_{E1}}{I_{E2}} = \frac{\dot{I}_{a0}}{\dot{I}_{a0}''} = \frac{2-n}{n} \quad (3.32)$$

Supondo uma falta no terminal das duas linhas paralelas ( $n = 1$ ), significa  $I_{E1} = I_{E2}$ .

Porém, para  $n = 0,5$  ter-se-á  $I_{E1} = 3I_{E2}$  e para  $n = 0,1$  tal relação será  $I_{E1} = 19I_{E2}$ .

Estudos podem ser realizados para determinar a partir de qual distância a compensação pode ser ativada. Por exemplo, para faltas abaixo de 85% ( $n \leq 0,85$ ), o fator de compensação da linha paralela pode ser bloqueado. Neste caso quando  $I_{E1} \geq 1,35I_{E2}$ . Faltas além da linha paralela, as compensações de ambas são ativadas.

### 3.6- Considerações Finais

No capítulo 3 desta dissertação procurou-se mostrar, de forma organizada, o efeito da impedância mútua de sequência zero em LT de circuito duplo e sua influência na impedância medida por relés de distância – função ANSI 21, em face de ocorrência de faltas do tipo fase-terra.

Também, foi descrito o equacionamento para faltas monofásicas e os erros associados à medição do relé 21, incluindo os impactos da resistência de falta. Foi discutida a possibilidade de haver a compensação da impedância mútua de sequência zero e suas consequências na localização correta do defeito, assim como foi analisado a mitigação do problema da mútua de sequência zero através de uma revisão bibliográfica sobre o assunto.

A ideia do próximo capítulo é apresentar o sistema elétrico (real) a ser modelado em um Simulador Digital em Tempo Real (RTDS), um levantamento teórico dos erros via MatLab e os casos de simulação que foram realizados. Lembrando que as proteções investigadas são modelos dentro do

próprio RTDS (relés virtuais modelados no software RSCAD), associando a tais modelos os diversos casos de falta, a fim de comparar os resultados com o levantamento teórico, principalmente quanto à utilização ou não do fator de compensação de mútua de sequência zero.

## 4. O RTDS, o Sistema Modelado e os Casos Simulados

### 4.1 - Considerações Iniciais

De modo a verificar os diferentes erros causados pela impedância mútua de sequência zero e a efetividade ou não do fator de compensação de mútua ( $K_{OM}$ ), um sistema elétrico, tendo uma LT de circuito duplo como foco, foi modelado em um Simulador Digital de Tempo Real (RTDS – *Real Time Digital Simulator*) [25].

Antes desse modelamento do sistema de circuito duplo e dupla fonte no RTDS, foi desenvolvido no Matlab [26] uma rotina para o cálculo das impedâncias teóricas medidas por um relé de distância, bem como, o cálculo os erros considerando alguns cenários na mesma linha de circuito duplo. Nos cenários são avaliadas faltas monofásicas com e sem resistência de falta, diferentes posições da falta, considerando as duas LT operando normalmente ou então para um desses circuitos desligado e aterrado.

Assim, este capítulo tem quatro objetivos: (i) apresentar de modo resumido as principais características do RTDS utilizado nos estudos; (ii) apresentar o sistema elétrico a ser modelado no RTDS, considerando seus principais dados, bem como as impedâncias e erros esperados nas medições utilizando a Rotina no Matlab; (iii) apresentar os parâmetros de uma função 21 virtual para a proteção da linha dupla em foco ajustados no RTDS e (iv) listar os vários casos de simulação para o levantamento dos erros nas simulações em tempo real.

### 4.2 – Simulador Digital em Tempo Real

Trata-se de um equipamento especialmente desenvolvido para estudos no domínio do tempo em sistemas elétricos, p.ex., transitórios eletromagnéticos, dentre outros. Por trabalhar com processadores potentes em paralelo, toda a simulação de qualquer modelo elétrico irá acontecer em tempo real, definida pela frequência base do sistema. Tal equipamento se destina muito à realização de testes em dispositivos de proteção e controle, podendo estes trabalharem em malha fechada (*hardware-in-the-loop*) com o sistema de potência modelado, obtendo sinais deste sistema e respondendo através de ações pertinentes à proteção e ao controle o que se deseja para o próprio sistema. Dessa maneira, pode-se determinar o desempenho da proteção e do controle, assim como do próprio sistema modelado, detectando falhas através do monitoramento da sua resposta em tempo real. O processamento paralelo se dá entre placas ou cartões, sendo estes controlados por um poderoso

software (RSCAD), através do qual o usuário tem interferência, similar a um computador comum. Por ser assim, o RTDS é constituído de hardware e software.

#### 4.2.1 - O *Hardware* do RTDS

O *hardware* do RTDS possui escalabilidade e flexibilidade sem perda de desempenho, tornando a simulação mais rápida e eficiente. Em outras palavras, o *hardware* de um RTDS foi desenvolvido para ter o máximo desempenho em termos de simulação de sistemas elétricos com seus elementos de controle. Simuladores em tempo real estão se tornando máquinas cada vez menores, mesmo para grandes e mais complexos sistemas modelados. Ele possui diversos *racks*, que podem ser colocados em paralelo. Cada *rack* é dotado de cartões de interface, bem como, de processamento, que são conectados a um barramento comum. Para este trabalho, o simulador utilizado pertence ao laboratório de Proteção e Automação do QMAP / UNIFEI, mostrado na Figura 4.1, e possui as seguintes características / componentes:



Figura 4.1 - Hardware do RTDS. Autoria: própria

- ✓ Dois armários contendo um total de 15 cartões de processamento modelo GPC (*Giga Processor Cards*) e PB5 (*Processor Card*): unidades utilizadas no processamento e

solução dos sistemas;

- ✓ Conta com 4 placas de interface GTWIF (*Workstation Interface Card*): gerencia a comunicação intra-racks e com a rede local (usuário);
- ✓ Possui 2 placas de entrada e 2 de saída digital GTDI/GTDO (*Gigabit Transceiver Digital Input/Output Card*): são as interfaces de comunicação digital entre o RTDS e equipamentos externos;
- ✓ Contém 2 placas de interface digital GTFPI (*Inter-Rack Communication Card*): fazem a conexão dos bornes de entrada e saída digitais do painel frontal do simulador com os cartões de processamento;
- ✓ Conta com 2 placas de entrada e 2 de saída analógica GTAI/GTAO (*Gigabit Transceiver Analogue Input/Output Card*): são as interfaces de comunicação analógica entre o RTDS e equipamentos externos.
- ✓ O RTDS trabalha com 4 amplificadores de sinais analógicos marca Omicron – GTAI/GTAO (*Gigabit Transceiver Analogue Input/Output Card*)

#### **4.2.2 - O Software do RTDS**

Três níveis hierárquicos compõem a estrutura de software do RTDS: (i) interface gráfica com o usuário (alto nível), (ii) sistema operacional e compilação (nível médio), e (iii) biblioteca dos componentes (baixo nível). O usuário do RTDS tem acesso unicamente ao nível mais alto através do programa RSCAD (*Real-time Structured Computer Aided Design*) e por meio das aplicações deste nível são acessados automaticamente os níveis inferiores.

O *software* RSCAD conta com uma biblioteca diversificada para se efetuar modelagem de sistemas, de equipamentos e de dispositivos virtuais de proteção e controle, a fim de se obter uma simulação em tempo real com bastante consistência [25]. Através dos diferentes módulos do RSCAD, o usuário pode modelar e compilar (no módulo *Draft*) e analisar as simulações em tempo real (módulo *RunTime*). O primeiro é usado para a modelagem do sistema de potência e os sistemas de controle associados, contando com uma biblioteca extensa com os mais diversos equipamentos elétricos e elementos de controle. Já o módulo RSCAD/ *RunTime* é utilizado no controle e

monitoração da simulação, que é executada no *hardware* do RTDS, sendo que todas as variáveis usadas no RSCAD/*Draft* podem ser associadas ao RSCAD/*Runtime*. Portanto, é possível operar os sistemas no *Draft*, que se comunica com as placas GTWIF por meio da *Ethernet*. Esta comunicação é bidirecional, permitindo que as simulações sejam realizadas e as respostas mostradas na tela do *RunTime*. Esta facilidade, permite a alteração dos diversos ajustes implementados a fim de operar os componentes do circuito. As chaves *sliders*, por exemplo, permitem ajustes manuais do valor de uma variável controlada, apresentando em seguida respostas em tempo real, através de medidores e gráficos. As figuras 4.2 e 4.3 exemplificam telas de um *RunTime* para controle e análise de respostas, respectivamente.

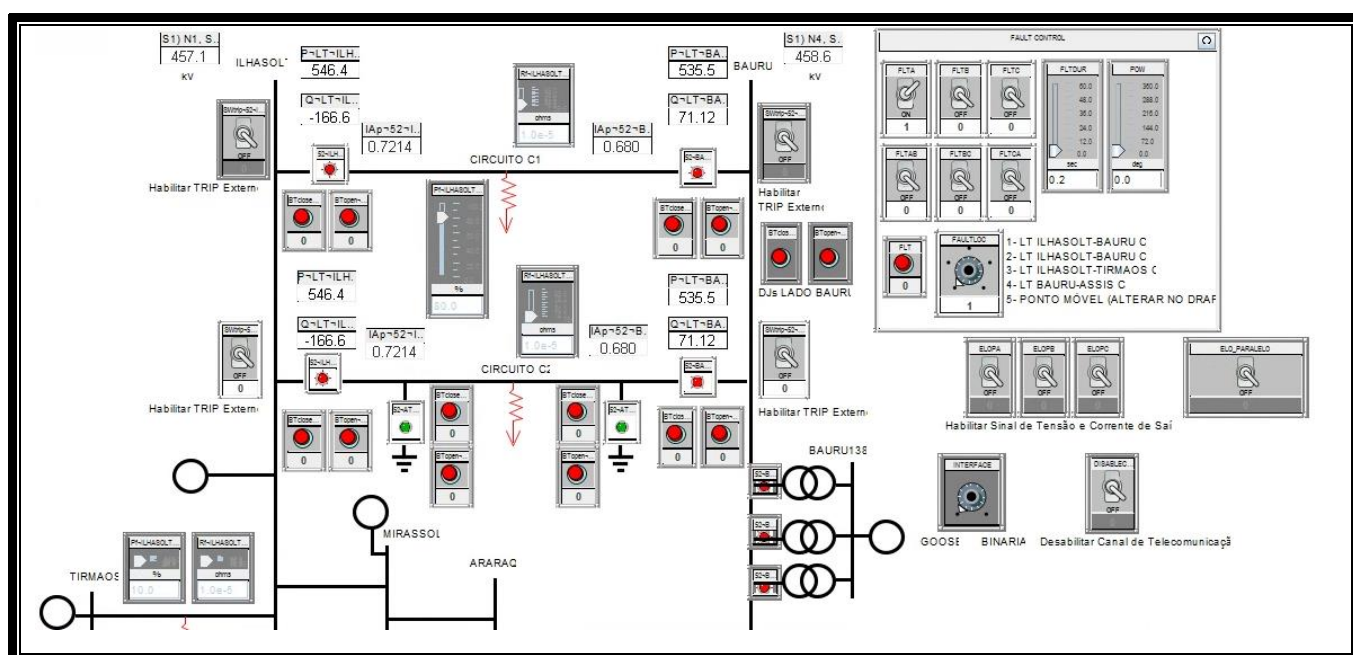


Figura 4.2 – Módulo de Controle *RunTime* do RSCAD. Autoria: própria

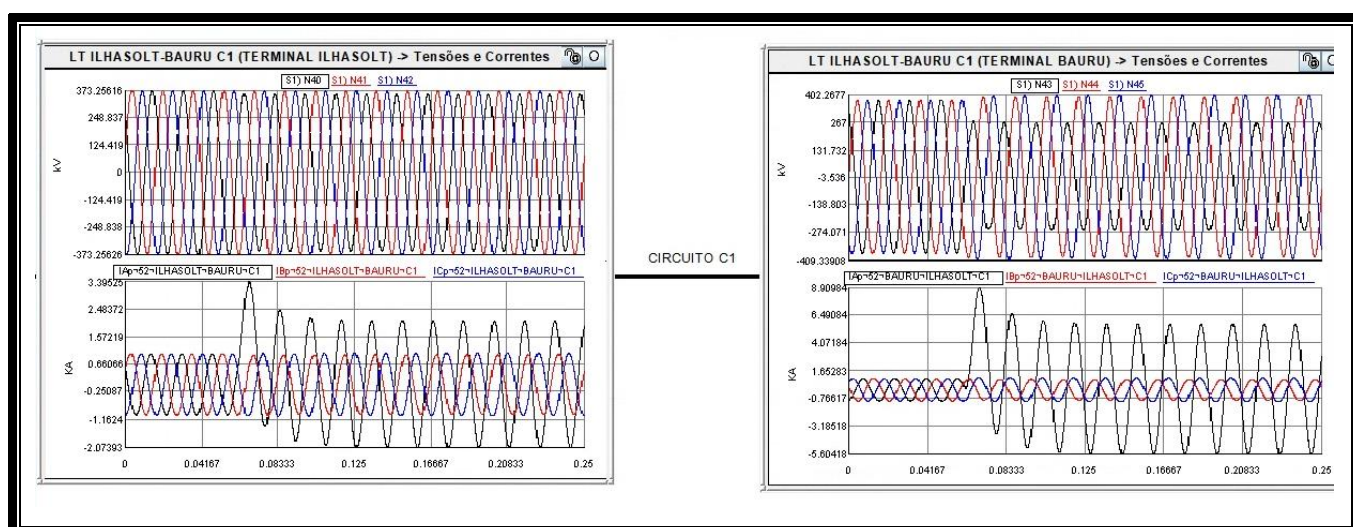


Figura 4.3 – Módulo de Análise *RunTime* do RSCAD. Autoria: própria

## 4.3 - O Sistema Elétrico Modelado no Matlab e no RTDS

### 4.3.1 - Modelo Simplificado do Sistema Elétrico

Para as simulações foi utilizado um sistema real de 440 kV, possuindo uma linha de transmissão em circuito paralelo que liga as subestações de S a R (os nomes são aqui evitados por questão de sigilo solicitado pela companhia de energia). Esta linha de transmissão dupla e seus circuitos estão modelados com os nomes de circuitos 1 (C1) e 2 (C2), sendo as barras de envio e recepção denominadas genericamente de S (*sending*) e R (*reception*), conforme figura 4.4.

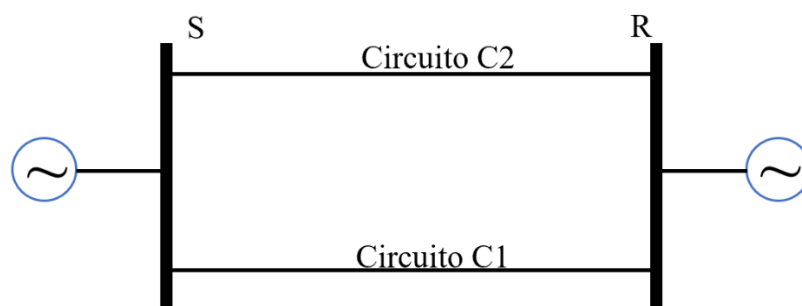


Figura 4.4 – Linha de transmissão de circuito paralelo com dupla fonte. Autoria: própria

Para se obter os equivalentes dos sistemas nas barras S e R, ou seja, as impedâncias reduzidas em suas barras por detrás de uma fonte, foi necessário utilizar os dados disponibilizados no ONS, referentes às Subestações de fronteira das Linhas de Transmissão (circuito duplo) estudadas.

O banco de dados do Operador Nacional do Sistema (ONS) foi utilizado para a obtenção das impedâncias de sequência positiva (negativa) e zero de todas as barras de fronteira, facilitando assim a obtenção dos equivalentes nas barras S e R, chegando-se aos valores mostrados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Impedâncias Equivalentes das Barras da LT dupla obtidas a partir de dados do SIN.

NOME DA BARRA	IMPEDÂNCIAS	
	SEQ (+)	SEQ (0)
BARRAS	Sequência Positiva (Ohm)	Sequência Zero (Ohm)
S	$9,6877 \angle -87,70094^\circ$	$4,0674 \angle 88,2897^\circ$
R	$13,0073 \angle 85,7321^\circ$	$34,8878 \angle 76,1951^\circ$

### 4.3.2 - Modelo da linha dupla e parâmetros elétricos

O módulo T-LINE do RTDS foi usado para modelar a LT dupla (Circuitos C1 e C2), considerando a geometria real da torre de transmissão e suas dimensões. Para tal modelagem, foi



levantada a composição e a disposição dos grupos de para-raios e de cabos condutores, levando então às seguintes considerações.

- Modelo utilizado: **Bergeron, frequência nominal de 60 Hz;**
- LTs transpostas;
- Resistividade do solo de **1000  $\Omega \cdot m$** , referente a um arenoso seco ou cascalho seco;
- Número de Subcondutores: **4.**
- Flecha dos Cabos: **6,9 m** para os cabos condutores e **4,6 m** para os cabos para-raios.
- Cabo condutor: Grosbeak – Raio do Subcondutor: **1,25 cm**, Resistência DC por Subcondutor: **0,091  $\Omega/km$** ;
- Cabo para-raio: Alumowel (Raio do cabo: 0,48 cm, Resistência por cabo: 1,491  $\Omega/km$ );
- Comprimento da LT: **324 km.**

Após rodar o TLine do RSCAD os valores das impedâncias de seqüência positiva (negativa) e zero, bem como da impedância mútua de seqüência zero, foram obtidas, as quais estão informadas na Tabela 4.2, ficando, portanto, o sistema estudado representado de acordo com a figura 4.5.

Tabela 4.2 – Impedâncias da LT dupla S-R

Impedâncias	Valores obtidos
Impedância de Sequência positiva e negativa $Z_1$ ( $C1 = C2$ )	99,85 $\angle$ 85,39° $\Omega$ (primário) 14,98 $\angle$ 85,39° $\Omega$ (secundário)
Impedância de Sequência zero $Z_0$ ( $C1 = C2$ )	427,48 $\angle$ 73,16° $\Omega$ (primário) 64,12 $\angle$ 73,16° $\Omega$ (secundário)
Impedância Mútua de Sequência zero $Z_{0M}$	278,89 $\angle$ 65,53° $\Omega$ (primário) 41,83 $\angle$ 65,53° $\Omega$ (secundário)

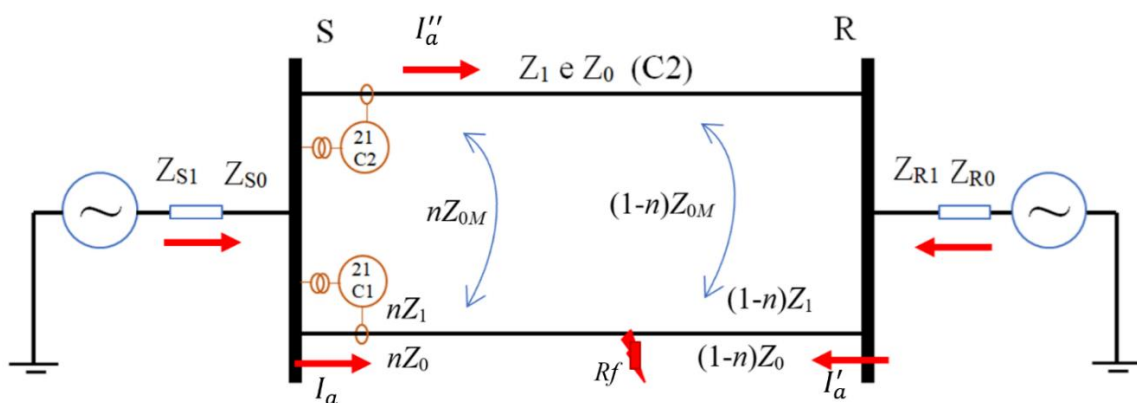


Figura 4.5 – Linha de transmissão de circuito paralelo e fontes equivalentes do SEP estudado.

