

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Marcos Roberto de Araújo

**PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS E
EXTRA LONGAS**

Belo Horizonte – MG

Outubro de 2015

Marcos Roberto de Araújo

**PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS E
EXTRA LONGAS**

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

Orientador: Prof. Clever Sebastião Pereira Filho

Belo Horizonte – MG

Outubro de 2015

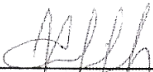
"Proteção de Distância em Linhas de Transmissão Longas e Extra Longas"

Marcos Roberto de Araujo


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

Aprovada em 07 de outubro de 2015.

Por:



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



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



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

AGRADECIMENTOS

A Deus.

À minha família.

Ao professor Clever, pela orientação, e aos demais professores e colegas do *Lightning Research Center*.

Ao Carlos, Weber e Anderson da Cemig, pela solicitude.

À Capes, pelo suporte financeiro.

RESUMO

Em cenários de bases de geração muito distantes dos centros de carga, como o brasileiro, faz-se necessária a construção de linhas de transmissão extra longas para o atendimento da crescente demanda por energia elétrica. Na última década, a utilização da linha de transmissão em corrente alternada de pouco mais de meio comprimento de onda vem sendo amplamente discutida por pesquisadores, entretanto, pouco foi abordado sobre o desempenho de seus esquemas de proteção. Esta dissertação apresenta uma avaliação da eficácia da aplicação da proteção de distância não convencional em tais linhas. A princípio, validou-se a aplicação da proteção de distância não convencional em uma linha longa para casos de não compensação e de compensação *shunt* em um ponto intermediário. Em seguida, avaliou-se a aplicação da proteção de distância não convencional em uma linha extra longa variando o carregamento pré-falta, a resistência de falta e a relação entre a impedância de fonte e a impedância da linha. Ademais, foi analisada a sensibilidade de tal proteção em relação à influência do acoplamento mútuo de sequência zero entre linhas de pouco mais de meia onda paralelas. Haja vista a robustez requerida para sistemas de tão elevada capacidade de transmissão, os resultados mostram que ainda existem desafios a serem superados para uma aplicação segura da proteção de distância não convencional em linhas de pouco mais de meia onda.

Palavras-chave: Proteção de Distância Não Convencional. Compensação em Derivação no Meio da Linha. Pouco Mais de Meia Onda. Acoplamento Mútuo de Sequência Zero. Grafos.

ABSTRACT

In scenarios of power generation bases far from load centers, such as the Brazilian, the construction of extra long transmission lines is necessary to meet the growing demand for electricity. In the last decade, the use of the alternating current transmission line little longer than half wavelength has been widely discussed by researchers, however, little has been addressed about the performance of its protection schemes. This work presents an evaluation of the effectiveness of the unconventional distance protection when applied to those lines. First, the application of the unconventional distance protection to a long line under non-compensation and under in-line shunt compensation conditions was validated. Then, it was evaluated the application of the unconventional distance protection to an extra long line by varying the pre-fault loading, the fault resistance and the source impedance ratio. Furthermore, it was analyzed the sensitivity of such protection in relation to the influence of the zero sequence mutual coupling between parallel transmission lines little longer than half wavelength. Considering the robustness required for systems of so high power carrying capacity, the results show that there are still challenges to be overcome for a safe application of the unconventional distance protection to transmission lines little longer than half wavelength.

Key words: Unconventional Distance Protection. In-Line Shunt Compensation. Little Longer Than Half Wavelength. Zero Sequence Mutual Coupling. Graphs.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	9
1.1 Problema de pesquisa.....	10
1.2 Justificativa	11
1.3 Objetivos.....	11
1.4 Metodologia.....	12
1.5 Organização do texto.....	13
2 REFERENCIAL TEÓRICO	14
2.1 Modelos de linhas de transmissão no domínio da frequência	14
2.2 Proteção de distância.....	19
2.2.1 <i>Seleção das grandezas de entrada para proteção de distância convencional</i>	<i>20</i>
2.2.2 <i>Seleção das grandezas de entrada para proteção de distância não convencional</i>	<i>24</i>
2.2.3 <i>Seleção das grandezas de entrada para proteção de distância convencional para linhas de transmissão paralelas</i>	<i>31</i>
3 PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS	34
3.1 Proteção de distância em uma linha de transmissão longa não compensada	34
3.1.1 <i>Aplicação da proteção de distância convencional.....</i>	<i>38</i>
3.1.2 <i>Aplicação da proteção de distância não convencional.....</i>	<i>44</i>
3.1.2.1 <u>Variação da resistência de falta</u>	48
3.2 Proteção de distância em uma linha de transmissão longa compensada	50
3.2.1 <i>Aplicação da proteção de distância convencional e não convencional</i>	<i>54</i>
3.2.2 <i>Aplicação da proteção de distância não convencional com método de medição específico</i>	<i>61</i>
3.2.2.1 <u>Variação da resistência de falta</u>	65
4 PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO EXTRA LONGAS	67