Autoria: própria

### 4.3.3 – Erros teóricos nas impedâncias medidas

Para o cálculo dos erros teóricos nas impedâncias medidas, foi elaborado no Matlab um programa contendo as fórmulas, desenvolvidas no capítulo 3, a fim de calcular as impedâncias que seriam medidas por um relé 21, assim como extrair dos resultados os erros teóricos com base no sistema apresentado na figura 4.5 e dados das Tabelas 4.1 e 4.2. Após obter essas impedâncias e os erros teóricos, foram plotados gráficos desses valores obtidos. A finalidade desses gráficos é a de comparar com as impedâncias e erros conseguidos após a simulação das várias situações no RTDS, considerando a aplicação de curtos-circuitos fase-terra em vários pontos de uma das linhas do circuito duplo (circuito 1).

#### 4.3.3.1 – Sistema completo – LT dupla e dupla fonte

Levando em consideração todas as impedâncias obtidas no sistema estudado (Tabela 4.2) e tomando as equações (3.7), (3.7a) e (3.7b) do capítulo anterior, um levantamento teórico dos erros na impedância medida por ambos os relés (21C1 e 21C2) foi realizado no Matlab, para faltas em diferentes posições no circuito 1 ( $n = 0$  a 1 em intervalos de 0,05). Nesse levantamento as duas linhas estão operando normalmente. A Tabela 4.3 mostra os erros de medição e a Figura 4.6 apresenta os resultados em forma gráfica.

Tabela 4.3 – Erro relativo teórico na impedância medida

$N$	$I''_{a0}/I_{a0}$ (*)	$I_{a1}/I_{a0}$ (*)	Erro % (**)
0	- 0,0052	1,0955	NAN
0,05	-0,0030	1,0993	-0,1238
0,1	- 0,0011	1,1036	- 0,0111
0,15	0,0030	1,1084	0,1138
0,2	0,0061	1,1137	0,2530
0,25	0,0097	1,1197	0,4091
0,3	0,0139	1,1265	0,5853
0,35	0,0186	1,1342	0,7860
0,4	0,0241	1,1432	1,0164
0,45	0,0305	1,1536	1,2840
0,5	0,0380	1,1660	1,5981
0,55	0,0471	1,1809	1,9723
0,6	0,0582	1,1990	2,4256
0,65	0,0722	1,2218	2,9860
0,7	0,0901	1,2511	3,6966
0,75	0,1141	1,2903	4,6269
0,8	0,1478	1,3454	5,8477
0,85	0,1987	1,4285	7,7373
0,9	0,2841	1,5680	10,6372
0,95	0,4578	1,8514	15,8815
1,0	1,00	2,7343	28,2064

- Valores absolutos ( $\pm$ ); (\*\*) erro relativo de módulo [ $(Z_{m1} - nZ_{real})/nZ_{real}$ ]

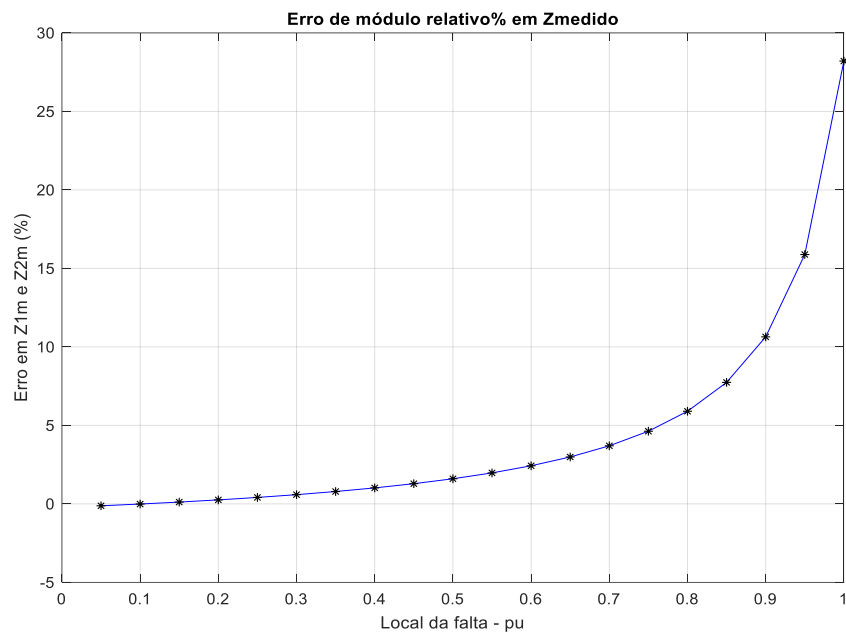


Figura 4.6 – Curva de erros teóricos na impedância medida pelo relé 21 para faltas ao longo do Circuito C1 da linha. estudada. Autoria: própria

Por sua vez, os valores de erros de ângulos (graus) nas impedâncias medidas são mostrados na forma gráfica na figura 4.7.

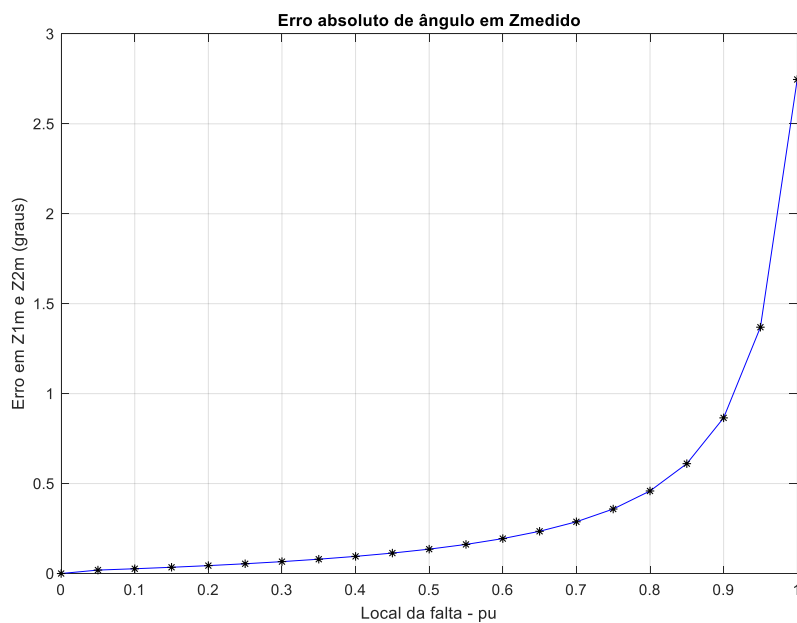


Figura 4.7 – Curva de erros teóricos nos ângulos da impedância medida pelo relé 21-C1 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada. Autoria: própria

Considerando a equação (3.7) a impedância medida pela proteção R21-C1 ( $Z_{m1}$ ) está mostrada na forma gráfica na Figura 4.8 (linha azul cheia).

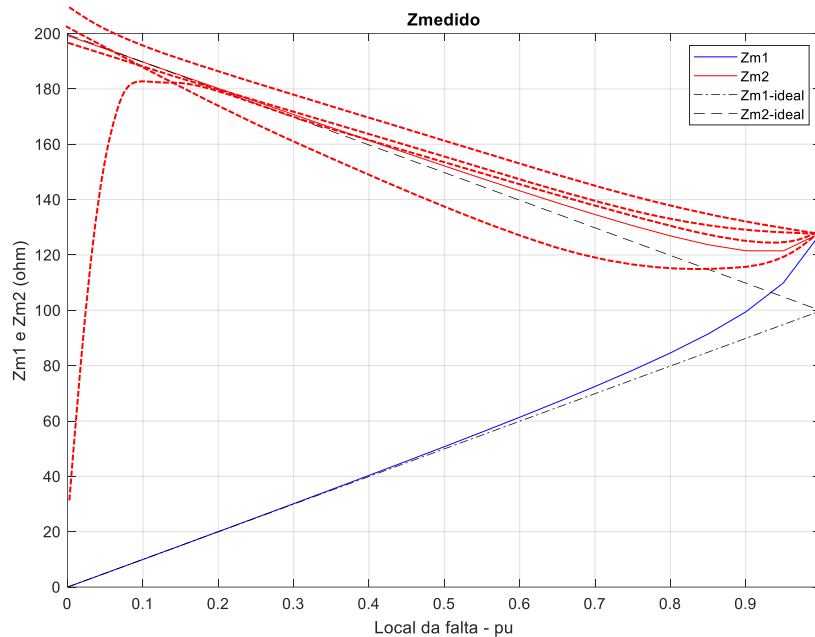


Figura 4.8 – Impedâncias medidas (teóricas) pelo relé 21 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada.

Autoria: própria

Pode-se observar que o relé 21 da linha sob falta (C1) inicia medindo com um pequeno erro negativo e após  $n = 0,1$  ele passa a apresentar erro positivo, ou seja, mede para mais.

No mesmo gráfico está também plotado (linha vermelha cheia) uma possível medição do relé 21 da linha paralela (circuito C2), para a falta em C1, para uma condição muito específica (teórica) na qual se tem uma fonte R bem fraca, podendo o termo adicional da falta ( $Adz$ ) ser desprezado em relação ao termo principal. Para os casos plotados, para  $n = 0,8$  (80% de Z1 a partir de S), o relé 21-C1 mede  $84,59 \Omega$  ao invés de  $79,88 \Omega$  e o relé 21-C2 mede  $126,88 \Omega$  ao invés de  $119,82 \Omega$ .

Apenas para fins ilustrativos, outros lugares geométricos são possíveis, conforme ilustrado pelas linhas vermelhas tracejadas. Cabe enfatizar que, independentemente da fonte R, o maior erro acontecerá para  $n = 1$  quando ambos errarão em torno de 28,2% para mais.

O gráfico da figura 4.9 é apenas para ilustrar o erro devido à mútua em um diagrama RX, ou seja, no diagrama estão os valores das impedâncias da LT ( $n$  indo de 0 a 1 em passo de 0,05) e a impedância medida (teórica) mostrando o afastamento do valor real.

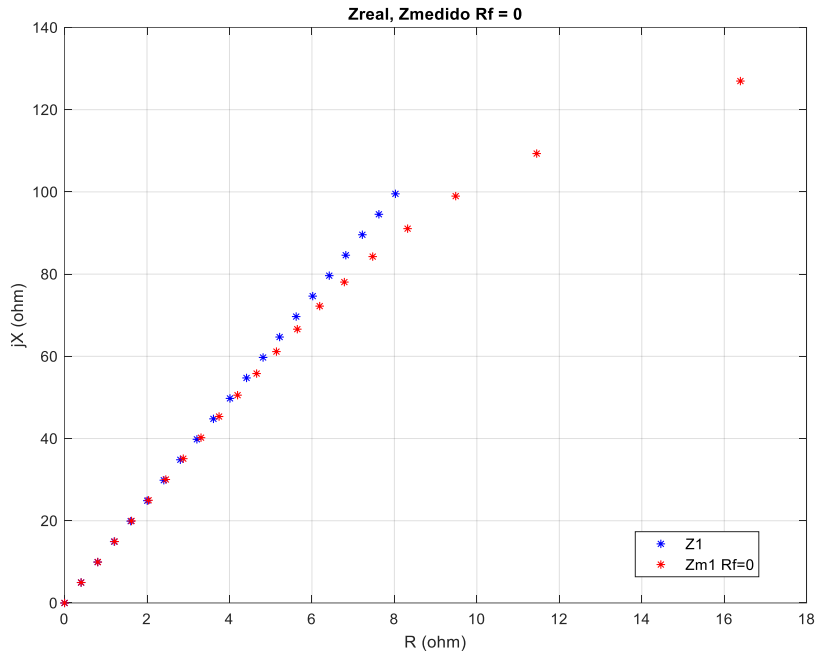


Figura 4.9 – Diagrama RX com as impedâncias medidas (teóricas) pelo relé 21 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada em comparação aos valores reais. Autoria: própria

#### 4.3.3.2 – Sistema com fonte em R desligada

Segundo Ziegler [12], a pior condição de erro acontecerá em linhas duplas com fonte apenas de um lado. Para comprovar tal questão, a fonte do lado R do sistema estudado foi desconsiderada. Os erros levantados via Matlab, considerando as formulações (3.10) e (3.11), estão mostrados na Tabela 4.4 e o gráfico das impedâncias medidas ( $Z_{m1}$  e  $Z_{m2}$ ) é mostrado na Figura 4.10, sendo que o erro chega a 44,7% positivo para faltas no terminal remoto.

Tabela 4.4 – Erros teóricos na impedância medida levando em conta fonte apenas em S. Fonte: própria

$n$	$I''_{a0}/I_{a0}$ (*)	$I_{a1}/I_{a0}$ (*)	Erro % (**)
0	0	1	NaN
	0,0256		1,1230
0,1	0,0526		2,3057
	0,0811		3,5529
0,2	0,1111		4,8700
	0,1429		6,2631
0,3	0,1765		7,7388
	0,2121		9,3048
0,4	0,2500		10,9695
	0,2903		12,7425
0,5	0,3333		14,6347
	0,3793		16,6584
0,6	0,4286		19,1519
	0,4815		18,8279

0,7	0,5385		21,1594
	0,6000		26,3864
0,8	0,6667		29,3290
	0,7391		32,5295
0,9	0,8182		36,0227
	0,9048		29,8511
1,0	1,00		44,0648

- (\*) valor absoluto, (\*\*) erro relativo de módulo  $[(Z_{m1} - nZ_{real})/nZ_{real}]$

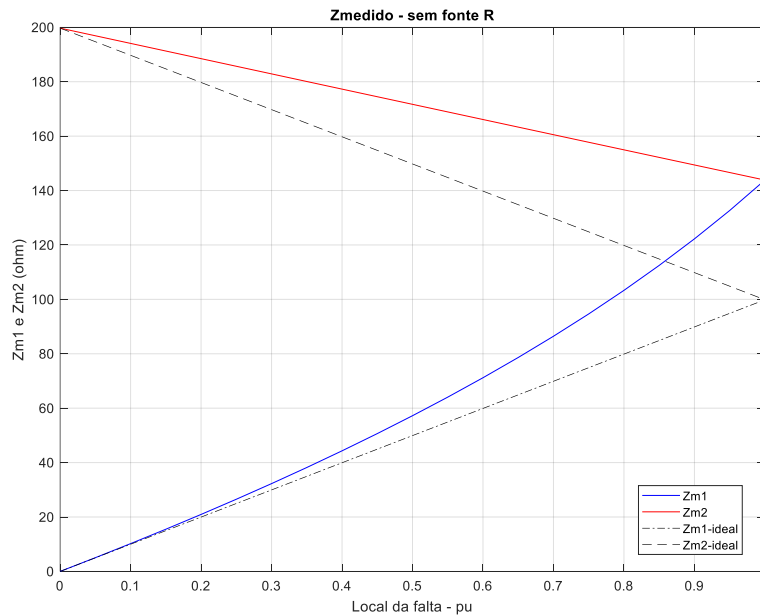


Figura 4.10 – Impedâncias medidas (teóricas) pelo relé 21 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada, considerando somente a fonte do lado S. Autoria: própria

#### 4.3.3.3 – Sistema com dupla fonte e LT paralela desligada e aterrada

Quando o circuito C2 da figura 4.5 estiver desconectado e aterrado nas duas pontas (muitas vezes para fins de manutenção) a impedância medida  $Z_{m1}$  obedece a expressão (3.14) e (3.17), neste último caso para fonte R aberta ou inexistente. Para o circuito estudado, utilizou-se o Matlab a fim de traçar os perfis dos erros e da impedância medida em função da distância  $n$ , os quais estão apresentados nos gráficos das figuras 4.11 a 4.13.

Pode-se observar o maior erro para faltas em  $n = 1$  que, no caso específico do sistema sem a fonte R (pior caso), o erro chega a ser

$$\text{erro}\% = -\frac{278,89^2}{427,48 \times (2 \times 99,85 + 427,48)} 100\% = -29\%$$

Cabe observar também que o erro calculado levou em consideração apenas os módulos das impedâncias ( $Z_{0m}$ ,  $Z_1$  e  $Z_0$ ). Porém, ao se considerar todos os ângulos na fórmula (3.17), a impedância medida para  $n = 1$ , sem a fonte remota, tem o valor de  $72,97 \Omega$  sendo que o valor real é de  $99,85$ , implicando em um erro relativo de  $26,9\%$ . O gráfico da figura 4.12 retrata estes erros.

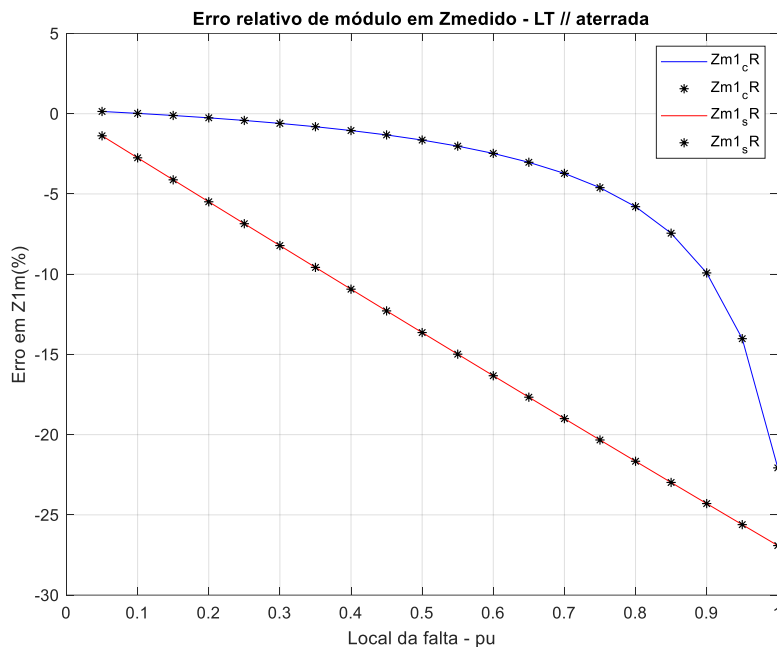


Figura 4.11 – Erro relativos do módulo das impedâncias medidas na condição do circuito C2 aberto e aterrado, seja com fonte e sem fonte em R. Autoria: própria

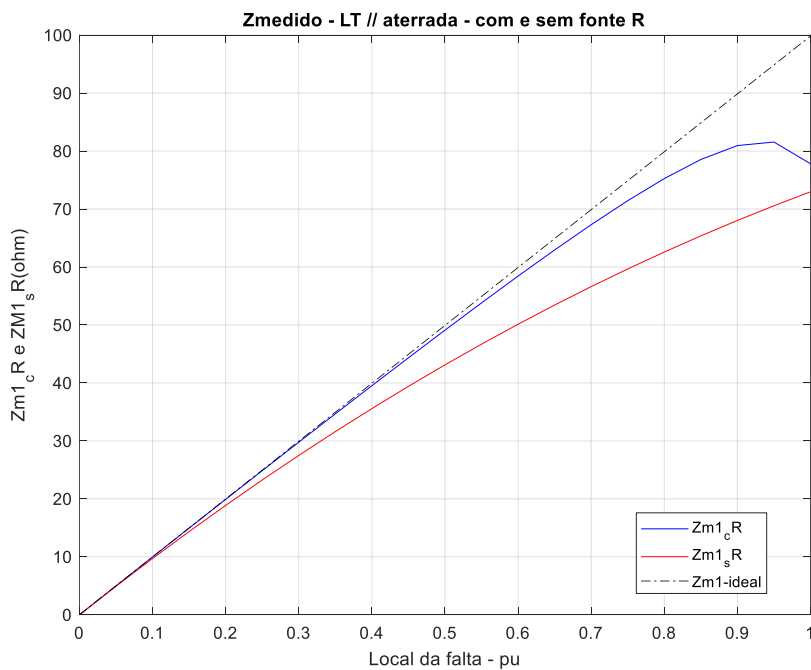


Figura 4.12– Impedâncias medidas (módulos) na condição do circuito C2 aberto e aterrado, seja com fonte e sem fonte em R. Autoria: própria

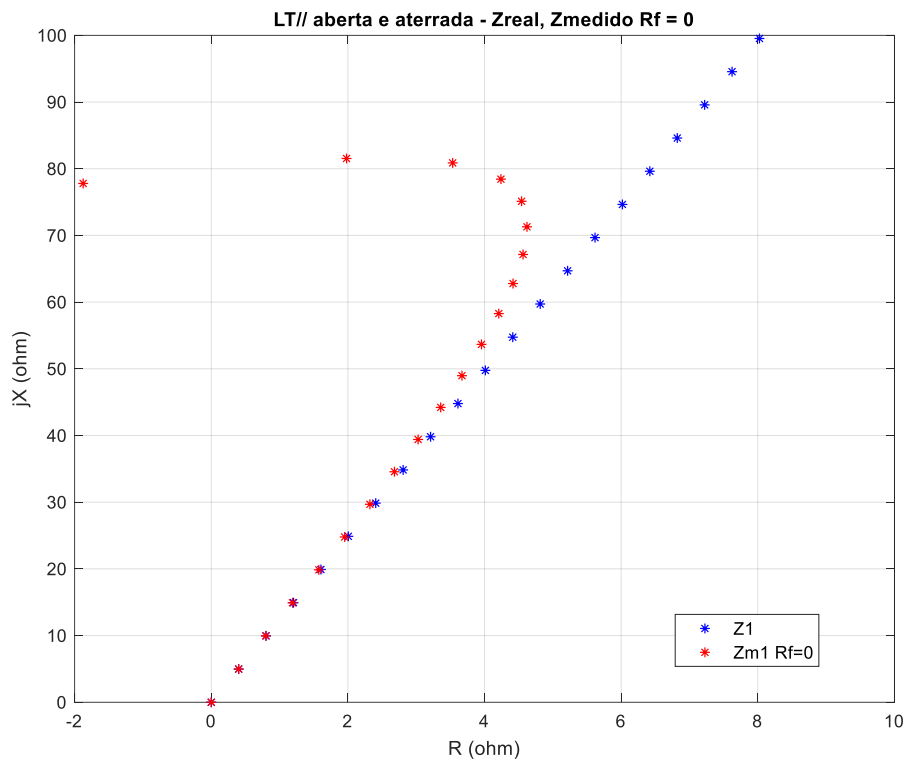


Figura 4.13– Diagrama RX com impedâncias reais e calculadas. Autoria: própria

#### 4.3.3.4 – Considerações quanto à resistência de falta ( $R_f \neq 0$ )

Levando em consideração a teoria do capítulo anterior, especificamente as expressões (3.21) e (3.22), é possível fazer o levantamento dos perfis do termo relativo à resistência de falta que irá interferir na medição da impedância pelos relés 21 em C1, durante uma falta fase-terra com  $R_f \neq 0$ .

Tomando como exemplo uma resistência de falta igual a  $10 \Omega$  ( $R_f = 10$ ), os perfis do *Termo\_rf* podem ser observados na figura 4.14 para os casos: (1) sistema completo (LT dupla + dupla fonte) e (2) sistema sem a fonte em R. Apenas para fins comparativos, no mesmo gráfico a resistência de falta real ( $10 \Omega$ ) foi colocada como constante para todos os pontos de falta ( $n = 0 \rightarrow 1$ ), assim também o *Termo\_rf* para uma linha simples radial. Neste último caso o

$$Termo_{Rf} = \frac{R_f}{1 + \bar{k}_0} = \frac{10}{1 + 1,1036 \angle -15,90^\circ} = 4,7490 + j0,6965 \Omega$$

cujo valor absoluto é  $4,80 \Omega$ , representado pela reta em preto na figura 4.14.



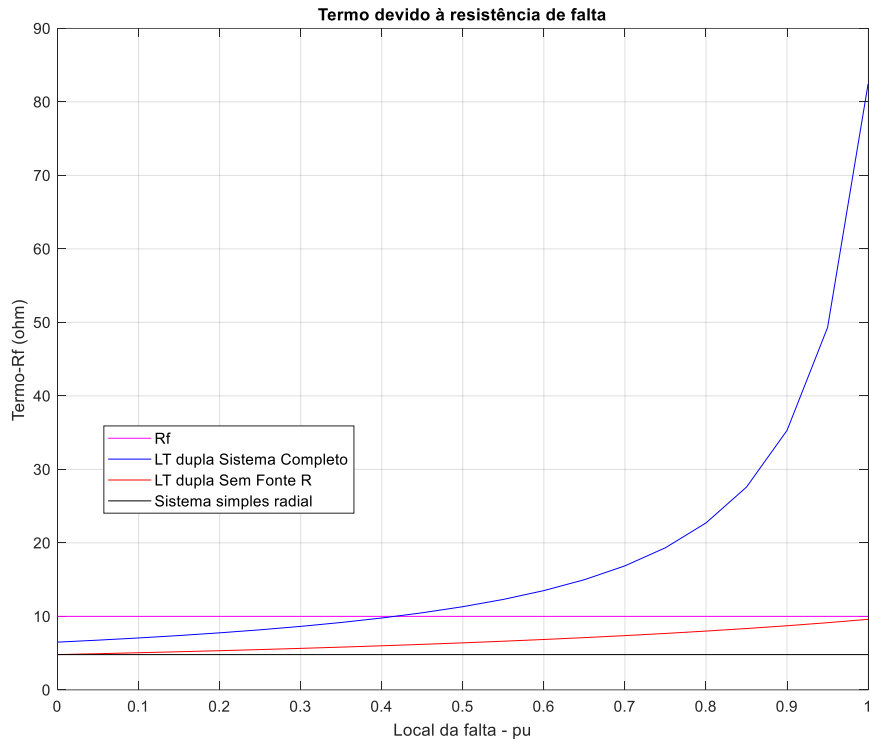


Figura 4.14 – Perfis do termo de resistência de falta na impedância medida para  $R_f = 10 \Omega$ . Autoria: própria

A figura 4.15, a seguir, representa um diagrama RX, sendo os diferentes pontos marcados:

- (1 - em azul): impedância da linha ( $Z_1$ ) para cada valor de  $n$  ( $0 \rightarrow 1$ , intervalo de 0,05);
- (2 - em vermelho): impedância medida ( $Z_{m1}$ ), sistema completo, caracterizando os erros devido a impedância mútua de sequência zero.
- (3 - em preto): impedância medida, considerando a  $R_f$  igual a  $10 \Omega$ .

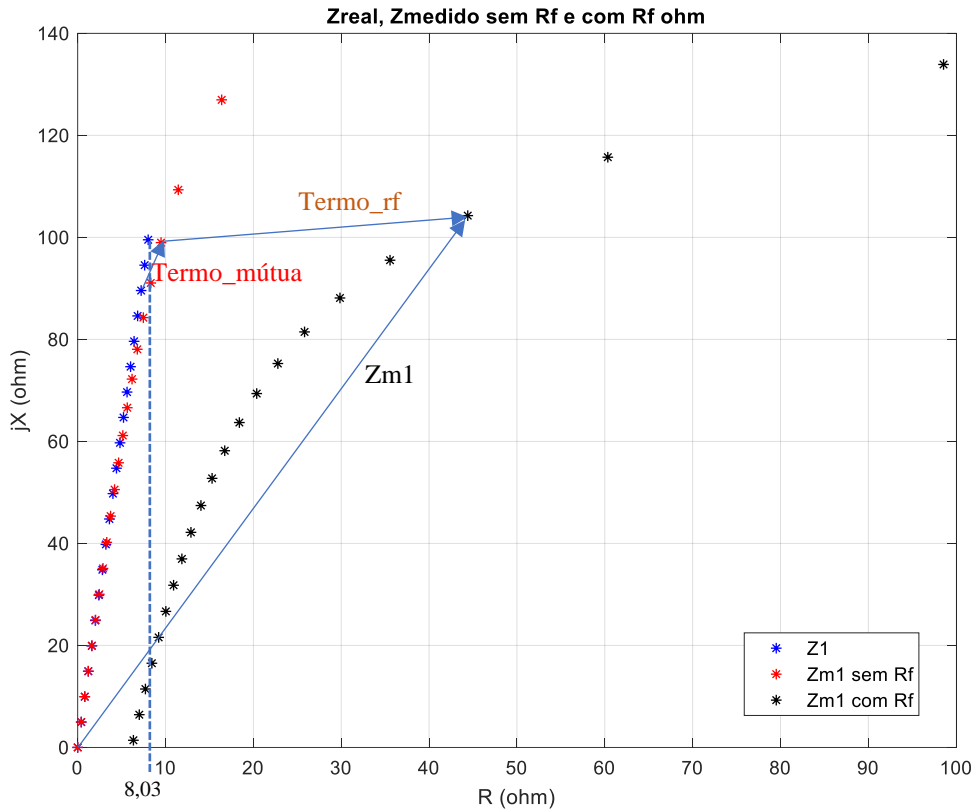


Figura 4.15 – Diagrama RX com as impedâncias medidas sem e com  $R_f = 10 \Omega$ . Autoria: própria

Sobre este gráfico, cabem algumas observações: (1) confirma-se os valores de erros devido a impedância mútua de sequência zero ( $Z_{0m}$ ), principalmente para faltas no extremo oposto da linha; (2) o *termo\_rf* possui leve rotação (neste caso positiva) caracterizando o efeito reatância; (3) quanto mais remota a falta, maior a expansão do valor de resistência de falta, conforme teoria no Capítulo 3, indicada pela figura 3.10; (4) para fins ilustrativos estão desenhados os vetores que compõem a impedância medida ( $Z_{m1}$ ) para uma falta em  $n = 0,9$ .

O gráfico da Figura 4.16 apresenta as impedâncias medidas (módulos) pelos elementos de proteção 21-C1 ( $Z_{m1}$ ) e 21-C2 ( $Z_{m2}$ ) sem e com a resistência de falta de 10 ohms, ao longo da LT C1. Sendo ainda que em  $n = 1$ , os módulos de  $Z_m$ , para ambos os relés, são  $129,8 \Omega$  e  $166,3 \Omega$  sem e com  $R_f = 10 \Omega$  respectivamente, quando então ocorre o maior erro para a configuração estudada.

Cabe mencionar que a impedância mostrada no gráfico para o relé 21-C2 é apenas uma hipótese, considerando uma fonte R muito fraca, desprezando o termo adicional de impedância devido ao *infeed* remoto. Além disso, neste caso o termo da resistência de falta para este relé da

linha C2 assumiria um valor que depende de 
$$\frac{3R_f(\dot{I}_{a0}'' + \dot{I}_{a0}'' + \dot{I}_{a0R}'')}{(\dot{I}_a'' + 3\dot{I}_{a0}''\bar{k}_0)}$$
.

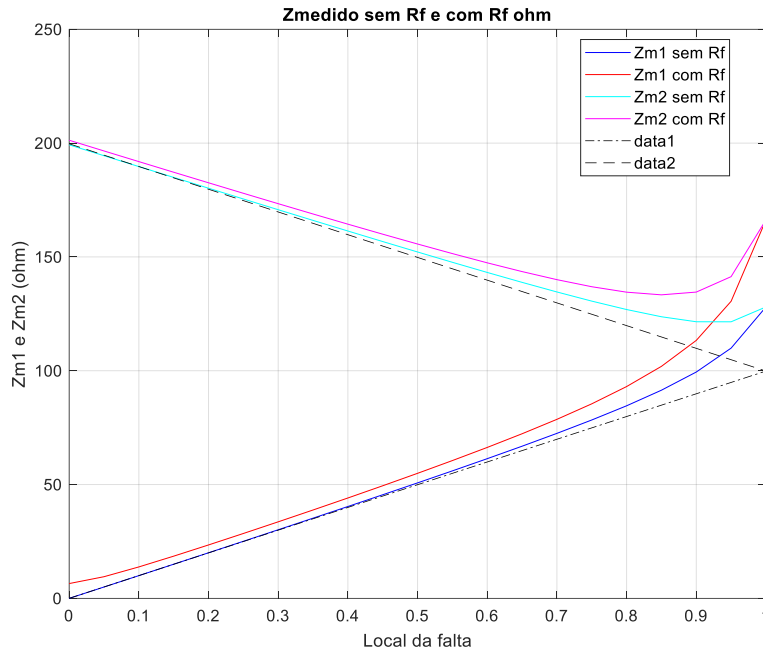


Figura 4.16 – Impedâncias medidas (teóricas) pelo relé 21 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada, com e sem a resistência de falta de 10 ohms. Autoria: própria

Por sua vez, apenas para título de comparação, na figura 4.17 é mostrado o mesmo levantamento, com  $R_f = 10 \text{ ohm}$ , porém para o sistema sem a fonte em R.

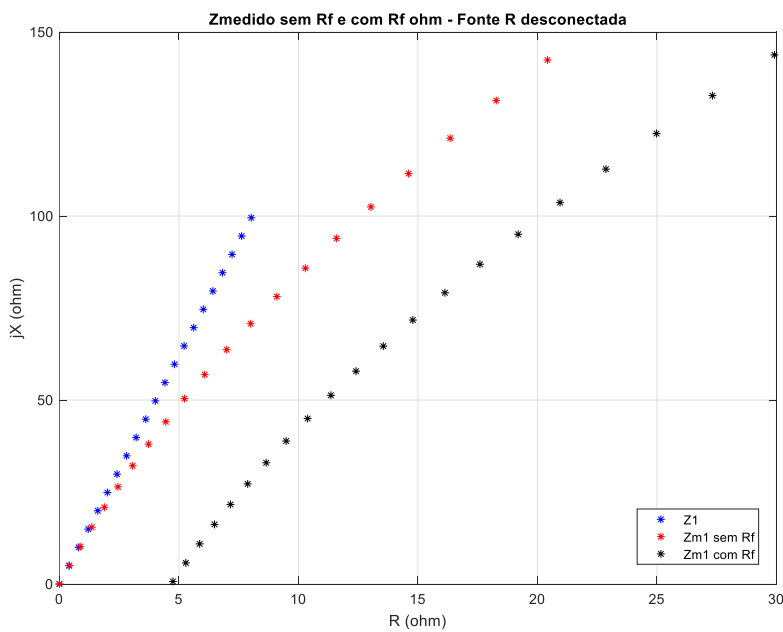


Figura 4.17 – Diagrama RX com as impedâncias medidas sem e com  $R_f = 10 \text{ } \Omega$ , no caso em que a fonte R está desligada.

Autoria: própria

#### 4.3.3.5 – Relés com compensação da impedância mútua de sequência 0 ( $k_{0m}$ )

Também, de acordo com o Capítulo 3, existe na literatura especializada a ideia de se incorporar no algoritmo da função 21 uma compensação da impedância mútua de sequência zero, através do fator  $k_{0m}$  - vide equação (3.29). Ao se fazer tal compensação, a impedância medida pelo relé 21, do circuito onde acontece a falta, tem a medição correta (desprezando erros de TC e TP/TPC e questões internas de relés), conforme a formulação (3.30). Entretanto, é de se supor que ambos os relés dos dois circuitos, devam possuir a mesma compensação. Mas, neste caso, o relé do circuito que não tem falta passa a medir uma impedância diferente, conforme a expressão (3.31). Com tais formulações em mente, um levantamento usando o Matlab conclui aquilo que está apresentado no gráfico da Figura 4.18, mostrando a impedância  $Z_{m1}$  (azul) e a impedância  $Z_{m2}$  (vermelho). Cabe mencionar que o levantamento aqui foi feito somente para a pior situação, ou seja, a configuração da rede está com a fonte R desligada.

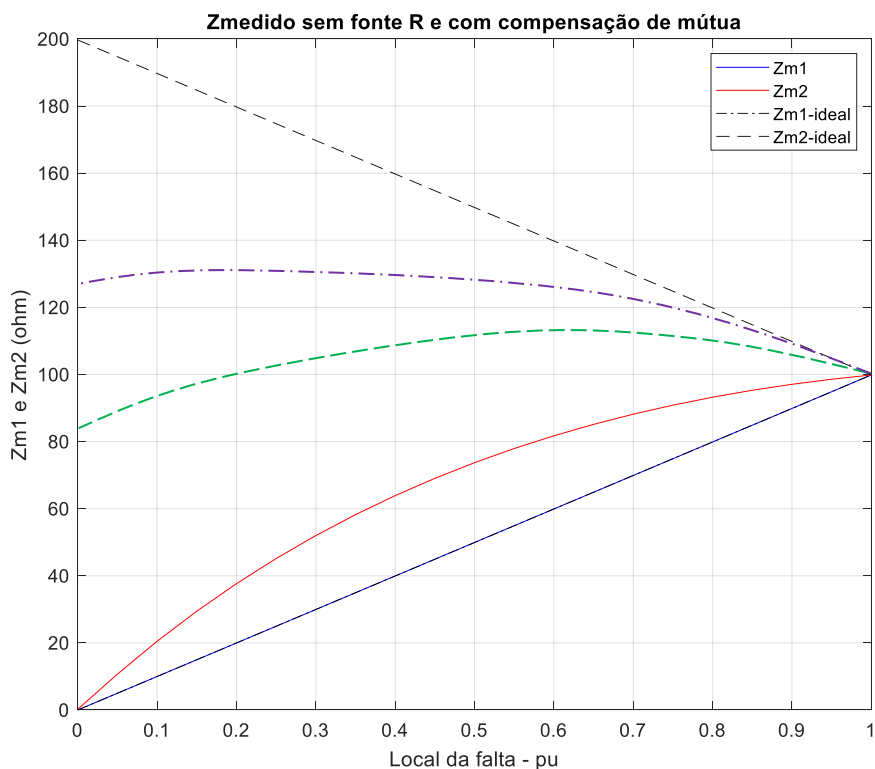


Figura 4.18 – Impedâncias medidas (teóricas) pelos relés 21-C1 e 21-C2 para faltas ao longo do circuito C1 da linha estudada, considerando a compensação da impedância mútua de sequência zero e fonte R desligada. Autoria: própria

Pode-se perceber claramente, no gráfico, que a impedância medida pelo relé 21-C1 não possui erros, medindo exatamente  $n\bar{Z}_1$ , conforme já demonstrado no Cap. 3. Por sua vez, o relé 21-C2, do circuito “sadio”, está compensando algo que não existe e, neste caso, o erro passa a ser extremo

(teoricamente erro = 100%) para faltas em  $n = 0$ , e zero (erro = 0%) somente quando a falta ocorrer no terminal R.

Como comentado no Cap. 3, uma expressão teórica para a impedância vista pelo relé da linha sem falta é algo desconhecido da literatura, pois ele conterà um termo adicional de impedância ( $Adz$ ) que dependerá da relação entre as impedâncias das fontes, do ponto de falta e outras variáveis do sistema. Apenas para fins ilustrativos, espera-se, na prática, que as medições tenham valores diferentes, a exemplo das linhas tracejadas (verde ou roxa), caracterizando um menor erro na medição de  $Z_{m2}$  para faltas na linha C-1 para fontes duplas.

#### **4.4- A Proteção da Linha Dupla no RTDS**

A biblioteca do RSCAD contém os mais diversos equipamentos de sistemas elétricos, tais como: fontes, transformadores, linhas de transmissão, capacitores, indutores, transformadores de instrumentos e diversos outros. Além de elementos de controle, é possível também encontrar diferentes funções de proteção (50, 51, 67, 87 etc.) que podem ser utilizados nas simulações. Dentre as funções, existe a ANSI 21 (relé de distância), cujo modelo (virtual) foi utilizado nesta dissertação para a proteção dos dois circuitos C1 e C2 da linha paralela e cujo objetivo foi a verificação dos seus desempenhos durante faltas fase-terra para diferentes condições, as quais serão descritas oportunamente.

Todos os parâmetros de ajustes do relé 21 são implementados utilizando-se o menu propriedades, que é acessado clicando no componente, ou conjunto deles em que se tenha interesse, como ilustrado pela figura 4.19.