4.1 Análise do comportamento de uma linha de transmissão de pouco mais de meia onda	67
4.2 Proteção de distância em uma linha de transmissão de pouco mais de meia onda	75
4.2.1 <i>Aplicação da proteção de distância convencional</i>	80
4.2.2 <i>Análise do comportamento das tensões e correntes frente a curtos-circuitos</i>	82
4.2.3 <i>Aplicação da proteção de distância não convencional</i>	85
4.2.3.1 <u>Análise de sensibilidade da proteção de distância não convencional</u>	91
5 PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO DE POUCO MAIS DE MEIO COMPRIMENTO DE ONDA PARALELAS.....	100
5.1 Proteção de distância não convencional em linhas de pouco mais de meia onda paralelas.....	100
5.1.1 <i>Análise do comportamento das tensões e correntes frente a curtos-circuitos</i>	108
5.1.2 <i>Correção da descontinuidade das impedâncias aparentes</i>	108
5.1.2.1 <u>Variação da resistência de falta</u>	114
5.2 Análise da compensação da impedância mútua de sequência zero	114
6 CONCLUSÕES.....	116
6.1 Possíveis desdobramentos	118
REFERÊNCIAS	120

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

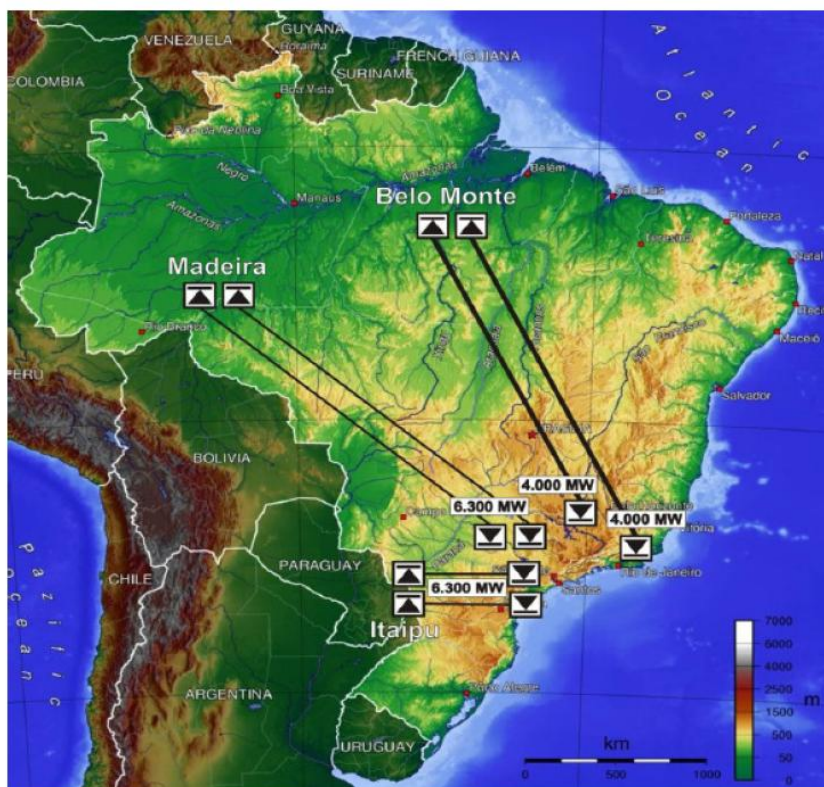
Existe no Brasil uma demanda crescente por energia elétrica, concentrada principalmente na região Sudeste, assim como um imenso potencial hidrelétrico ainda pouco explorado, concentrado na região Norte – mais especificamente na Bacia Amazônica em rios como o Madeira, o Xingu, o Teles Pires e o Tapajós (PORTELA; ALVIM, 2007). Tendo em vista tal cenário, para o aproveitamento do potencial hidrelétrico da região Norte se faz necessária a construção de linhas de transmissão (LTs) extra longas, da ordem de 2500 km.

A LT em corrente alternada de pouco mais de meio comprimento de onda ($\lambda/2^+$) surge como uma solução natural. Nos estudos sobre a transmissão em meia onda, que tiveram início em 1940 na antiga União Soviética, foram verificados efeitos favoráveis para tal configuração – como a inexistência de efeito Ferranti e estabilidade equiparável à de linhas curtas (PRABHAKARA; PARTHASARATHY; RAMACHANDRA RAO, 1969). Logo, não se requer compensação em derivação ou série, nem subestações intermediárias, o que reduz os custos por unidade de comprimento.

Contudo, apontada como economicamente mais vantajosa, a LT em corrente contínua tem sido historicamente a solução utilizada para a transmissão de grandes blocos de energia elétrica a longas distâncias, de mais de aproximadamente 700 km, como nos sistemas de Itaipu e do Madeira.

A Figura 1.1 ilustra os bipolos de Itaipu, do Madeira e de Belo Monte – solução indicada pela Empresa de Pesquisa Energética (EPE) para a expansão da interligação Norte-Sul (EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA, 2014).