Para este trabalho, foram utilizadas as funções de distância (21), com característica MHO em função da sua simplicidade, embora, com os relés numéricos atuais, a característica quadrilateral seja a mais recomendável para faltas fase-terra, pois ela acomoda melhor valores elevados de resistência de falta ao longo da linha de transmissão. Considerando que o foco principal do trabalho é a observância principalmente da influência da impedância mútua de sequência zero, optou-se pelo uso da característica MHO, a qual é mais fácil de ser ajustada no RSCAD. É importante mencionar que o fator de compensação de terra ( $k_0$ ) é um elemento parametrizado no modelo existente, conforme figura 4.20.

_rtds_PN_21_v1.def					
POS/ZERO SEQ COMP CONFIGURATION		Directional Element (RDIR)		21 Distance Elements (PDIS)	
			PROTECTION TRIP CONDITIONING (PTRC)		
Name	Description	Value	Unit	Min	Max
D1	21-1 Element Type	MHO		0	1
IPP1	Phase-phase current supervision	3.5	amps	0.1	99.99
IP1	Phase current supervision	2.0	amps	0.1	99.99
IR1	Residual current supervision	0.5	amps	0.1	99.99
D1R	Zone 1 Reach	10.485	ohms	0.020	250.000
D1RR	Zone 1 Reverse Reach	0.00	ohms	0.000	250.000
DirMod1	21-1 Direction	FWD		0	1
D1RB	Zone 1 Right Blinder	10.0	ohms	0.020	500.000
D1RA	Right Blinder Angle	87.18	degrees	60.0	120.00
D1LB	Zone 1 Left Blinder	10.0	ohms	0.020	500.000
D1LA	Left Blinder Angle	87.18	degrees	60.0	120.00
D2	21-2 Element Type	MHO		0	1
IPP2	Phase-phase current supervision	1.732	amps	0.1	99.99
IP2	Phase current supervision	1.0	amps	0.1	99.99
IR2	Residual current supervision	0.25	amps	0.1	99.99
D2R	Zone 2 Reach	24.15	ohms	0.020	250.000
D2RR	Zone 2 Reverse Reach	0.00	ohms	0.000	250.000
DirMod2	21-2 Direction	FWD		0	1
OpDITmms2	Zone 2 Time Delay	200.0	msec	10.0	999999

Figura 4.19 – Menu de parametrização dos Relés de Distância no *Draft* do RSCAD. Autoria: própria

Sabe-se que o desempenho da proteção de distância de linhas de circuito duplo é afetado negativamente pelo efeito do acoplamento mútuo de sequência zero entre elas, provocando distorções na obtenção da impedância medida pelo relé, face a curtos-circuitos fase terra, levando a erros de subalcance (quando a impedância “lida” pelo relé é maior do que a da LT) e sobrealcance (quando a impedância medida pelo relé é menor do que a da LT).

Entretanto, o fator de compensação de mútua de sequência zero não existia no modelo do relé virtual no RSCAD, pois não é comum nos relés comerciais. Como um dos objetivos do trabalho é também analisar o que acontece com os relés nos dois circuitos, inserindo ou não a compensação da mútua de sequência zero ( $k_{0m}$ ), este elemento foi colocado no modelo virtual do relé. Para isso, foram introduzidos os elementos de controle formando os diagramas de blocos destacado na figura 4.20.

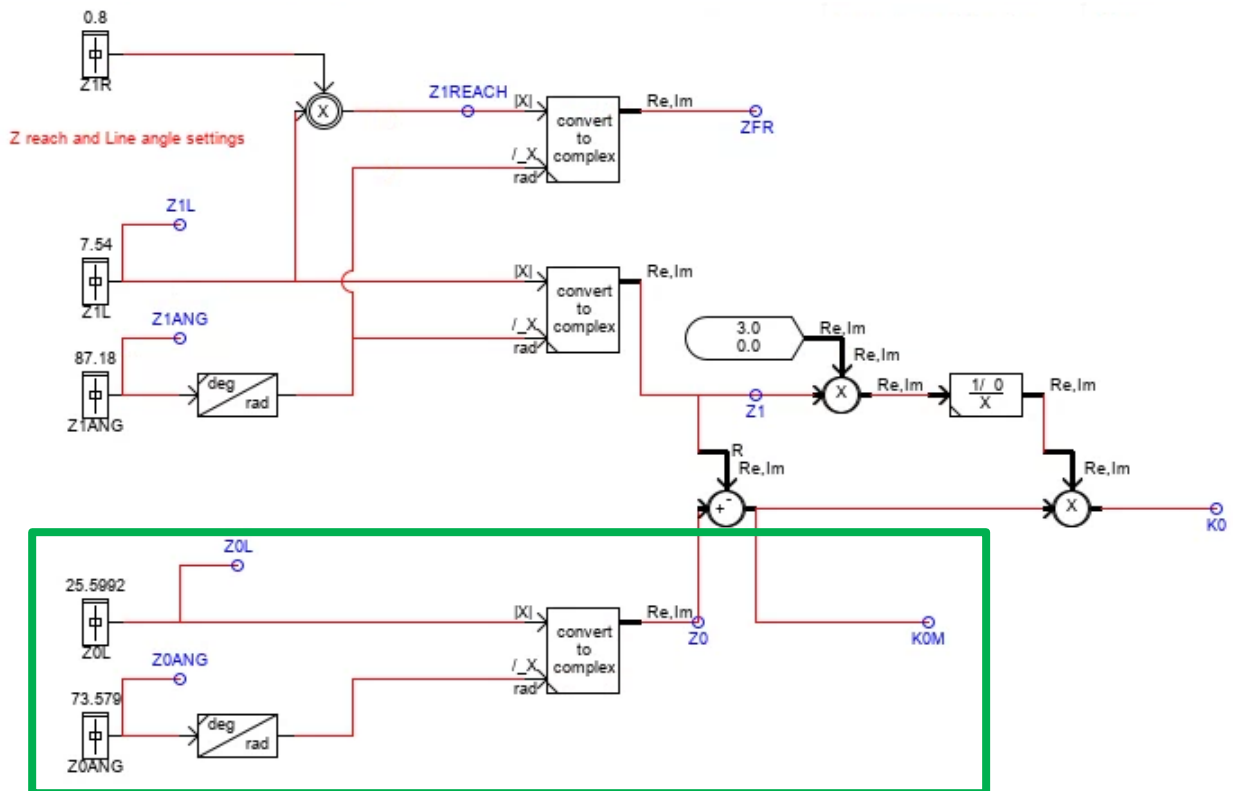


Figura 4.20 – Diagrama de blocos contendo os fatores de compensação  $k_0$  e  $k_{0m}$ . Autoria: própria

Levando em conta os parâmetros da LT de circuito duplo, mostrados na Tabela 4.5, os relés 21 virtuais (Relé 21 C1 e Relé 21 C2) foram, então, parametrizados em apenas duas zonas de proteção para cada um dos circuitos. Um ajuste padrão de alcance foi adotado, conforme teoria mostrada no Capítulo 2, ou seja: impedância réplica de zona 1 em 85% e zona 2 em 115% tomando como base a impedância de cada um dos circuitos C1 e C2. Além disso, o elemento MHO foi ajustado com um ângulo característico de  $85,39^\circ$  (mesmo ângulo da LT), sendo os tempos ajustados em instantâneo (primeira zona) e 300 ms (segunda zona).

Quanto aos ajustes de fator de compensação de terra e do fator de compensação de impedância mútua de sequência zero, os seguintes valores foram utilizados.

- O Fator de Compensação de Terra ( $k_0$ ), conforme a equação (2.33).

$$\bar{k}_0 = \frac{427,48 \angle 73,16^\circ - 99,85 \angle 85,39^\circ}{3 \times 99,85 \angle 85,39^\circ} = 1,1036 \angle -15,90^\circ$$

- O Fator de Compensação de Mútua ( $k_{0M}$ ), conforme a equação (3.22).

$$\bar{k}_{0M} = \frac{278,89 \angle 65,53^\circ}{3 \times 99,85 \angle 85,39^\circ} = 0,9310 \angle -19,90^\circ$$

Os valores de  $k_0$  e  $k_{0m}$  serão usados pelo relé de distância virtual para fazer a compensação da corrente de falta à terra e da impedância mútua de sequência zero, conforme já apresentado nas seções e capítulos anteriores.

A tabela 4.5 traz um resumo dos principais parâmetros ajustados nos relés 21-C1 e 21-C2.

Tabela 4.5 – Parametrização dos Relés. Fonte: própria

Ajustes dos Relés 21-C1 e 21-C2		
Descrição	Zona 1	Zona 2
Característica	Mho	Mho
Alcance	84,9 $\Omega$	114,82 $\Omega$
Ângulo característico ( $\tau$ )	85,39°	85,39°
Temporização	Inst	300 ms
$k_0$	1,10 $\angle$ -15,90°	1,10 $\angle$ -15,90°
$k_{0M}$	0,93 $\angle$ -19,90°	0,93 $\angle$ -19,90°

#### 4.5– Rede elétrica modelada e simulada

Todos os valores de erros e impedâncias medidas mostrados anteriormente, como uso do Matlab, são teóricos, considerando o equacionamento apresentado no Capítulo 3, bem como no sistema com equivalentes nas barras S e R. Eles serão usados para fins de comparação com os resultados de simulação no RTDS, os quais estão apresentados no Capítulo 5. Entretanto, sabe-se que as características das fontes, se forte ou fraca, influenciam no desempenho de um relé de distância. Por essa razão, cabe aqui mencionar que no sistema modelado e simulado, as barras terminais (S e R) não são representadas apenas por suas fontes equivalentes, conforme mostrado na figura 4.5, mas sim contendo linhas de transmissão adjacentes, associadas às fontes equivalentes por detrás dessas linhas adjacentes, conforme a figura 4.21. Assim sendo, é necessário ter em mente que alguns resultados das simulações práticas podem ter divergências em relação aos casos teóricos mostrados nas subseções anteriores e as devidas análises são realizadas.

Cabe também enfatizar que, por questões de sigilo, o sistema como um todo não será aqui detalhado.



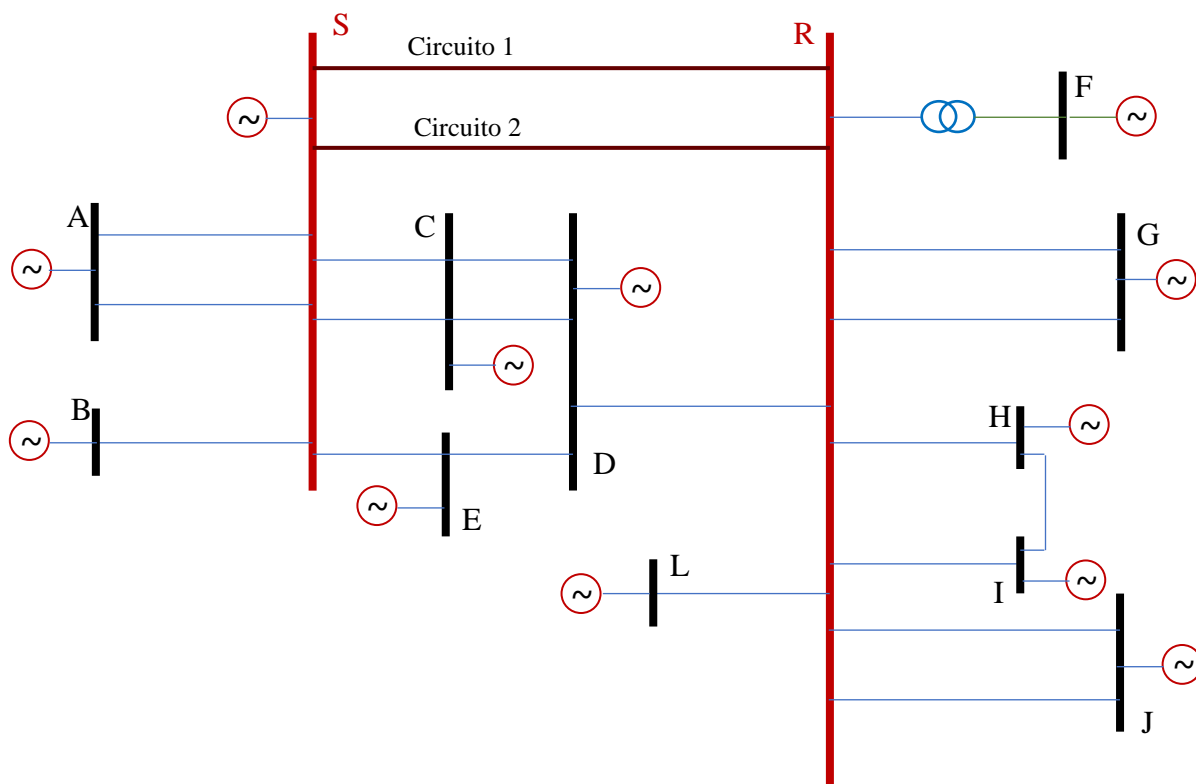


Figura 4.21 – Sistema completo modelado no RTDS, com destaque para as barras S e R e a LT paralela.

Autoria: própria

## 4.6 Estudos de Caso

Estando o sistema elétrico modelado e funcionando no RTDS, incluindo os relés 21C1 e C2 (virtuais), bem como todos os elementos de controle das faltas, alguns cenários de simulação foram planejados para se obter os resultados pretendidos. Estes cenários compreendem a aplicação de faltas do tipo fase-terra em diversas localizações ao longo da LT em um dos circuitos. Como são circuitos com os mesmos parâmetros, bastaria realizar os casos apenas para um deles, sendo então escolhido o circuito 1 (C1), faltas na fase A-T. As localizações definidas foram  $n = 5, 10, 20, 40, 60, 80, 90$  e  $100\%$  do comprimento da LT (324 km).

Ao se obter os resultados simulados no RTDS, foi possível fazer uma comparação com os dados teóricos obtidos com o MatLab, os quais foram disponibilizados nos gráficos apresentados neste capítulo.

Decidiu-se, também, analisar cada caso com diferentes valores de resistência de falta, uma vez que, na prática, faltas sólidas são muito raras. Os valores adotados foram  $0$  (falta sólida),  $10$  e  $50 \Omega$ , aplicados no circuito C1 da linha paralela.

Uma das interessantes análises é sobre os erros dos relés 21-C1 e 21-C2, estando estes apenas com a corrente compensada pelo fator  $k_0$  ou tendo também a compensação pelo  $k_{0M}$ . Cabe mencionar que, para todos os casos, os dois circuitos estão operando normalmente.

Por fim, foram feitas simulações onde apenas um circuito está operando (no caso o C1) com ou outro desligado e aterrado (circuito C2). Tal condição é também importante para se chegar à conclusão quanto ao erro associado à mutua de sequencia zero.

A tabela 4.6 apresenta todos os casos estudados no RTDS.

Tabela 4.6 – Casos Estudados no RTDS. Fonte: própria

	Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4
Compensação $k_0$	Sim	Sim	Sim	Sim
Compensação $k_{0M}$	Não	Sim	Não	Sim
Duas LT operando	Sim	Sim	Não (C2 desligada e aterrada)	Não (C2 desligada e aterrada)
Local ( $n\%$ )	5, 10, 20, 40, 60, 80, 90, 100	5, 10, 20, 40, 60, 80, 90, 100	5, 10, 20, 40, 60, 80, 90, 100	5, 10, 20, 40, 60, 80, 90, 100
Resistência ( $R_f$ ) $\Omega$	0, 10 e 50	0, 10 e 50	0, 10 e 50	0, 10 e 50

## 4.7 Considerações Finais

Neste Capítulo foram apresentadas as características técnicas do RTDS / RSCAD da UNIFEI, os quais foram utilizados para modelagem e simulação de um sistema de potência real, contendo linhas paralelas protegidas por relés (virtuais) ANSI 21. Também foram mostrados os erros nas medições com base em equacionamentos teóricos, os quais foram usados em uma rotina desenvolvida no Matlab. Casos de simulação foram listados tendo como objetivo fazer o levantamento de erros nas impedâncias medidas que possivelmente sofrem impactos da impedância mútua de sequência zero.

No próximo capítulo serão apresentados os resultados das simulações, bem como as análises destes resultados. Verificar-se-á a eficiência ou não da medição do relé de distância, considerando a parametrização do fator  $k_{0M}$ , a fim de mitigar o efeito do acoplamento mútuo entre os dois circuitos.

## 5 Resultados e Análises

### 5.1 Considerações Iniciais

No presente capítulo são apresentados todos os resultados das simulações realizadas no RTDS, considerando o que foi proposto no capítulo anterior. Aqui são também apresentadas todas as análises relativas aos resultados, levando em consideração as diferenças entre as equações teóricas utilizadas para obter resultados via Matlab e o sistema simulado no RTDS.

### 5.2 Simulação no RTDS e Comparação com o ANAREDE

Antes de se obter os resultados de curto-circuito, bem como, as impedâncias medidas pelos relés virtuais 21-C1 e 21-C2, o sistema foi rodado no RTDS para a obtenção do fluxo de carga e comparado com resultados a partir do programa ANAREDE utilizado para validação da modelagem, considerando o sistema completo a partir de dados do ONS. A Tabela 5.1 mostra tais resultados de comparação entre os dois programas. Como os erros nas tensões e nas potências ativa e reativa das respectivas barras da LT paralela são pequenos, considerou-se validado o sistema modelado no RTDS.

Tabela 5.1 – Comparação entre as simulações no RTDS e Resultados do ANAREDE.

	ANAREDE	RTDS	ERRO (*)
Tensão na barra S (pu)	1,039 $\angle$ -3,3°	1,039 $\angle$ -3,3°	0 %
Tensão na barra R (pu)	1,038 $\angle$ -18,2°	1,042 $\angle$ -17,55°	0,38 %
MW de S para R (C1 ou C2)	538,8	546,02	1,34%
Mvar de S para R (C1 ou C2)	-150,7	-165,00	9,5%
MW de R para S (C1 ou C2)	-527,7	-535,53	1,5%
Mvar de R para S (C1 ou C2)	-69,4	-70,58	1,7%

#### 5.2.1 Simuladores de Controle do RSCAD / RTDS

Os elementos de controle, disponíveis no RTDS, foram utilizados no *Draft* do RSCAD, a fim de facilitar as diferentes simulações no circuito paralelo – LT S / R, considerando as várias posições e resistências de faltas, e ainda:

- Abertura automática e fechamento dos disjuntores e chaves de aterramento do sistema;
- Verificação dos tipos de falta, fatores de compensação de sequência zero ( $k_0$  e  $k_{0M}$ ) e duração das faltas.

A modelagem da linha dupla do sistema elétrico pode ser observada na figura 5.1.

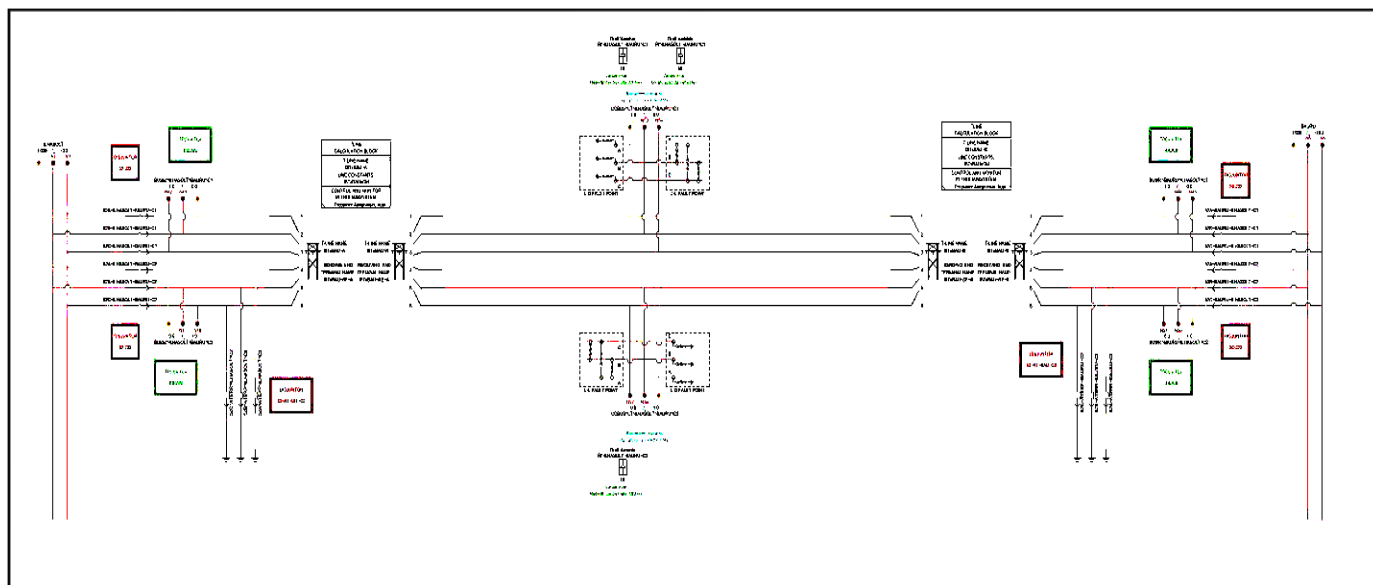


Figura 5.1 – LT S-R (circuito 1 e 2) Modelada no Módulo Draft do RSCAD. Fonte: [25]

### 5.3 Simulações de Faltas no Circuito Duplo com $R_f = 0$ ohm

Antes de adotar resistências de falta de 10 e 50  $\Omega$  para as simulações realizadas no RSCAD / RTDS, conforme foi explicitado no Capítulo 4 (item 4.6), foram aplicados vários curtos-circuitos fase-terra (AG) sólidos, ou seja, sem resistência de falta ( $R_f = 0\Omega$ ), a fim de verificar o comportamento da medição dos relés de distância (21), considerando o circuito duplo operando normalmente, como também para um dos circuitos desligado e aterrado (Circuito 2).

#### 5.3.1 Sem a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com as Duas Linhas Operando – Circuitos 1 e 2

Nesta situação são aplicadas faltas nos locais indicados na Tabela 5.2 (Local % - 1ª coluna), considerando a LT S-R funcionando normalmente, isto é, com seus dois circuitos em operação, considerando a mútua, porém, sem o Fator  $k_{0M}$ .

A zona de atuação dos relés 21 foi inserida na tabela 5.2, considerando a operação do relé virtual em cada linha. Quando o mesmo não opera, é colocado NO (Não Opera) na tabela.

Tabela 5.2 – LT Operando Normal

<b>Falta no Circuito 1, Rf = 0 Ω, Relé sem <math>k_{0M}</math></b>					
Impedância Medida no Relé 1					
<b>Local (%)</b>	<b>(Ohms)</b>	<b>Ângulo</b>	<b>Zona</b>	<b>Erro (%)</b>	<b>Alcance do Erro</b>
5,00	5,03	85,70	Z1	0,75	Subalcance
10,00	10,04	85,80	Z1	0,55	Subalcance
20,00	20,20	85,80	Z1	1,15	Subalcance
40,00	40,95	85,80	Z1	2,53	Subalcance
60,00	62,82	85,70	Z1	5,02	Subalcance
80,00	87,95	85,70	Z2	10,10	Subalcance
90,00	104,61	86,20	Z2	16,41	Subalcance
100,00	130,32	86,10	NO	30,52	Subalcance

<b>Falta no Circuito 1, Rf = 0 Ω, Relé sem <math>k_{0M}</math></b>					
Impedância Medida no Relé 2					
<b>Local (%)</b>	<b>(Ohms)</b>	<b>Ângulo</b>	<b>Zona</b>	<b>Erro (%)</b>	<b>Alcance do Erro</b>
5,00	196,66	85,39	NO	2,54	Subalcance
10,00	192,73	85,46	NO	1,00	Subalcance
20,00	182,85	85,36	NO	1,74	Subalcance
40,00	163,26	85,32	NO	2,19	Subalcance
60,00	142,97	85,23	NO	2,28	Subalcance
80,00	124,32	84,97	NO	3,76	Subalcance
90,00	122,88	84,59	NO	11,88	Subalcance
100,00	127,23	82,67	NO	24,92	Subalcance

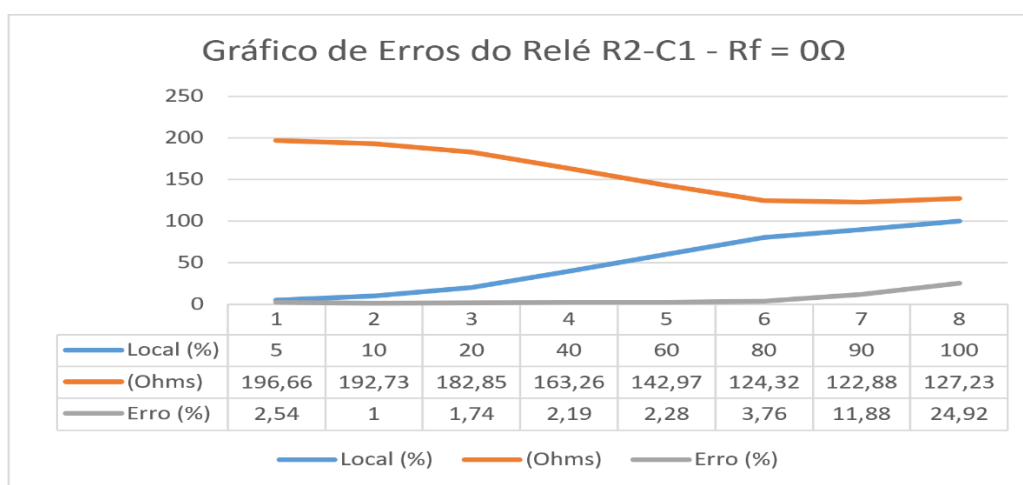
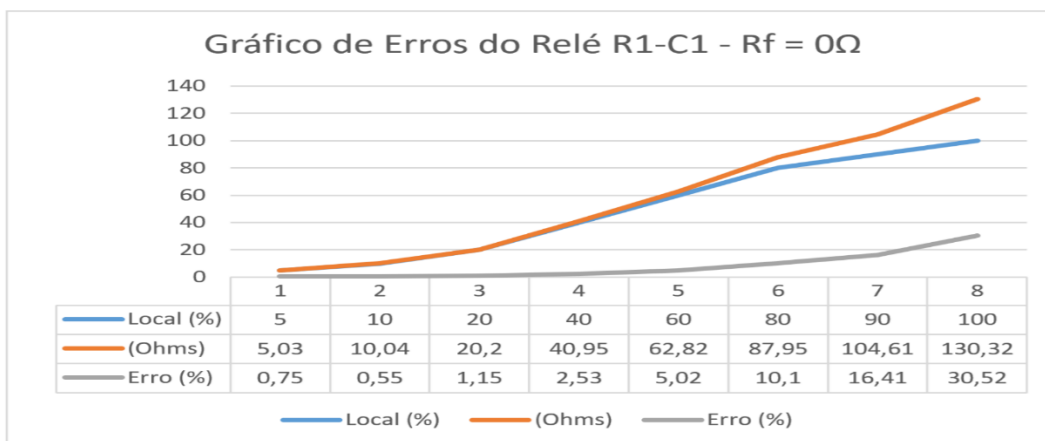


Figura 5.2 – (a) Erros do Relé 21-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente, (b) Erros do Relé 21-C2 para a Linha Dupla Operando Normalmente. Autoria: própria

Na Tabela 5.2 e nos gráficos da figura 5.2, pode-se observar as leituras efetuadas pelos relés 1 e 2, de impedâncias (módulo e ângulo). Fica claro que os erros de subalcance, das leituras do relé 1, assumiram valores acima de 10% (10,10%), a partir de faltas ocorridas a 80% do circuito 1, chegando a 16,41% para defeitos a 90% do circuito 1, e a 30,52% para faltas ocorridas em 100% do circuito 1 (barra R), devido ter medido valores de impedância acima da parametrização da 2ª zona – Z2 (114,82 Ω).

O relé 1 mediu corretamente na Z1 para curto-circuito monofásico até 60% do circuito 1 e mediu na Z2 para curto-circuito fase-terra a 80 e 90% do mesmo circuito. Já para defeitos a 100% do circuito 1, o relé 1 não operou (NO), pelo motivo exposto no parágrafo anterior.

Já o relé 2 não operou (NO), para nenhuma localização considerada, devido ter medido valores de impedância acima de sua parametrização (114,82 Ω).

Outra observação a ser feita é que a zona 2 (Z2) foi ajustada com alcance em  $114,82\Omega \angle 85,39^\circ$ , e não foi utilizado ajuste de terceira zona. Logo, qualquer valor de impedância medida que esteja fora da zona 2 o relé simplesmente não opera (NO).

Pode-se concluir que os resultados se comportaram de acordo com a teoria (ver gráficos do capítulo 4), principalmente no que diz respeito aos erros de sobrealcance para faltas no final do trecho da LT.

Na referência [12] foi sugerido que os erros de subalcance tendem a ocorrer quando existe a contribuição de uma das extremidades da linha de transmissão e, aqueles de subalcance e sobrealcance, para a existência de duas fontes, configuração considerada nesta dissertação. Porém, apesar de existirem duas fontes (uma em cada extremidade), praticamente só ocorreram erros de subalcance. Este fato pode acontecer devido a variação da relação entre as correntes de contribuição dos dois extremos, que não é fixa.

### 5.3.2 Sem a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com uma das linhas desligada e aterrada – Circuito 2

Nesta situação as faltas foram aplicadas no Circuito 1, conforme pode ser observado na tabela 5.3 e no gráfico da figura 5.3, considerando o Circuito 2 aberto e aterrado nas duas extremidades, bem como, incluindo a influência de  $Z_{0M}$  porém, sem a parametrização no relé do Fator de Compensação de Mútua de Sequência Zero ( $k_{0M}$ ).

A medição do relé 1 apresentou erros de subalcance e sobrealcance, lembrando que a impedância da LT é próxima a  $100 \Omega$ .

Tabela 5.3 – Circuito 2 Aberto e Aterrado – Sem  $K_{0M}$

<b>Defeito no Circuito 1 – Sem <math>K_{0M}</math></b>					
Impedância Vista no Relé 1					
<b>Local (%)</b>	<b>Ohms</b>	<b>Âng.</b>	<b>Zona</b>	<b>Erro (%)</b>	<b>Alcance do Erro</b>
5,00	5,01	85,30	Z1	0,35	Subalcance
10,00	10,03	85,30	Z1	0,45	Subalcance
20,00	20,10	85,30	Z1	0,65	Subalcance
40,00	39,24	85,40	Z1	-1,75	Sobrealcance
60,00	58,28	85,80	Z1	-2,72	Sobrealcance
80,00	74,65	86,50	Z1	-6,55	Sobrealcance
90,00	81,73	87,60	Z1	-9,05	Sobrealcance
100,0	76,88	89,60	Z1	-21,43	Sobrealcance

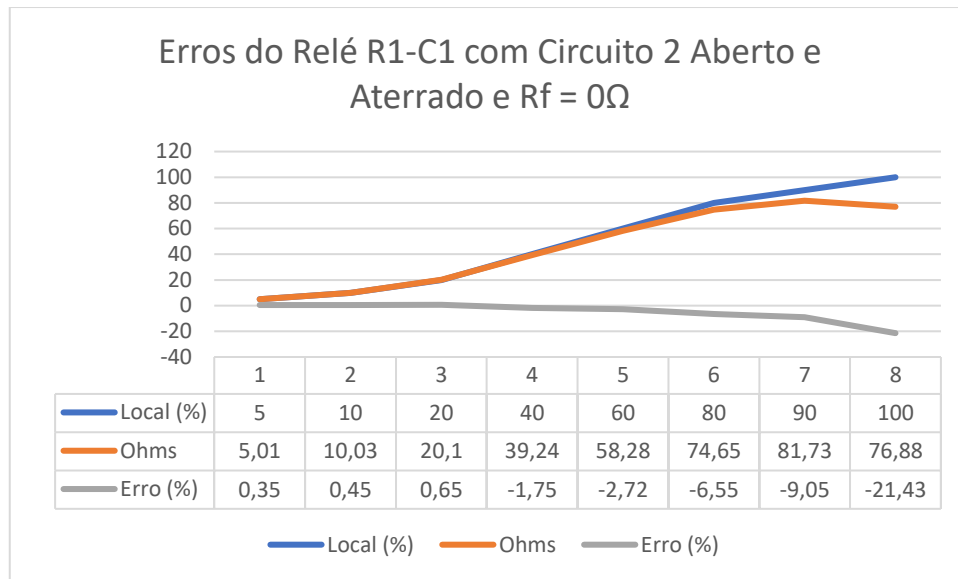


Figura 5.3 – Erros do Relé 21-C1 para Circuito 2 Aberto e Aterrado. Autoria: própria

Pode-se observar que, o maior erro de subalcançe (0,65%) ocorreu a 20% do Circuito 1, para defeitos fase-terra. Este erro pode ser desprezado em operações normais. Já o maior sobrealcançe (21,43%) ocorreu para defeitos fase-terra a 100% do Circuito 1. O relé do circuito 1 operou corretamente na zona 1 para todos os curtos-circuitos monofásicos aplicados, visto que as impedâncias medidas foram inferiores à parametrizada no relé ( $85\ \Omega$ ).

Conclui-se que os resultados se comportaram de acordo com a teoria, principalmente no que diz respeito aos erros de sobrealcançe para faltas no final do trecho da LT. Observa-se, por exemplo, que faltas em 90 e 100% da LT, portanto, já em zona 2, o relé atuou em zona 1. Na prática, muitas companhias de energia elétrica diminuem o alcançe da zona 1, dentro da margem de erro, para que a operação incorreta da função 21 não ocorra.

### 5.3.3 Com a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com as Duas Linhas Operando – Circuitos 1 e 2

Nesta situação as faltas foram aplicadas, conforme pode ser observado na tabela 5.4 e nos gráficos da figura 5.4, considerando a operação normal da LT S / R, ou seja, com seus dois circuitos em paralelo, com a mútua, bem como, com o Fator de Compensação de Mútua de Sequência Zero ( $K_{0M}$ ) já parametrizado e relés em ambos os relés (21C1 e 21C2).

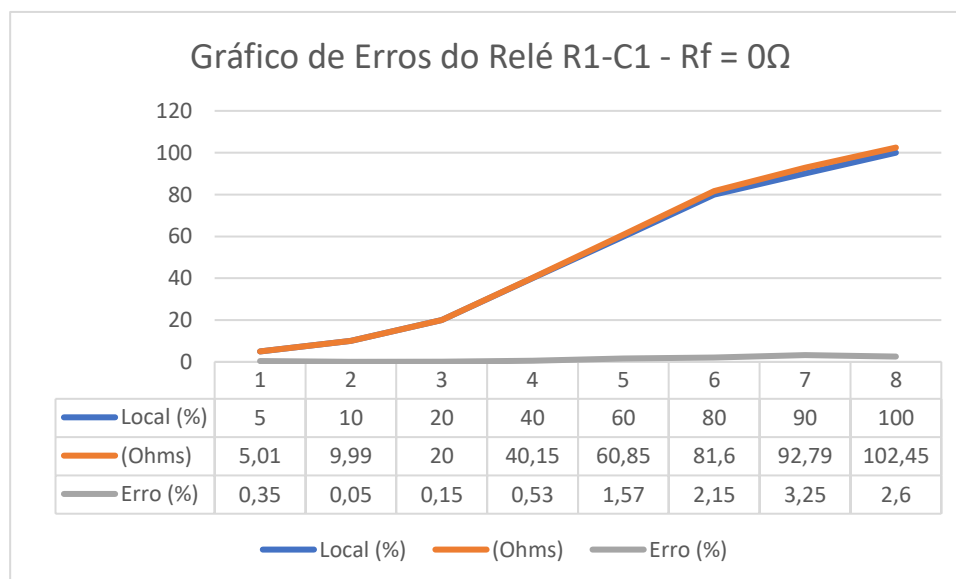


A zona de atuação dos relés 21 foi inserida na tabela 5.4, em função da operação ou não dos relés virtuais, bem como, os erros encontrados para os defeitos nos circuitos 1 e 2, que são caracterizados por subalcançe.

Tabela 5.4 – LT Operando Normal – Com  $k_{0M}$

<b>Defeito no Circuito 1 – <math>R_f = 0 \Omega</math>, Com <math>k_{0M}</math></b>					
Impedância Vista no Relé 1					
Local (%)	(Ohms)	Ang.	Zona	Erro (%)	Alcance do Erro
5,00	5,01	85,40	Z1	0,35	Subalcançe
10,00	9,99	85,40	Z1	0,05	Subalcançe
20,00	20,00	85,30	Z1	0,15	Subalcançe
40,00	40,15	85,30	Z1	0,53	Subalcançe
60,00	60,85	85,40	Z1	1,57	Subalcançe
80,00	81,60	85,40	Z1	2,15	Subalcançe
90,00	92,79	85,50	Z2	3,25	Subalcançe
100,0	102,45	85,60	Z2	2,60	Subalcançe

<b>Defeito no Circuito 1 – Com <math>k_{0M}</math> e <math>R_f = 0\Omega</math></b>					
Impedância Vista no Relé 2					
Local (%)	Ohms	Ang.	Zona	Erro (%)	Alcance do Erro
5,00	92,37	85.19	Z2	-52,56	Sobrealcançe
10,00	96,66	85.26	Z2	-49,05	Sobrealcançe
20,00	102,34	85.16	Z2	-43,06	Sobrealcançe
40,00	106,44	85.22	Z2	-33,38	Sobrealcançe
60,00	108,96	85.13	Z2	-22,05	Sobrealcançe
80,00	105,42	84.77	Z2	-12,01	Sobrealcançe
90,00	103,17	84.59	Z2	-6,07	Sobrealcançe
100,0	102,64	82.47	Z2	2,79	Subalcançe



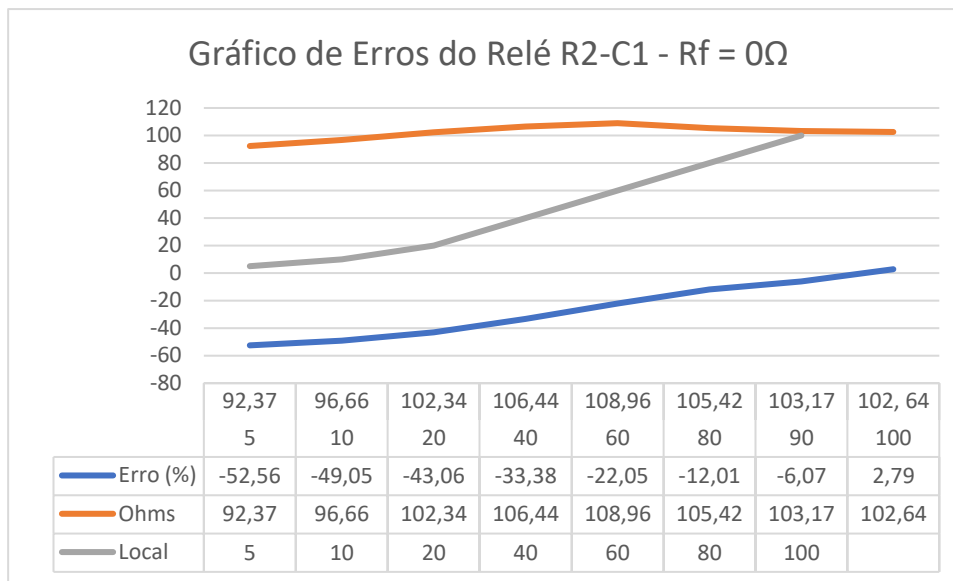


Figura 5.4 – (a) Erros do Relé 21-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente, (b) Erros do Relé 21-C2 para a Linha Dupla Operando Normalmente. Autoria: própria

Ao verificar os erros encontrados, pode-se observar que o efeito do Fator de compensação das mútuas de sequência zero ( $k_{0M}$ ) foi determinante para a redução dos mesmos no caso do relé R1-C1. O maior erro de subbalance, medido pelo relé 1 foi de 3,25% para defeito fase-terra a 90% do circuito 1. Portanto, o Fator  $k_{0M}$  foi determinante na redução dos erros. Quando não se considera a parametrização deste Fator, o erro encontrado foi de 16,41% (tabela 5.2). O relé 1 operou corretamente na Z1 para defeitos até 80% do circuito 1 e na zona 2 para 90 e 100%.