Figura 1.1 – Configuração esquemática dos bipolos alimentando a região Sudeste



Fonte: EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA, 2014, p. 106

1.1 Problema de pesquisa

Questões técnicas ainda inviabilizam a implantação imediata de LTs de $\lambda/2^+$ (EPE, 2010 apud KÜSEL, 2014).

Em vista da elevada capacidade de transmissão de tais linhas e de peculiaridades como sobretensões muito severas quando da ocorrência de defeitos trifásicos, faz-se essencial a utilização de um sistema de proteção eficaz e eficiente, evitando o desencadeamento de *blackouts* de grandes proporções e o comprometimento da integridade de equipamentos (KÜSEL, 2014).

Na formulação da proteção de distância convencional é considerado o modelo impedância nominal série da LT, no qual a admitância transversal e os efeitos de propagação são desprezados. Haja vista os erros decorrentes de tal simplificação quando da aplicação em linhas longas, Xu et al. (2008) propuseram um equacionamento baseado no modelo π equivalente para a proteção de distância, que mostrou boa aplicabilidade em uma LT compensada de 645 km na China.

Ao aplicar a proteção de distância não convencional em uma LT de $\lambda/2^+$, Küsel, Lopes e Silva (2013) constataram um deslocamento no plano $R-X$ para impedâncias aparentes vistas para defeitos em pontos posteriores a um quarto de onda, tendo proposto um método de correção que desempenhou satisfatoriamente em condições específicas. Sugeriu-se, então, uma análise de sensibilidade em relação ao carregamento pré-falta e à resistência de falta (R_F); o desenvolvimento de uma solução prática para o uso de fatores de compensação (k_1 e k_2 , a serem definidos posteriormente); e uma análise de sensibilidade em relação ao acoplamento mútuo de sequência zero entre LTs de $\lambda/2^+$ paralelas.

Destarte, este trabalho busca responder ao seguinte problema de pesquisa: a proteção de distância não convencional é aplicável em linhas de transmissão de pouco mais de meio comprimento de onda?

1.2 Justificativa

O domínio da tecnologia das LTs de $\lambda/2^+$ é de suma importância para que sua implantação se viabilize economicamente, de forma a se tornar uma opção competitiva em uma eventual ampliação do sistema de transmissão da Amazônia, ou em países como China e Rússia (DIAS, 2008).

Na última década, tal alternativa vem sendo amplamente discutida por pesquisadores, não obstante, pouco foi abordado sobre o desempenho de seus esquemas de proteção. A utilização da proteção de distância não convencional tem se mostrado factível, todavia existem limitações em sua aplicação, além de se carecer de uma validação exaustiva.

Dessa forma, este estudo pode servir de contribuição para análises de viabilidade técnica da configuração de $\lambda/2^+$.

1.3 Objetivos

O objetivo geral desta dissertação é avaliar a eficácia da aplicação da proteção de distância não convencional em LTs de $\lambda/2^+$. Tem-se como objetivos específicos:

- a) avaliar o desempenho da proteção de distância convencional e não convencional em uma LT longa para casos de não compensação e de compensação *shunt* no meio da linha;
- b) avaliar a aplicabilidade de um algoritmo de seleção de fases comercial em uma LT de aproximadamente 800 km;
- c) analisar o comportamento de uma LT de $\lambda/2^+$ para condições operativas diversas;
- d) avaliar o desempenho da proteção de distância convencional e não convencional em uma LT de $\lambda/2^+$ frente a curtos-circuitos francos;
- e) analisar a sensibilidade da proteção de distância não convencional em relação ao carregamento pré-falta, à resistência de falta e à relação entre a impedância de fonte e a impedância da linha (*Source Impedance Ratio – SIR*);
- f) avaliar a viabilidade da adoção de fatores de compensação constantes para a aplicação da proteção de distância não convencional em LTs de $\lambda/2^+$;
- g) avaliar a influência do acoplamento mútuo de sequência zero entre LTs de $\lambda/2^+$ paralelas no desempenho da proteção de distância não convencional.

1.4 Metodologia

A metodologia pode ser considerada o caminho a ser trilhado pelo pesquisador para a concretização de sua investigação científica (TOZONI-REIS, 2009). Nesta dissertação foi adotada uma estratégia metodológica qualitativa, que se preocupa com a interpretação dos conteúdos, e quantitativa, caracterizada por enfatizar dados visíveis e concretos (TOZONI-REIS, 2009).

Da estratégia qualitativa, de caráter exploratório, isto é, que proporciona maior familiaridade com o problema, foi realizada pesquisa bibliográfica (GIL, 2002). Fundamentou-se em livros, artigos científicos e manuais técnicos de análise e de proteção de sistemas elétricos de potência, em especial aplicada a LTs longas e extra longas.