A medição do relé 2 apresenta grandes erros para faltas ao longo de toda a extensão da linha 1, excetuando faltas no final do trecho SR. Faltas, por exemplo, em 5% do circuito 1, o relé 2 tenta compensar algo que não é verdade e a impedância medida fica em torno de 3 ohms. Já para faltas em 100% do circuito 1, o erro de subbalance chega a ser de (2,79%).

Esses resultados estão coerentes com o que foi mostrado na teoria, especificamente no gráfico da figura 4.18.

### 5.3.4 Com a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com uma das linhas desligada e aterrada – Circuito 2

Nesta situação, considerando o Circuito 2 desligado e aterrado, não há como obter leituras corretas do relé 1, visto que, não é possível “ler” a corrente  $I_0$ , na linha aterrada, a menos que haja

um sensor de corrente, o que não é usual na prática. Portanto, se não tem como fazer a compensação, os resultados são os mesmos do caso sem considerar a parametrização do Fator  $k_{0M}$  (ver tabela 5.3). Portanto, o efeito da compensação de mútua, neste caso específico, não mitigou os erros encontrados sem o Fator  $k_{0M}$ .

## 5.4 Simulações de Falta no Circuito Duplo com $R_f = 10 \text{ ohm}$

Seja adotar uma resistência de falta de  $10\Omega$ , em continuação às simulações conforme foi explicitado no Capítulo 4 (item 4.6), aplicando vários curtos-circuitos fase-terra (AG), a fim de verificar se o relé 21 está medindo corretamente a distância do defeito. Naturalmente, a medição do relé apresentou erros maiores em relação a curtos-circuitos fase-terra sólidos ( $R_f = 0 \Omega$ ), lembrando que a impedância da LT é próxima a  $100 \Omega$ .

### 5.4.1 Sem a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com as Duas Linhas Operando – Circuitos 1 e 2

Nesta situação são aplicadas faltas nos locais indicados na Tabela 5.5 (Local % - 1º coluna), com  $R_f = 10 \Omega$ , considerando a LT S-R funcionando normalmente, isto é, com seus dois circuitos em operação, com a influência de  $Z_{0m}$ , porém sem considerar o Fator ( $k_{0M}$ ).

Tabela 5.5 – LT Operando Normal – Sem  $k_{0M}$  e  $R_f = 10\Omega$

Defeito no Circuito 1 – Sem $k_{0M}$					
Impedância Vista no Relé 1					
Local (%)	(Ohms)	Ângulo	Zona	Erro (%)	Alcance do Erro
5,00	9,37	43,16	Z1	87,68	Subalcance
10,00	13,48	57,12	Z1	35,00	Subalcance
20,00	23,11	67,90	Z1	15,73	Subalcance
40,00	46,85	73,89	Z1	17,30	Subalcance
60,00	68,55	74,76	Z1	14,42	Subalcance
80,00	95,80	72,65	Z2	19,93	Subalcance
90,00	115,88	66,40	Z2	28,95	Subalcance
100,00	169,26	55,42	NO	69,51	Subalcance

Defeito no Circuito 1 – Sem $k_{0M}$					
Impedância Vista no Relé 2					
Local (%)	(Ohms)	Ângulo	Zona	Erro (%)	Alcance do Erro
5,00	197,68	83.95	NO	1,53	Subalcance
10,00	193,65	83.44	NO	2,07	Subalcance
20,00	183,02	83.23	NO	1,83	Subalcance
40,00	165,02	82.20	NO	3,29	Subalcance
60,00	146,14	80.34	NO	2,40	Subalcance
80,00	135,30	75.85	NO	12,91	Subalcance
90,00	135,84	69.77	NO	23,68	Subalcance
100,00	169,82	53.45	NO	66,74	Subalcance

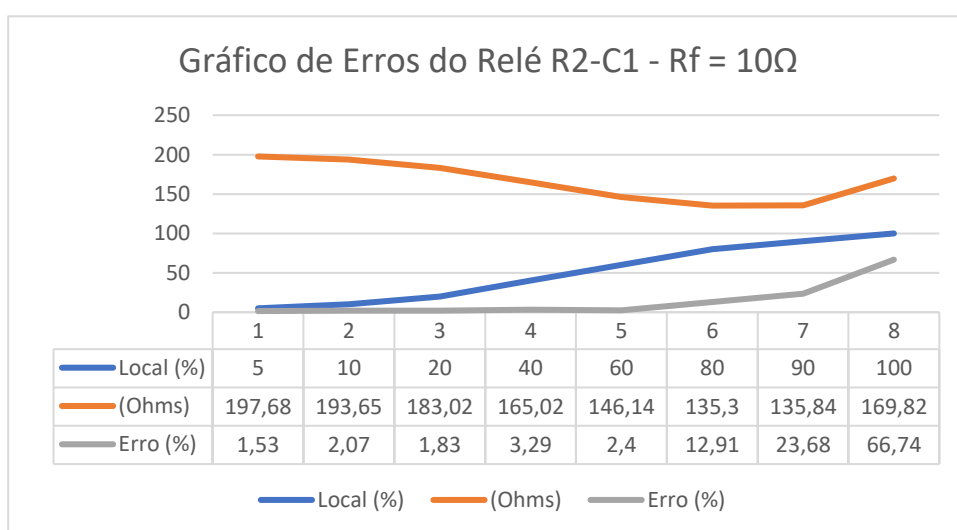
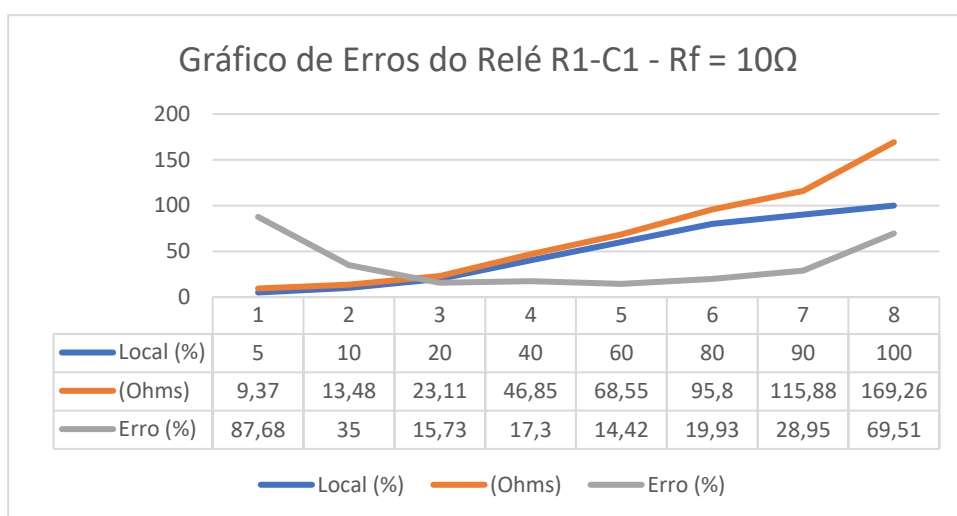


Figura 5.5 – (a) Erros do Relé 21-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente (b) Erros do Relé 21-C2 para a Linha Dupla Operando Normalmente. Autoria: própria

Na Tabela 5.5 e nos gráficos da figura 5.5, pode-se observar as leituras, efetuadas pelo relé 21, de impedâncias (módulo e ângulo) e dos erros e alcances (subalcance). Fica claro que o maior erro de subalcance (87,68%), da medição do relé 1, ocorreu a partir de faltas ocorridas a 5% do circuito 1, contra 0,75% (tabela 5.2) para defeitos sólidos, evidenciando erros maiores em relação a um defeito fase-terra com  $R_f = 0\Omega$ . O relé 1 operou corretamente na zona 1 para defeitos até 60% do circuito 1 e na zona 2 para 80 e 90% e não operou (NO) para faltas em 100%.

Já o relé 2 mediu valores de impedâncias, cujo maior erro de subalcance foi de 66,74% para defeitos fase-terra a 100% do circuito 1, contra 24,92% (tabela 5.2) para defeitos sólidos, porém não operou para nenhum dos curtos-circuitos fase-terra ao longo do circuito 1.

Pode-se concluir que os erros foram maiores, considerando a resistência de falta de  $10\Omega$ , em relação ao curto-circuito franco.

#### 5.4.2 Sem a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com uma das linhas desligada e aterrada – Circuito 2

Nesta situação as faltas foram aplicadas no Circuito 1, conforme pode ser observado na tabela 5.6 e no gráfico da figura 5.6, considerando o Circuito 2 aberto nas duas extremidades e aterrado, bem como, com a mútua e sem a parametrização do Fator de Compensação de Mútua de Sequência Zero ( $k_{0M}$ ) no relé.

A zona de atuação dos relés 21 foi inserida na tabela 5.6, através das leituras de impedâncias (módulo e ângulo). A medição do relé 1 apresentou erros, lembrando que a impedância da LT é próxima a  $100\Omega$ .

Tabela 5.6 – Circuito 2 Aberto e Aterrado – Sem  $k_{0M}$

Defeito no Circuito 1 – Sem $k_{0M}$ – $R_f = 10\Omega$					
Impedância Vista no Relé 1					
Local (%)	Ohms	Âng.	Zona	Erro (%)	Alcance do Erro
5,00	8,02	45,30	Z1	60,64	Subalcance
10,00	13,23	65,30	Z1	32,50	Subalcance
20,00	20,57	72,30	Z1	6,00	Subalcance
40,00	44,15	75,40	Z1	10,54	Subalcance
60,00	66,09	77,80	Z1	10,32	Subalcance
80,00	91,05	76,50	Z2	13,98	Subalcance
90,00	110,93	71,60	Z2	23,44	Subalcance
100,00	150,26	64,60	NO	50,49	Subalcance

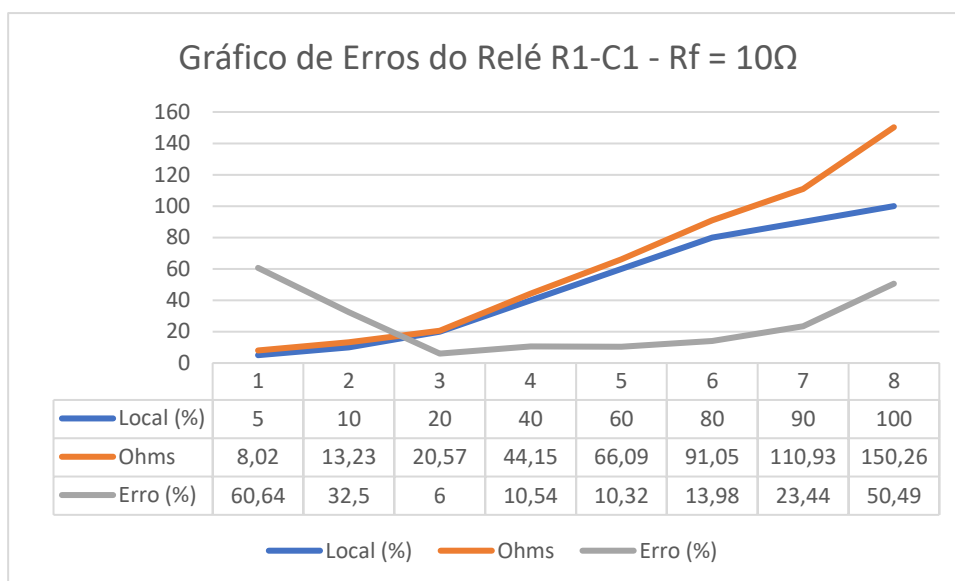


Figura 5.6 – Erros do Relé 21-C1 para Circuito 2 Aberto e Aterrado. Autoria: própria

Pode-se observar que, em função da resistência de falta com o *infeed* remoto, o erro de sobrealcance que existia, no caso de falta sólida, deixou de existir, pois o termo de erro devido à resistência de falta passou a ser maior que o erro em sentido contrário devido a mútua com o circuito C2 aberto e aterrado. No caso atual passa a existir erro de subalcance no valor de 50,49% para faltas no terminal remoto. O valor elevado de erro no início não é preocupante do ponto de vista da proteção, sendo que numericamente os valores de impedância não são distantes e o relé está preparado para faltas próximas.

O relé 1 operou na zona 1 para defeitos até 60% do circuito 1, na zona 2 para 80 e 90%, e não operou (NO) para 100%

### 5.4.3 Com a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com as Duas Linhas Operando – Circuitos 1 e 2

Nesta situação as faltas foram aplicadas, conforme pode ser observado na tabela 5.7 e nos gráficos da figura 5.7, considerando a operação normal da LT S / R, ou seja, com seus dois circuitos em paralelo, com a mútua, bem como, com o Fator de Compensação de Mútua de Sequência Zero ( $k_{0M}$ ), já parametrizado nos relés.

Tabela 5.7 – LT Operando Normal – Com  $k_{0M}$ 

<b>Falta no Circuito 1, <math>R_f = 10 \Omega</math>, Relé com <math>k_{0M}</math></b>					
Impedância Vista no Relé 1					
Local (%)	(Ohms)	Ang.	Zona	Erro (%)	Alcance do Erro
5,00	9,42	42,50	Z1	88,68	Subalcance
10,00	13,02	54,08	Z1	30,40	Subalcance
20,00	22,92	66,92	Z1	14,77	Subalcance
40,00	43,35	72,17	Z1	8,54	Subalcance
60,00	63,45	73,27	Z1	5,91	Subalcance
80,00	70,92	70,15	Z1	6,60	Subalcance
90,00	98,89	66,98	Z2	10,04	Subalcance
100,00	125,45	55,78	NO	25,64	Subalcance

<b>Falta no Circuito 1, <math>R_f = 10 \Omega</math>, Relé com <math>k_{0M}</math></b>					
Impedância Vista no Relé 2					
Local (%)	(Ohms)	Ângulo	Zona	Erro (%)	Alcance do Erro
5,00	102,87	64,87	Z2	-47,17	Sobrealcance
10,00	108,89	76,46	Z2	-42,60	Sobrealcance
20,00	112,54	-75,65	Z2	-37,39	Sobrealcance
40,00	118,24	-75,77	NO	-25,99	Sobrealcance
60,00	124,68	79,47	NO	-10,81	Sobrealcance
80,00	138,56	74,86	NO	15,64	Subalcance
90,00	141,98	69,15	NO	29,66	Subalcance
100,00	125,45	55,67	NO	25,64	Subalcance

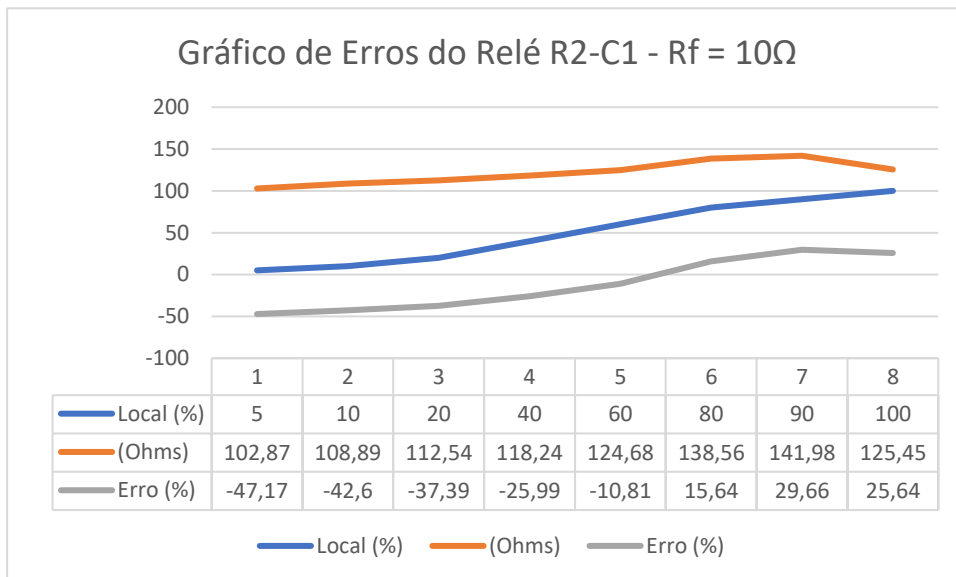
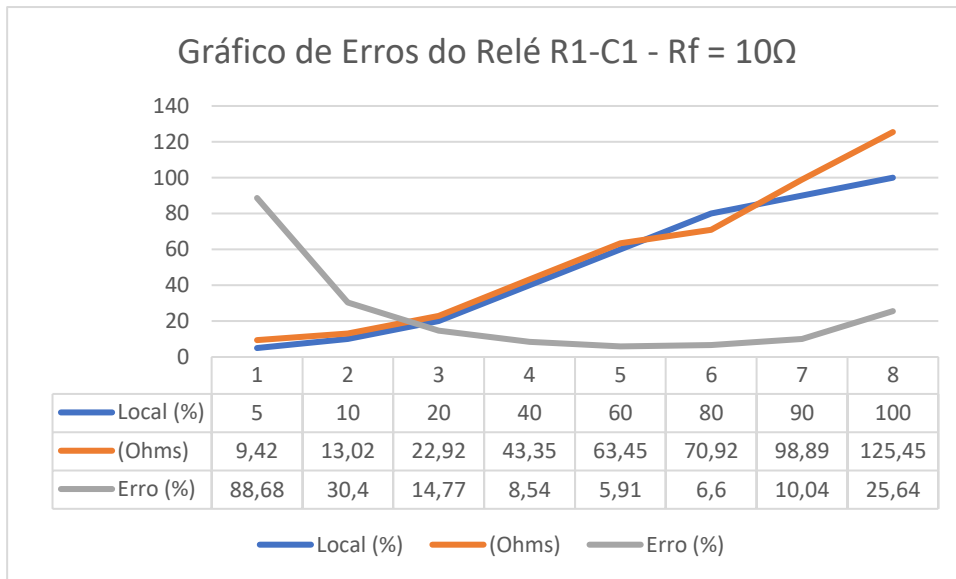


Figura 5.7 – (a) Erros do Relé 21-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente, (b) Erros do Relé 21-C2 para a Linha Dupla Operando Normalmente. Autoria: própria

Na Tabela 5.7 pode-se observar as leituras, efetuadas pelo relé 21, de impedâncias (módulo e ângulo) e dos erros e alcances (subalcance).

Como já era de se esperar. Estando os modelos supostamente corretos, o comportamento do relé 1, mantém o erro devido a mútua em valores muito pequenos, porém com o aparecimento de uma resistência de falta, a impedância medida aumenta, operando na zona 1 para defeitos até 80% do circuito 1, na zona 2 para 90% e não operou (NO) para 100%.



Comparando o gráfico da figura 5.7a com o gráfico da Figura 5.4a, isso fica evidenciado, estando os resultados coerentes com a teoria. Cabe mencionar que no caso do relé compensado com  $k_{0M}$ , o termo devido a resistência de falta está agora dividido por uma corrente compensada teoricamente maior, o que faz com que o erro no final do trecho não seja menos acentuado ( $130,32 \Omega$  no caso de  $R_f = 0 \Omega$  e sem  $k_{0m}$ ;  $125,45 \Omega$  no caso de  $R_f = 10 \text{ ohm}$  e com  $k_{0m}$ ). Os maiores erros no início são resultados do próprio valor da resistência de falta.

Por sua vez, a medição do relé 2 apresenta grandes erros para faltas ao longo de toda a extensão da linha 1, excetuando faltas no final do trecho SR, operando na zona 2 para defeitos até 20% do circuito 1 e não operou para defeito entre 40 e 100%. Faltas, por exemplo, em 5% do circuito 1, o relé 2 tenta compensar algo que não é verdade e a impedância medida fica em torno de alguns poucos ohms somado a um termo (complexo de ser encontrado) devido à resistência de falta. Já para faltas em 80% do circuito 1, o erro de subalcançe chega a ser de 15,64% e o relé 2 não operou (NO).