Da estratégia quantitativa, de caráter explicativo, ou seja, que identifica os fatores determinantes ou influentes para a ocorrência dos fenômenos, foi realizada pesquisa experimental (GIL, 2002). Os efeitos dos diversos parâmetros de interesse no desempenho da proteção de tais linhas foram analisados por meio de simulações computacionais utilizando o software MATLAB.

1.5 Organização do texto

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

No Capítulo 2, é revista de forma sucinta a bibliografia acerca de modelos de LTs no domínio da frequência e da seleção das grandezas de entrada para a proteção de distância convencional, não convencional e convencional para linhas paralelas.

No Capítulo 3, é realizada uma análise da eficácia da aplicação da proteção de distância convencional e não convencional em uma LT longa para casos de não compensação e de compensação *shunt* no meio da linha. Avalia-se também a aplicabilidade em tal LT de um algoritmo de seleção de fases comercial.

No Capítulo 4, é analisado o comportamento de uma LT de $\lambda/2^+$ para condições operativas diversas. Na sequência, é avaliada a eficácia da aplicação da proteção de distância convencional e não convencional em tal linha variando o carregamento pré-falta, a R_F e a SIR, para fatores de compensação calculados para as localizações exatas dos defeitos e admitidos constantes.

No Capítulo 5, é verificada a influência do acoplamento mútuo de sequência zero entre LTs de $\lambda/2^+$ paralelas no desempenho da proteção de distância não convencional.

No Capítulo 6, são apresentadas as conclusões desta dissertação e propostas para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

REFERENCIAL TEÓRICO

Neste capítulo é apresentada de forma sucinta uma revisão bibliográfica acerca de modelos de LTs no domínio da frequência e da seleção das grandezas de entrada para a proteção de distância convencional, não convencional e convencional para linhas paralelas.

2.1 Modelos de linhas de transmissão no domínio da frequência

Modelos matemáticos no domínio da frequência possibilitam o cálculo das tensões, correntes e potências das LTs trifásicas em corrente alternada, equilibradas e em regime permanente senoidal (RPS) de baixa frequência (PEREIRA, 2015).

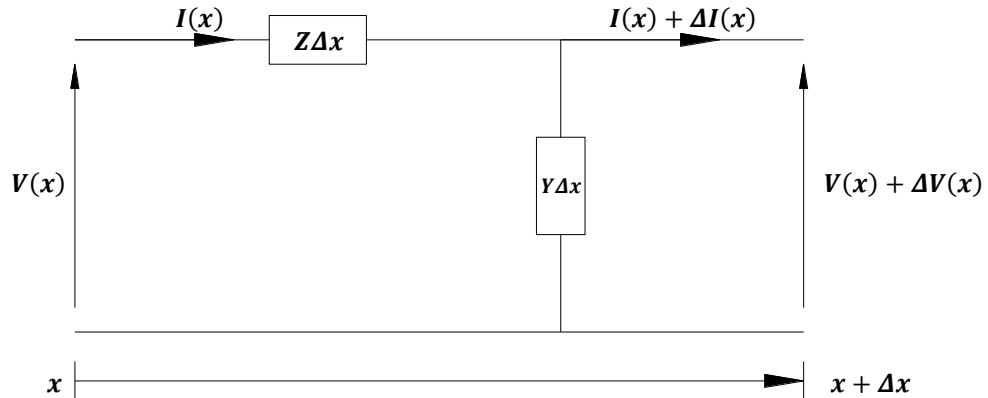
Um trecho infinitesimal de uma LT, modelada por parâmetros uniformemente distribuídos, pode ser representado de acordo com a Figura 2.1. A dependência dos parâmetros e variáveis com a frequência angular (ω) foi omitida a fim de se proporcionar uma melhor visualização.

A impedância longitudinal unitária (Z) e a admitância transversal unitária (Y) são dadas por:

$$Z(\omega) = R + j\omega L = R + jX \quad (2.1)$$

$$Y(\omega) = G + j\omega C = jB \quad (2.2)$$

Figura 2.1 – Circuito equivalente incremental de uma LT



Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2015

sendo R a resistência longitudinal unitária (Ω/km); L a indutância longitudinal unitária (H/km); X a reatância longitudinal unitária (Ω/km); G a condutância transversal unitária (S/km) – geralmente desprezada em virtude de sua contribuição diminuta para Y e complexidade de cálculo; C a capacitância transversal unitária (F/km); e B a susceptância transversal unitária (S/km).