#### **5.4.4 Com a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com uma das linhas desligada e aterrada – Circuito 2**

Nesta situação, também, foram aplicadas faltas no Circuito 1, considerando o Circuito 2 aberto e aterrado nas duas extremidades, a mútua, bem como, com o Fator de Compensação de Mútua de Sequência Zero ( $k_{0M}$ ), já parametrizado no relé.

Porém, neste cenário, considerando o Circuito 2 desligado e aterrado, não há como obter leituras corretas do relé 1, visto que, não é possível “ler” a corrente  $I_0$ , na linha aterrada, a menos que haja um sensor de corrente, o que não é usual na prática. Portanto, se não tem como fazer a compensação, os resultados são os mesmos do caso sem considerar a parametrização do Fator  $k_{0M}$  (ver tabela 5.6). Portanto, o efeito da compensação de mútua, neste caso específico não mitigou os erros encontrados sem o Fator  $k_{0M}$ .

## 5.5 Simulações de Defeito no Circuito Duplo, para uma $R_f$ de 50 $\Omega$

Seja finalmente adotar uma resistência de falta de 50  $\Omega$ , em continuação às simulações conforme foi explicitado no Capítulo 4 (item 4.6), aplicando vários curtos-circuitos fase-terra (AG), a fim de verificar quais as impedâncias serão medidas pelo relé virtual no RTDS. É de se esperar que as medições apresentem grandes erros, principalmente para faltas no final do trecho protegido. Lembrando novamente que a impedância da LT é próxima a 100  $\Omega$ .

### 5.5.1 Sem a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com as Duas Linhas Operando – Circuitos 1 e 2

Nesta situação são aplicadas faltas nos locais indicados na Tabela 5.8 (Local % - 1º coluna) e gráficos da figura 5.8, considerando a LT S - R funcionando normalmente, isto é, com seus dois circuitos em operação sem considerar o Fator ( $k_{0M}$ ), bem como, com uma resistência de falta de 50 $\Omega$ . A zona de atuação dos relés 21 foi inserida na tabela 5.9, através das leituras de impedâncias (módulo e ângulo).

Tabela 5.8 – LT Operando Normal – Sem  $k_{0M}$  e  $R_f = 50\Omega$

<b>Defeito no Circuito 1 – Sem <math>k_{0M}</math></b>					
Impedância Vista no Relé 1					
<b>Local (%)</b>	<b>(Ohms)</b>	<b>Ângulo</b>	<b>Zona</b>	<b>Erro (%)</b>	<b>Alcance do Erro</b>
5,00	36,81	22,80	Z1	637,31	Subalcance
10,00	41,54	26,89	Z1	316,02	Subalcance
20,00	50,07	36,00	Z1	150,73	Subalcance
40,00	71,16	46,00	Z1	78,17	Subalcance
60,00	104,25	45,98	Z2	74,01	Subalcance
80,00	154,95	41,90	NO	93,98	Subalcance
90,00	225,26	36,70	NO	150,67	Subalcance
100,00	458,51	22,40	NO	359,20	Subalcance

<b>Defeito no Circuito 1 – Sem <math>k_{0M}</math></b>					
Impedância Vista no Relé 2					
<b>Local (%)</b>	<b>(Ohms)</b>	<b>Ângulo</b>	<b>Zona</b>	<b>Erro (%)</b>	<b>Alcance do Erro</b>
5,00	210,46	75,90	NO	8,09	Subalcance
10,00	203,31	74,60	NO	7,17	Subalcance
20,00	196,39	74,55	NO	9,27	Subalcance
40,00	178,46	71,85	NO	11,71	Subalcance
60,00	175,91	65,80	NO	25,84	Subalcance
80,00	194,41	50,85	NO	62,25	Subalcance
90,00	236,85	40,80	NO	115,64	Subalcance
100,00	460,43	22,70	NO	361,12	Subalcance

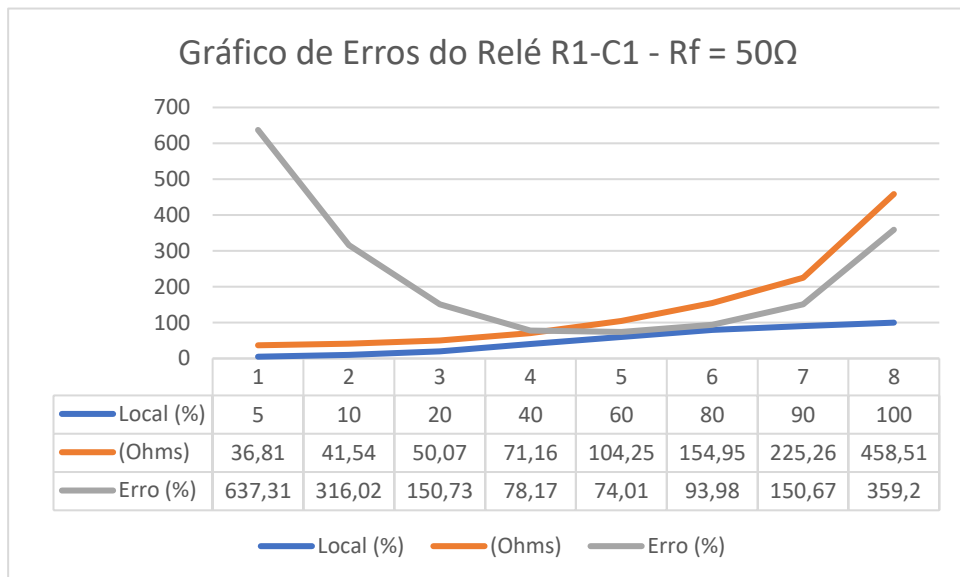
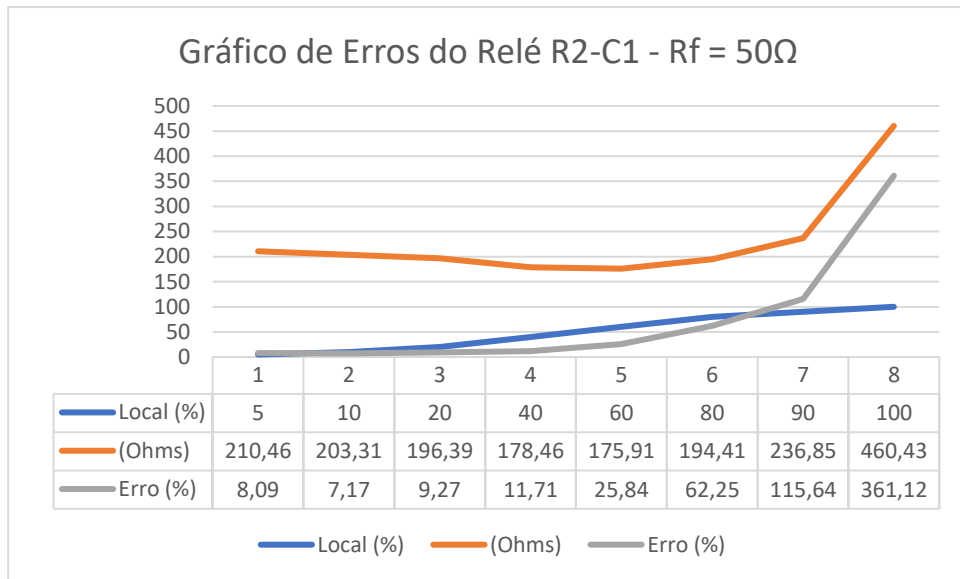


Figura 5.8 – (a) Erros do Relé 21-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente. (b) Erros do Relé 21-C2 para a Linha Dupla Operando Normalmente. Autoria: própria

Na Tabela 5.8 pode-se observar as leituras de impedâncias (módulo e ângulo), efetuadas pelo relé 21, assim como os erros calculados, em relação a presença da mútua e da não consideração do Fator  $k_{OM}$ . Os erros de subalcance, da medição do relé 1, tiveram valores bastante elevados, sendo 637,31% para faltas ocorridas a 5% do circuito 1 e de 359,20% para faltas na barra terminal, operando na zona 1 para defeitos até 40% do circuito 1, na zona 2 para 60% e não operou (NO) para entre 80 e 100%. Estes resultados estão coerentes com a teoria apresentada no capítulo 4. Observa-se que o módulo da impedância medida aumenta de valor à medida em que a falta se afasta do

terminal de medição, pois a resistência de falta está, teoricamente, sendo multiplicada por um fator de *infeed* cada vez maior, principalmente devido à fonte remota.

Já na medição do relé 2, também, aparecem erros elevados de subalcance e o maior deles de 361,12%, para falta fase-terra a 100% do circuito 1, não operando (NO) para nenhum defeito no circuito 1. Teoricamente os valores das impedâncias nos dois relés são iguais para faltas no terminal remoto (100%). Porém, erros do próprio processo podem torná-los ligeiramente diferentes.

Em conclusão, estes erros de subalcance são maiores daqueles vistos no item 5.4.1, devido ao aumento da resistência de falta ( $50 \Omega$ ).

### 5.5.2 Sem a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com uma das linhas desligada e aterrada – Circuito 2

Nesta situação as faltas foram aplicadas no Circuito 1, conforme pode ser observado na tabela 5.9 e gráfico da figura 5.9, considerando o Circuito 2 aberto e aterrado nas duas extremidades, bem como sem o Fator de Compensação de Mútua de Sequência Zero ( $k_{0M}$ ) e, também, com uma resistência de falta de  $50 \Omega$ .

O erro de alcance dos relés 21 foi inserida na tabela 5.9, através das leituras de impedâncias (módulo e ângulo).

Tabela 5.9 – Circuito 2 Aberto e Aterrado – Sem  $k_{0M}$  e  $R_f = 50 \Omega$

Defeito no Circuito 1 – Sem $k_{0M}$					
Impedância Vista no Relé 1					
Local (%)	(Ohms)	Ângulo	Zona	Erro (%)	Alcance do Erro
5,00	27,43	16,90	Z1	449,42	Subalcance
10,00	31,06	25,90	Z1	211,07	Subalcance
20,00	40,11	35,90	Z1	100,85	Subalcance
40,00	63,21	45,80	Z1	58,26	Subalcance
60,00	90,73	49,00	Z2	51,44	Subalcance
80,00	135,38	43,90	NO	69,48	Subalcance
90,00	181,91	38,00	NO	102,43	Subalcance
100,00	320,34	27,90	NO	220,82	Subalcance

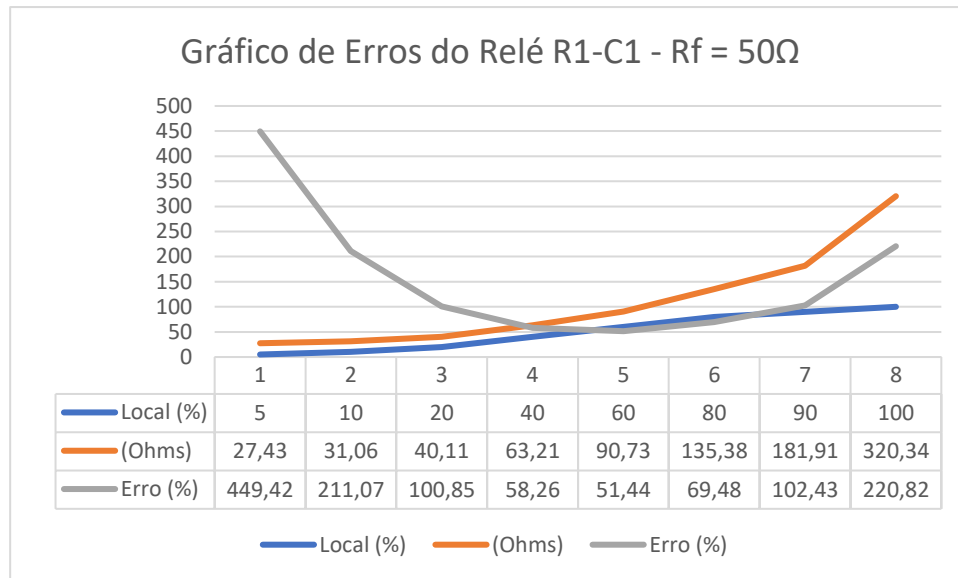


Figura 5.9 – Erros do Relé 21-C1 para o Circuito 2 Aberto e Aterrado. Autoria: própria

A análise é similar ao caso com  $R_f = 10\Omega$ . Ou seja, constata-se, em função da resistência de falta com o fenômeno do *infeed* remoto, que o erro de sobrealcance que existia, no caso de falta sólida, deixou de existir, pois o termo de erro devido à resistência de falta passou a ser maior que o erro em sentido contrário devido a mútua com o circuito C2 aberto e aterrado. No caso atual passa a existir erro de subalcance no valor de 220,82% para faltas no terminal remoto. Este erro chega a ser em torno de 70% para faltas a 80% da LT. O valor do erro no início da falta também chega a ser elevado, mas numericamente falando, os relés de distância ajustados para faltas-terra devem estar preparados para isso. O relé 1 operou na zona 1 para defeitos até 40% do circuito 1, na zona 2 para 60% e não operou (NO) entre 80 e 100%.

### 5.5.3 Com a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com as Duas Linhas Operando – Circuitos 1 e 2

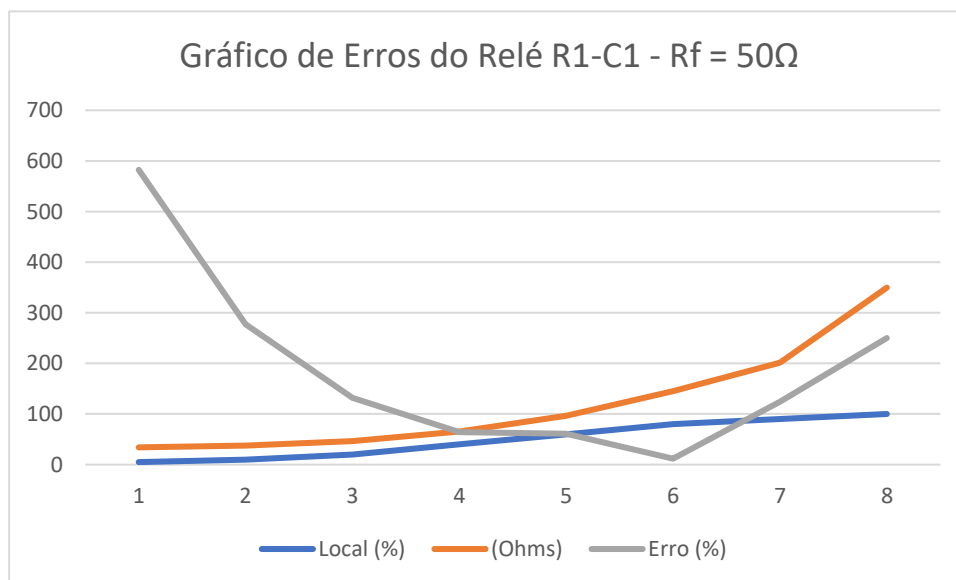
Nesta situação as faltas foram aplicadas, conforme pode ser observado na tabela 5.10 e gráficos da figura 5.10, considerando a operação normal da LT S / R, ou seja, com seus dois circuitos em paralelo, a mútua de sequência zero, bem como, com o Fator de Compensação de Mútua de Sequência Zero ( $k_{0M}$ ), já parametrizado nos relés, considerando uma  $R_f = 50\Omega$ .

O erro de alcance do relé 21 foi inserida na tabela 5.10, através das leituras de impedâncias (módulo e ângulo), para os defeitos nos circuitos 1.

Tabela 5.10 – LT Operando Normal – Com  $k_{OM}$  e  $R_f = 50 \Omega$

Defeito no Circuito 1 – Com $k_{OM}$					
Impedância Vista no Relé 1					
Local (%)	(Ohms)	Ang.	Zona	Erro (%)	Erro de alcance
5,00	34,07	19,70	Z1	582,42	Subalcançe
10,00	37,65	25,70	Z1	277,07	Subalcançe
20,00	46,25	33,60	Z1	131,60	Subalcançe
40,00	65,63	43,60	Z1	64,32	Subalcançe
60,00	96,60	45,70	Z1	61,24	Subalcançe
80,00	145,25	40,70	NO	11,73	Subalcançe
90,00	201,52	33,90	NO	124,25	Subalcançe
100,00	349,75	22,15	NO	250,38	Subalcançe

Defeito no Circuito 1 – Com $k_{OM}$					
Impedância Vista no Relé 2					
Local (%)	(Ohms)	Ângulo	Zona	Erro (%)	Alcançe do Erro
5,00	265,37	24,90	NO	36,29	Subalcançe
10,00	348,87	40,60	NO	83,89	Subalcançe
20,00	352,28	50,55	NO	96,01	Subalcançe
40,00	395,42	56,85	NO	147,51	Subalcançe
60,00	397,34	53,90	NO	184,24	Subalcançe
80,00	373,42	44,85	NO	211,65	Subalcançe
90,00	351,87	35,80	NO	220,36	Subalcançe
100,00	349,75	22,70	NO	250,38	Subalcançe



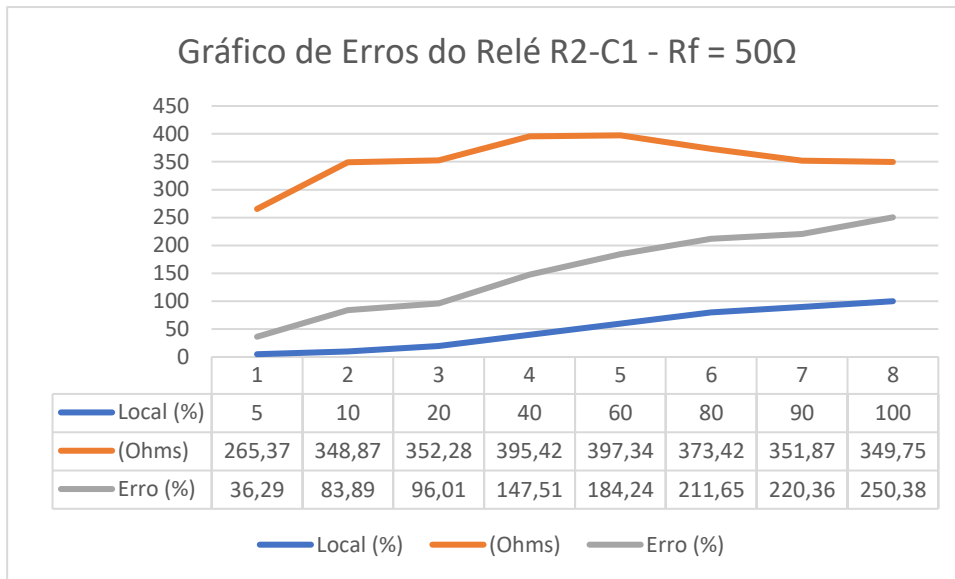


Figura 5.10 – (a) Erros do Relé 21-C1 para a Linha Dupla Operando Normalmente. (b) Erros do Relé 21-C2 para a Linha Dupla Operando Normalmente. Autoria: própria

A análise é similar ao caso, onde  $R_f = 10\ \Omega$ . Na Tabela 5.10 estão as leituras efetuadas pelo relé 21, assim como os erros calculados. Assim, estando os modelos supostamente corretos, o comportamento do relé, mantém o erro devido a mútua em valores muito pequenos, porém com o aparecimento de uma resistência de falta (neste caso  $50\ \Omega$ ), a impedância medida aumenta e muito, principalmente no final do trecho protegido. Comparando o gráfico da Figura 5.10a com o gráfico da Figura 5.4a, isso fica evidenciado, estando os resultados coerentes com a teoria. Cabe mencionar que no caso do relé compensado com  $k_{0M}$ , o termo devido a resistência de falta está agora dividido por uma corrente compensada teoricamente maior, o que faz com que o erro no final do trecho diminua um pouco ( $337\ \Omega$  com  $k_{0m}$  comparando com  $460\ \Omega$  sem  $k_{0m}$ ). Os maiores erros no início são resultados do próprio valor da resistência de falta. O relé 1 operou na zona 1 para defeitos até 60% do circuito 1 e não operou (NO) entre 80 e 100%.