A passagem da corrente pela impedância longitudinal do trecho de comprimento Δx provoca uma variação da tensão, ao passo que as fugas transversais por $Y\Delta x$, uma variação da corrente (PEREIRA, 2015). Quando Δx tende a zero, omitindo as dependências em relação a ω , tem-se:

$$\begin{cases} \frac{\partial V(x)}{\partial x} = -ZI(x) \\ \frac{\partial I(x)}{\partial x} = -YV(x) \end{cases} \quad (2.3)$$

Derivando novamente em relação ao percurso da linha (x), e substituindo as derivadas de primeira ordem conforme (2.3), são obtidas as equações de onda das LTs:

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 V(x)}{\partial x^2} = -Z \frac{\partial I(x)}{\partial x} = ZYV(x) = \gamma^2 V(x) \\ \frac{\partial^2 I(x)}{\partial x^2} = -Y \frac{\partial V(x)}{\partial x} = YZI(x) = \gamma^2 I(x) \end{cases} \quad (2.4)$$

em que γ é a constante de propagação (km^{-1}), composta pelas constantes de atenuação (α) e de fase (β), da forma

$$\gamma = \alpha + j\beta = \sqrt{ZY} \quad (2.5)$$

Por causa da interdependência da variação de primeira ordem no espaço das grandezas de (2.4), para resolver tais equações é preciso obter a solução de uma delas e substituir essa solução na outra equação, de forma a se determinar a outra grandeza (PEREIRA, 2015).

Considerando inicialmente a equação da tensão, a solução na forma exponencial é dada por:

$$\begin{cases} V(x) = V_i e^{-\gamma x} + V_r e^{\gamma x} \\ I(x) = Y_C (V_i e^{-\gamma x} + V_r e^{\gamma x}) \end{cases} \quad (2.6)$$

nas quais V_i (onda de tensão incidente) e V_r (onda de tensão refletida) são constantes complexas que dependem das condições de contorno da LT, e Y_C é a admitância característica, obtida por

$$Y_C = \sqrt{\frac{Y}{Z}} \quad (2.7)$$

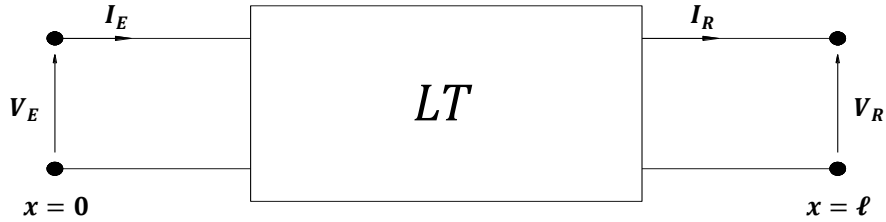
A impedância característica (Z_C) da LT é definida como o inverso de Y_C , da forma:

$$Z_C = \frac{1}{Y_C} = \sqrt{\frac{Z}{Y}} \quad (2.8)$$

A Figura 2.2 ilustra o circuito equivalente de uma LT na forma de um quadripolo, em que os subscritos E e R indicam os extremos emissor e receptor de potência, respectivamente.

No extremo emissor ($x = 0$), V_i e V_r resultam em:

Figura 2.2 – Circuito equivalente de uma LT na forma de um quadripolo



Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2015

$$\begin{cases} V_i = \frac{1}{2}(V_E + Z_C I_E) \\ V_r = \frac{1}{2}(V_E - Z_C I_E) \end{cases} \quad (2.9)$$

Substituindo (2.9) em (2.6), obtém-se a solução na forma hiperbólica das equações de onda das LTs:

$$\begin{cases} V(x) = \cosh(\gamma x) V_E - Z_C \sinh(\gamma x) I_E \\ I(x) = -Y_C \sinh(\gamma x) V_E + \cosh(\gamma x) I_E \end{cases} \quad (2.10)$$

Considerando x igual ao comprimento total da LT (ℓ), os modelos *EFGH* e *ABCD* são determinados por:

$$\begin{bmatrix} V_R \\ I_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh(\gamma \ell) & -Z_C \sinh(\gamma \ell) \\ -Y_C \sinh(\gamma \ell) & \cosh(\gamma \ell) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_E \\ I_E \end{bmatrix} \Leftrightarrow \begin{bmatrix} V_R \\ I_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E & F \\ G & H \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_E \\ I_E \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

$$\begin{bmatrix} V_E \\ I_E \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh(\gamma \ell) & Z_C \sinh(\gamma \ell) \\ Y_C \sinh(\gamma \ell) & \cosh(\gamma \ell) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_R \\ I_R \end{bmatrix} \Leftrightarrow \begin{bmatrix} V_E \\ I_E \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_R \\ I_R \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

O circuito π equivalente correspondente ao modelo *ABCD* é exibido na Figura 2.3a e descrito pelas equações:

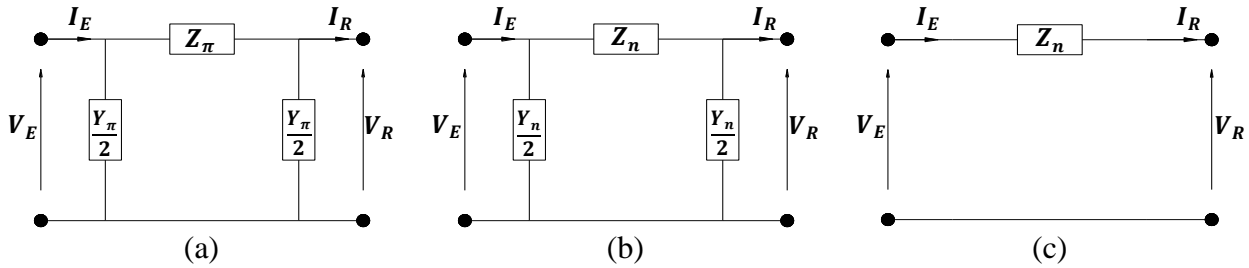
$$Z_{\pi} = B = Z_C \sinh(\gamma \ell) = Z_n \frac{\sinh(\gamma \ell)}{\gamma \ell} \quad (2.13)$$

$$\frac{Y_{\pi}}{2} = \frac{A-1}{B} = Y_C \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma \ell}{2}\right) = \frac{Y_n}{2} \frac{\operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma \ell}{2}\right)}{\frac{\gamma \ell}{2}} \quad (2.14)$$

em que $Z_n = Z\ell$ e $Y_n = Y\ell$ são a impedância e a admitância nominais da LT, de modo respectivo.

Para valores muito pequenos de $\gamma \ell$, os fatores de correção da impedância e da admitância tendem para a unidade, de forma que Z_{π} e $Y_{\pi}/2$ tendem para Z_n e $Y_n/2$, respectivamente. No caso de linhas médias (comprimento entre 80 e 240 km), o modelo π nominal – exposto na Figura 2.3b – é uma aproximação razoável do modelo π equivalente (PEREIRA, 2015). Para linhas curtas (comprimento de até 80 km), até mesmo as admitâncias transversais são ínfimas, sendo desprezadas. Tal aproximação resulta no modelo impedância nominal série – mostrado na Figura 2.3c.

Figura 2.3 – Modelos (a) π equivalente, (b) π nominal, e (c) impedância nominal série



Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2015

A impedância de surto (Z_0) é definida como o valor de Z_C quando a frequência tende ao infinito, do tipo:

$$Z_0 = \lim_{\omega \rightarrow \infty} Z_C(\omega) = \lim_{\omega \rightarrow \infty} \sqrt{\frac{R + j\omega L}{G + j\omega C}} \quad (2.15)$$

Dividindo numerador e denominador por ω , vem que:

$$Z_0 = \lim_{\omega \rightarrow \infty} \sqrt{\frac{\frac{R}{\omega} + jL}{\frac{G}{\omega} + jC}} = \sqrt{\frac{L}{C}} \quad (2.16)$$

A potência natural (P_0), ou *Surge Impedance Loading (SIL)*, é a potência entregue por uma LT sem perdas, energizada com sua tensão nominal (V_n), a uma carga resistiva igual a Z_0 – tendo em conta que para LTs sem perdas, $Z_C = Z_0$ (PEREIRA, 2015). Na condição de carga natural, não há reflexão de ondas, assim:

$$\begin{cases} V(x) = V_i e^{-j\beta x} \\ I(x) = \frac{V_i e^{-j\beta x}}{Z_0} \end{cases} \quad (2.17)$$

No extremo emissor, $V_E = V_n = V(0) = V_i$, e na barra receptora, $V_R = V(\ell)$. Dessa forma:

$$P_0 = P_R = V_R I_R^* = \left(V_n e^{-j\beta \ell} \right) \left(\frac{V_n e^{-j\beta \ell}}{Z_0} \right)^* = \left(V_n e^{-j\beta \ell} \right) \left(\frac{V_n^* e^{j\beta \ell}}{Z_0} \right) = \frac{|V_n|^2}{Z_0} \quad (2.18)$$

Como as perdas em LTs estão limitadas a 5%, o comportamento de linhas ideais pode ser utilizado como boa indicação para linhas reais (PEREIRA, 2015).

2.2 Proteção de distância

O relé de distância identifica a distância entre o ponto onde está instalado e o ponto de falta por meio de medições de impedância de sequência positiva, tendo em vista que esta varia quase linearmente com a distância para linhas curtas (PEREIRA, 2013). Sua finalidade é determinar se o defeito ocorreu dentro ou fora do trecho protegido e tem como principais vantagens a independência da magnitude da corrente, rapidez e seletividade (MELLO, 1979).

São necessárias seis unidades de detecção de falta para que o relé de distância perceba os onze tipos de curtos-circuitos, sendo três para a detecção de faltas entre fases – AB, BC e CA – e

três para a detecção de faltas para a terra – AT, BT e CT (PEREIRA, 2013). Uma falta bifásica-terra é formada pela união de uma falta bifásica com duas faltas monofásicas, do mesmo modo que uma falta trifásica é formada pela união de três faltas bifásicas (PEREIRA, 2013).

Na Tabela 2.1 são especificadas as unidades de detecção que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito.