Por sua vez, a medição do relé 2 apresenta grandes erros devido a compensação ineficiente com  $k_{0M}$  e, neste caso, associado também à resistência de falta. Porém, é interessante notar que os erros são menores para faltas sólidas. Basta comparar a tabela 5.10 (relé 2) com a tabela 5.4 (relé 2) ou então os respectivos gráficos. Para faltas em 100% do circuito 1, o erro de subalcance chega a ser de 250,38%, observando que o relé 2 não operou (NO) para nenhum defeito no circuito 1.

Mesmo considerando uma resistência de falta de  $50\Omega$ , a parametrização no relé do Fator  $k_{0M}$  mostrou a sua eficiência na medição para uma melhor localização dos defeitos pelos relés 21.

### 5.5.4 Com a Compensação de Mútua de Sequência Zero, com uma das linhas desligada e aterrada – Circuito 2

Nesta situação, considerando o Circuito 2 desligado e aterrado, não há como obter leituras corretas do relé 1, visto que, não é possível “ler” a corrente  $I_0$ , na linha aterrada, a menos que haja um sensor de corrente, o que não é usual na prática. Portanto, se não tem como fazer a compensação, os resultados são os mesmos do caso sem considerar a parametrização do Fator  $k_{0M}$  (ver tabela 5.2).

Portanto, o efeito da compensação de mútua, neste caso específico não mitigou os erros encontrados sem o Fator  $k_{0M}$ .

## 5.6 Considerações Finais

Pelas simulações realizadas, considerando resistências de falta de  $0 \Omega$ ,  $10 \Omega$  e  $50 \Omega$ , pode-se chegar à conclusão que as situações mais favoráveis ocorrem quando o Fator de Compensação de Sequência de Zero ( $k_{0M}$ ) está parametrizado no relé para o qual a linha paralela sofreu uma falta. Entretanto, conforme os resultados, coerentes com a teoria apresentada no capítulo 4, o relé do circuito sadio apresenta grandes erros. No capítulo 4, chegou a se demonstrar que os erros teóricos podem atingir valores muito irrealistas para faltas logo no início do circuito sob defeito. Ou seja, o relé de R1-C2, para faltas em 0% do circuito C1, acaba medindo também 0 ohm enquanto deveria medir  $200 \Omega$  (pior caso teórico quando a fonte remota em R está desligada). Os erros se apresentaram menores nestas situações mostradas, pois existe fontes nos dois terminais. Por outro lado, os erros aumentaram à medida que a resistência de falta era maior, mesmo que o Fator  $k_{0M}$  estivesse parametrizado no relé.



## 6 Conclusões e Recomendações

Sabe-se que o Sistema Elétrico de Potência (SEP) realiza a transferência de potências ativa e reativa até os consumidores finais, através da geração, transmissão e distribuição de energia elétrica. É um sistema bastante complexo, que exige uma proteção eficiente e de qualidade. As faltas, sejam elas entre fases ou fase-terra devem ser eliminadas num menor espaço de tempo possível, a fim de evitar danos aos equipamentos e pessoas.

Em se tratando de proteção de linhas de transmissão, a mais utilizada é a de distância, que trabalha por impedância vista no ponto do defeito e foi objeto de estudos e análises contemplados nesta dissertação. As simulações teóricas, através do uso do MatLab, bem como, as práticas, utilizando o RTDS, demonstraram a medição da impedância vista pelos relés de um circuito duplo assim como os erros obtidos em cada situação analisada, para defeitos fase-terra em um dos circuitos paralelos (Circuito 1). Também se analisou o que ocorre quando um dos circuitos estava desligado e aterrado nas duas extremidades (Circuito 2), acontecendo concomitantemente uma falta fase-terra no circuito em operação. Ficou evidenciado que vários fatores influenciaram na medição dos relés, sendo um deles o acoplamento mútuo de sequência zero, além da resistência de falta, local da falta, *infeed* remoto, dentre outros.

Por causa da mútua de sequência zero, durante um curto-circuito à terra, a tensão aplicada ao relé de um circuito incluirá uma tensão induzida proporcional à corrente do outro circuito. Assim, a posição aparente da falta, para o relé, dependerá da direção (polaridade) da componente de sequência zero do circuito sem falta, ou seja,  $Z_{0M}$  irá influenciar o alcance do relé, de tal modo que poderão acontecer erros de sobrealcance ou de subalcance. Se as correntes de sequência zero estiverem fluindo em sentidos contrários o termo de erro será negativo causando erro de sobrealcance, caso contrário, será positivo, obtendo erro de subalcance.

Por outro lado, a resistência de falta tem grande influência na medição da impedância de defeito nos relés, que é composta por duas parcelas. Uma delas é a resistência de contato e a outra a de arco. Com isto haverá uma impedância até o ponto do defeito que se soma fasorialmente a um termo que contém a de resistência de falta (arco + contato) multiplicada por um fator de *infeed*.

Um estudo teórico sobre o relé de distância e suas características e formas de atuação foi necessário para a compreensão de como seria realizada as medições pelos relés. Foram abordadas as técnicas de medição, utilizando os conceitos de comparação de amplitude e de fase, bem como, o desempenho do relé 21 frente aos tipos de curtos-circuitos, evidenciando o fase-terra.

Após isso, foram parametrizadas em um relé virtual (modelo do RSCAD), característica MHO com duas zonas de atuação, a 1ª zona (instantânea) e a 2ª zona (300ms) a fim de proteger uma LT de

circuito paralelo, com duas fontes (uma em cada extremidade), representando um sistema real do sistema elétrico brasileiro. Na LT em questão foram aplicados diversos curtos-circuitos fase-terra em um dos circuitos paralelos a fim de verificar a medição nos dois relés, tanto do circuito defeituoso quanto do circuito sadio.

O valor de  $k_0$  foi usado pelo relé de distância para fazer a compensação da corrente de falta à terra, conforme já apresentado na teoria, tornando assim possível a tomada de decisão do relé quanto à operação ou não do seu respectivo disjuntor. Já o fator de compensação de mútua de sequência zero ( $k_{0m}$ ) não existe, pois não é comum nos relés comerciais. Como um dos objetivos do trabalho foi, também, analisar o que acontece com os relés nos dois circuitos, inserindo ou não a compensação de mútua ( $k_{0m}$ ), este elemento foi programado no modelo do relé virtual, conforme mostrado no texto. Sabe-se que a corrente de sequência zero do circuito duplo não pode ser medida diretamente. Por isso, um fator de correção da mútua de sequência zero ( $k_{0m}$ ) foi introduzido, tanto no relé da linha com defeito quanto no relé da linha sã.

Através das análises realizadas utilizando-se uma rotina no MatLab, foram calculadas as impedâncias teóricas "lidas" pelo relé, bem como, os erros obtidos. Ficou evidenciado que a influência da mútua de sequência zero foi determinante para a elevação dos erros teóricos, assim como foi observado nas simulações no RTDS. Contudo, a parametrização do Fator  $k_{0m}$  no relé possibilitou a mitigação dos erros, principalmente para faltas sólidas ( $R_f = 0 \Omega$ ), no circuito com defeito. Já no circuito sem defeito, os erros foram maiores.

No RTDS, assim como no MatLab para cálculo dos erros teóricos, também, foram realizadas simulações, considerando resistências de falta de  $0 \Omega$ ,  $10 \Omega$  e  $50 \Omega$ . Naturalmente a consideração sobre a resistência de falta contribuiu para o aumento dos erros, ou seja, quanto mais elevadas as resistências de falta maiores foram os erros encontrados. Ficou obvio que a compensação com  $k_{0M}$  se torna muito eficaz quando de faltas sólidas, porém apenas para circuito com defeito. Já para o circuito que não foi submetido à falta fase-terra, o relé do circuito com defeito mede valores muito aquém do esperado e, como consequência, os erros são muito grandes. Mesmo com a utilização dos fatores  $k_0$  e  $k_{0M}$  os erros aumentavam à medida que a resistência de falta era maior, e quanto mais a falta se aproximava do circuito adjacente (final de zona).

Cabe mencionar valores elevados de erros quando da presença de resistências de falta maiores no final do circuito protegido. Isso é compreensível em função da teoria do efeito *infeed*. Por sua vez, cabe comentar que, embora o relé virtual usado foi o do tipo MHO, o mais apropriado na prática é o relé de característica quadrilateral, cujo ajuste da sua banda oblíqua lateral pode alcançar várias dezenas de ohms, a depender do circuito, sem alcançar a carga. Neste caso, a engenharia fica segura de que faltas com valores médios (ou até altos) de resistências de falta ficam acomodadas dentro das zonas de

operação até seus limites de alcance, evitando atuações por erros de atuação. No caso de erros de sobrealcance, como é o caso de linha paralela desligada e aterrada, a prática usual é calcular o erro sem levar em conta uma resistência de falta e recuar o seu alcance reativo minimizando bastante estes tipos de erros (sobrealcance).

Para exemplificar, o maior erro de sobrealcance encontrado para defeito fase-terra a 100% do circuito 1, com  $R_f = 0 \Omega$ , foi de 21,4% (tabela 5.3), considerando a linha C2 desligada-aterrada. Neste caso a companhia de energia elétrica irá ajustar o alcance de primeira zona em 70 a 75% da impedância da linha. Por sua vez, o maior subalcance encontrado, para defeito fase-terra a 100% do circuito 1, com  $R_f = 0 \Omega$ , foi de 30,52% (tabela 5.2), considerando os dois circuitos operando em paralelo e sem a parametrização do fator  $k_{OM}$  nos relés. Fica claro que os erros de subalcance, das leituras do relé 1, assumiram valores acima de 10% (10,10%), a partir de faltas ocorridas a 80% do circuito 1, chegando a 16,41% para defeitos a 90% do circuito 1, e a 30,52% para faltas ocorridas em 100% do circuito 1 (barra R), além de valores de impedância acima da parametrização da 2ª zona – Z2 (114,82  $\Omega$ ). O relé 1 mediu corretamente na Z1 para curto-circuito monofásico até 60% do circuito 1 e mediu na Z2 para curto-circuito fase-terra a 80 e 90% do mesmo circuito. Já para defeitos a 100% do circuito 1, o relé 1 não operou (NO). Já o relé 2 não operou (NO), para nenhuma localização considerada, devido ao fato dele ter medido valores de impedância acima de sua parametrização (114,82  $\Omega$ ).

Ao se pensar no limite de alcance (85%) escolhido, este erro é em torno de 12% positivo (subalcance), ou seja, isto pode sim levar o relé a uma não operação, pois a impedância medida sairá da sua zona de atuação. Como já mencionado, uma maneira de mitigar tal problema é o ajuste da banda oblíqua em relé quadrilaterais, o que resolve também o problema do termo devido à resistência de falta (valores moderados), porém se fugir do alcance no sentido do eixo X (reatância) a probabilidade de não operação pode acontecer.

Pôde-se concluir que os resultados se comportaram de acordo com a teoria, principalmente no que diz respeito aos erros de sobrealcance para faltas no final do trecho da LT. Todas as análises e conclusões, após as simulações dos vários cenários, foram descritas no capítulo 5.

Por fim, uma maneira de mitigar os problemas causados pela impedância mútua de sequência zero seria fazer um ajuste adaptativo do fator  $k_{OM}$ , mantando o mesmo no relé do circuito com falta fase-terra e retirando o mesmo do circuito sem a falta. A maneira como detectar o circuito com a falta monofásica seria crucial para tal filosofia.

Para trabalhos futuros, recomendam-se os seguintes temas:

1. Analisar mais a fundo o valor da força da impedância mútua de sequência zero. Quais linhas paralelas  $Z_{0m}$  de fato é algo relevante?
2. Analisar a mudança da relação entre as impedâncias das linhas e das fontes (fonte forte e fonte fraca de ambos os lados)
3. Analisar a questão dos piores casos desconectando a fonte de um dos lados, ou desenvolvendo o estudo em um sistema radial em comparação com um sistema de fonte dupla.
4. Simular no RTDS relés do tipo quadrilateral, ajustando os instantes de trip para verificação das atuações corretas ou não.
5. Avaliar o uso de proteção adaptativa com a medição da corrente de terra em cada um dos circuitos, conforme proposto no livro do Ziegler [12].
6. Trabalhar com *hardware-in-the-loop* avaliando a possibilidade da proteção adaptativa.

Por fim, é importante mencionar que um artigo denominado “Análise dos Erros na Medição de Relés de Distância para Defeitos em Linhas de Circuito Duplo”, foi recentemente submetido ao Congresso Brasileiro de Automática 2024, (XXV CBA), reconhecido congresso de cunho acadêmico nas áreas de engenharia elétrica e similares.

## 7 Referências

### 7.1 Básicas (citadas no texto)

- [1] ONS - Operador Nacional do Sistema Elétrico. “Plano de ampliações e reforços nas instalações de transmissão do SIN”. PAR 2017-2019, 2017.
- [2] Silveira, Paulo Márcio. Apostila de Proteção de Linhas de Transmissão de AT e EAT, Coletânea SEPSE Volume V, 2018.
- [3] J. Roberts, A. Guzman, and E. O. Schweitzer, III, *Schweitzer Engineering Laboratories, Inc.*, Z = V/I Não Faz um Relé de Distância, 2017.
- [4] Mascher, Leandro J. D. Análise de Desempenho de Algoritmos de Proteção de Distância frente às Falhas Monofásicas - Abordagem tendo em vista uma Proteção Adaptativa. Dissertação de mestrado - Universidade Federal de Itajubá, 2010.
- [5] A. R. van C. Warrington, *Protective Relays: Their Theory and Practice*, Volume One, Chapman and Hall Ltd., London, 1968, page 20.
- [6] Mardegan, C., Tipos de Falhas -curto-circuito para seletividade, revista o Setor Elétrico, 2017
- [7] Virgilio De Andrade, Elmer Sorrentino – Typical expected values of the fault resistance in power systems, 2010 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition: Latin America.
- [8] IEC 60255-121 - Measuring relays and protection equipment – Part 121: Functional requirements for distance protection.
- [9] E. O. Schweitzer, III, and Jeff Robert, Distance Relay Element Design, Schweitzer Engineering Laboratories, Inc., SEL Journal of Reliable Power, Volume 1, Number 1, July 2010.
- [10] Network Protection and Automation Guide, Alstom T&D book, França, 2002.
- [11] Pillay, K. R.; Rigby, B. S. “Studying the impact of mutual coupling on distance protection relays using a real-time simulator”. IEEE Africon - The Falls Resort and Conference Centre, Livingstone, Zambia. Setembro, 2011.
- [12] Ziegler, Gerhard. Numerical Distance Protection – Principles and Applications. 2<sup>nd</sup> Edition, 2006.
- [13] Network Protection and Automation Guide, GE – Capítulo 13 – Protection of Complex Transmission Circuits, 2016.
- [14] BRAHMAN, AZADE et al. Analytical approach to study the impacts of mutual coupling on transmission lines protection systems. In: 2019 IEEE Texas Power and Energy Conference (TPEC). IEEE, 2019. p. 1-6.
- [15] IEEE Power System Relaying Committee (2004) EMTP Reference Models for Transmission Line Relay Testing.
- [16] ALEXANDER, C. K. Proteção de Sistemas Elétricos de Potência, Relés de Proteção, 1996.
- [17] THOMPSON, Michael J.; HEIDFELD, Daniel L. Transmission line setting calculations-beyond the cookbook. In: 2015 68th Annual Conference for Protective Relay Engineers. IEEE, 2015. p. 850-865.

- [18] TZIOUVARAS, Demetrios A.; ALTUVE, Héctor J.; CALERO, Fernando. Protecting mutually coupled transmission lines: Challenges and solutions. In: 2014 67th Annual Conference for Protective Relay Engineers. IEEE, 2014. p. 30-49.
- [19] HOLT, Craig; THOMPSON, Michael J. Practical considerations when protecting mutually coupled lines. In: 2016 69th Annual Conference for Protective Relay Engineers (CPRE). IEEE, 2016. p. 1-16.
- [20] FERNANDO, CALERO. Mutual impedance in parallel lines—protective Relaying and fault location Considerations. Engineering Laboratories revised edition, 2015.
- [21] MEIRA, Rafaella N. et al. Influence of Infeed Current and Double Circuit Transmission Lines in Distance Protection. In: Congresso Brasileiro de Automática-CBA. 2020.
- [22] OSMAN, A. H.; MALIK, O. P. Protection of parallel transmission lines using wavelet transform. IEEE Transactions on power delivery, v. 19, n. 1, p. 49-55, 2004.
- [23] POWER SYSTEMS RELAYING COMMITTEE et al. IEEE Guide for Protective Relay Applications to Transmission Lines. IEEE Std C, v. 37.
- [24] C37.113-2015 - IEEE Guide for Protective Relay Applications to Transmission Lines, 2015
- [25] RTDS Technologies – Tutorial of Digital Simulation in Real Time for The Power Industry – RSCAD, 2018.
- [26] MATLAB M. The language of technical computing. The MathWorks, Inc, 2012. disponível em: <http://www.mathworks.com>.

## 7.2 Complementares (consultadas durante o trabalho)

- [27] Lino, Tiago. “Análise Comparativa Dos Esquemas De Teleproteção em Linha de Transmissão em Circuito Duplo, através de uma Estrutura de Simulação em Tempo Real Baseada Na IEC 61850-90-1”. Dissertação de Mestrado, Instituto de Sistemas Elétricos e Energia, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2020.
- [28] Carvalho, Michel Rockembach de. Apostila sobre relés de proteção. Santa Catarina: Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC). Laboratório de Sistemas de Potência. Disponível em <[http://www.labspot.ufsc.br/~jackie/eel7821/protecao\\_e\\_monitoramento.pdf](http://www.labspot.ufsc.br/~jackie/eel7821/protecao_e_monitoramento.pdf)>. 2021.
- [29] Konishi, T. “Comportamento dos relés de distância em linha de circuito duplo”. Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica. São Paulo, 1972.
- [30] Reis, J. L.; Ristow, R. G. S.; Fabris, G. B. A. “Abordagem diferenciada da influência de paralelismos de linhas de transmissão na proteção de distância”. XVII ERIAC, Cigré. Paraguay, 2017.
- [31] Guerrero, C. A. V. “Uso do RTDS em testes de esquemas de teleproteção aplicando o padrão IEC 61850”. Dissertação de Mestrado, Instituto de Sistemas Elétricos e Energia, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2011.
- [32] Guerrero, C. A. V.; Silveira, P. M. “Uso do RTDS em Testes de Esquemas de Teleproteção Aplicando o Padrão IEC61850”. Anais do PAC World, 2012.
- [33] S. Ward, “Comparison of Quadrilateral and Mho Distance Characteristic,” proceedings of the 26th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 1999.
- [34] PAITHANKAR, Y. G. *Transmission network protection: theory and practice*. [S.l.]: Routledge, 2017.

- [35] SILVA, K. M. Estimaco de fasores baseada na transformada wavelet para uso na protecco de distncia de linhas de transmisso. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Campina Grande, 2009.
- [36] Caminha, Amadeu. Introducco a Protecco de Sistemas Eltricos. 9<sup>o</sup> edicco. Brasil. Editora Edgard Blucher Ltda, 1977.
- [37] Mello, F. P. de. Protecco de Sistemas Eltricos de Potncia, Santa Maria – RS: Universidade Federal de Santa Maria (UFSM), 1983.
- [38] Hu, Y. ; Novosel, D. ; Saha, M. M. *et al.* “An adaptive scheme for parallel-line distance protection”. IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 17, no. 1. Janeiro, 2002.
- [39] Liu Lin, Kang Xiaoning and Wang Qi, Jiao Zaibin – A Novel WAMS-Based Distance Protection Scheme for Parallel Transmission Lines, 2021.