Tabela 2.1 – Unidades que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito

Tipo de falta	Unidades de detecção de falta
AT	AT
BT	BT
CT	CT
AB	AB
BC	BC
CA	CA
ABT	AB, AT e BT
BCT	BC, BT e CT
CAT	CA, CT e AT
ABC	AT, BT, CT, AB, BC e CA
ABCT	AT, BT, CT, AB, BC e CA

Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2013

As grandezas de entrada (tensão e corrente) devem ser selecionadas adequadamente para cada unidade, de forma que a impedância calculada quando de curto-circuito franco seja equivalente à impedância de sequência positiva do trecho sob falta.

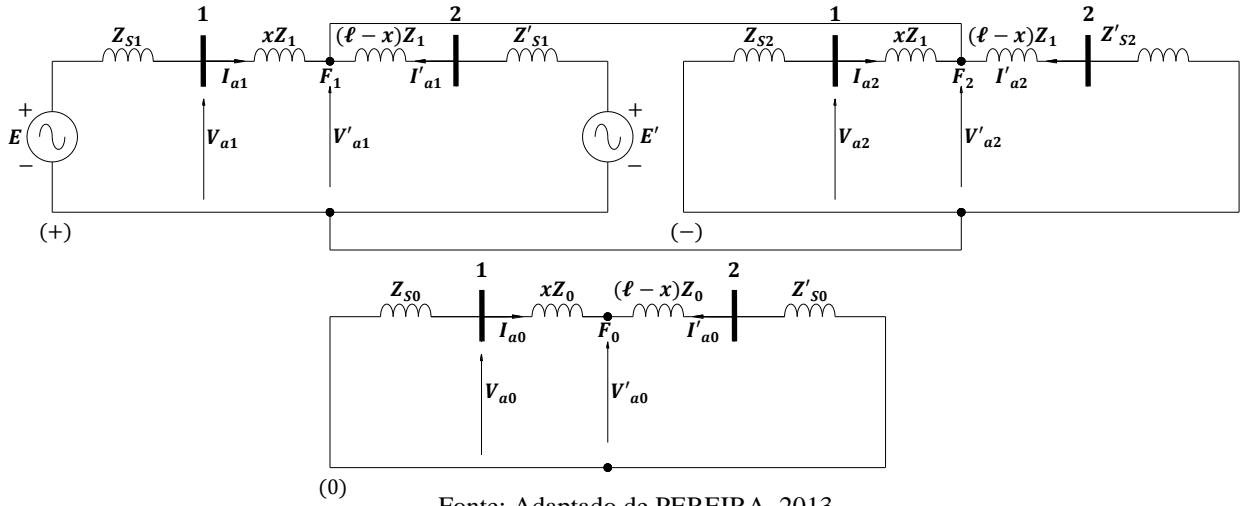
2.2.1 Seleção das grandezas de entrada para proteção de distância convencional

No equacionamento da proteção de distância convencional, a LT é modelada como uma impedância nominal série, desprezando a admitância transversal e os efeitos de propagação.

A Figura 2.4 apresenta a ligação dos diagramas de sequência positiva, negativa e zero para uma falta BC franca. Considera-se x a distância entre o ponto de instalação do relé (barra 1) e o ponto de falta (F).

Dada a ligação em paralelo, as tensões de sequência positiva e negativa no ponto de falta são equivalentes, ou seja:

Figura 2.4 – Ligação dos diagramas sequenciais para falta BC franca



Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2013

$$V'_{a1} = V'_{a2} \quad (2.19)$$

As tensões V_b e V_c (barra 1) são dadas por:

$$V_b = V_{a0} + a^2 V_{a1} + a V_{a2} = (V'_{a0} + xZ_0 I_{a0}) + a^2 (V'_{a1} + xZ_1 I_{a1}) + a (V'_{a2} + xZ_1 I_{a2}) \quad (2.20)$$

$$V_c = V_{a0} + a V_{a1} + a^2 V_{a2} = (V'_{a0} + xZ_0 I_{a0}) + a (V'_{a1} + xZ_1 I_{a1}) + a^2 (V'_{a2} + xZ_1 I_{a2}) \quad (2.21)$$

A tensão V_{bc} é obtida subtraindo V_c de V_b . Os termos de sequência zero se cancelam, resultando:

$$V_b - V_c = a^2 (V'_{a1} + xZ_1 I_{a1}) + a (V'_{a2} + xZ_1 I_{a2}) - a (V'_{a1} + xZ_1 I_{a1}) - a^2 (V'_{a2} + xZ_1 I_{a2}) \quad (2.22)$$

Colocando $a^2 - a$ em evidência:

$$V_b - V_c = (a^2 - a)(V'_{a1} + xZ_1 I_{a1}) - (a^2 - a)(V'_{a2} + xZ_1 I_{a2}) \quad (2.23)$$

Reorganizando os termos:

$$V_b - V_c = (a^2 - a)(V'_{a1} - V'_{a2}) + (a^2 - a)(xZ_1 I_{a1} - xZ_1 I_{a2}) \quad (2.24)$$

Haja vista (2.19), $V'_{a1} - V'_{a2} = 0$. Colocando xZ_1 em evidência:

$$V_b - V_c = (a^2 - a)(xZ_1 I_{a1} - xZ_1 I_{a2}) = xZ_1 [(a^2 I_{a1} + a I_{a2}) - (a I_{a1} + a^2 I_{a2})] \quad (2.25)$$

Somando I_{a0} aos dois termos da diferença, de forma a simplificar I_b e I_c :

$$V_b - V_c = xZ_1 [(I_{a0} + a^2 I_{a1} + a I_{a2}) - (I_{a0} + a I_{a1} + a^2 I_{a2})] = xZ_1 (I_b - I_c) \quad (2.26)$$

Isolando xZ_1 , resulta que:

$$xZ_1 = \frac{V_b - V_c}{I_b - I_c} = \frac{V_R}{I_R} = Z_R \quad (2.27)$$

Portanto, para que um relé de distância convencional enxergue uma impedância (Z_R) igual a xZ_1 quando da ocorrência de uma falta BC franca, deve-se alimentá-lo com as seguintes grandezas:

$$\begin{cases} V_R = V_b - V_c \\ I_R = I_b - I_c \end{cases} \quad (2.28)$$

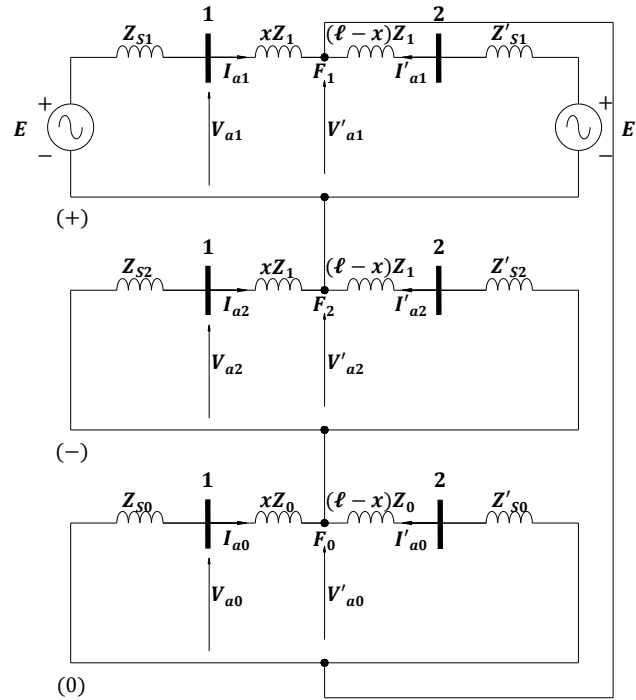
A ligação dos diagramas de sequência positiva, negativa e zero para uma falta AT franca é ilustrada na Figura 2.5.

Tendo em conta que a resistência de falta (R_f) é nula:

$$V'_a = V'_{a0} + V'_{a1} + V'_{a2} = R_f I_a = 0 \quad (2.29)$$

A tensão V_a é da forma:

Figura 2.5 – Ligação dos diagramas sequenciais para falta AT franca



Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2013

$$V_a = V_{a0} + V_{a1} + V_{a2} = (V'_{a0} + xZ_0 I_{a0}) + (V'_{a1} + xZ_1 I_{a1}) + (V'_{a2} + xZ_1 I_{a2}) \quad (2.30)$$

Agrupando e cancelando os termos de V'_a , e colocando xZ_l em evidência:

$$V_a = (V'_{a0} + V'_{a1} + V'_{a2}) + xZ_0 I_{a0} + xZ_1 I_{a1} + xZ_1 I_{a2} = xZ_1 (I_{a1} + I_{a2}) + xZ_0 I_{a0} \quad (2.31)$$

Somando e subtraindo $xZ_l I_{a0}$, simplificando I_a , e colocando I_{a0} em evidência:

$$V_a = xZ_1 (I_{a0} + I_{a1} + I_{a2}) + xZ_0 I_{a0} - xZ_1 I_{a0} = xZ_1 I_a + I_{a0} (xZ_0 - xZ_1) \quad (2.32)$$

Colocando novamente xZ_l em evidência e simplificando:

$$V_a = xZ_1 \left(I_a + \frac{xZ_0 - xZ_1}{xZ_1} I_{a0} \right) = xZ_1 \left(I_a + \frac{Z_0 - Z_1}{Z_1} I_{a0} \right) \quad (2.33)$$

Denominando

$$k = \frac{Z_0 - Z_1}{Z_1} \quad (2.34)$$

de fator de compensação de sequência zero, e isolando xZ_1 :

$$V_a = xZ_1(I_a + kI_{a0}) \Leftrightarrow xZ_1 = \frac{V_a}{I_a + kI_{a0}} = \frac{V_R}{I_R} = Z_R \quad (2.35)$$

Logo, para que um relé de distância convencional enxergue uma impedância igual a xZ_1 quando da ocorrência de uma falta AT franca, deve-se alimentá-lo com as seguintes grandezas:

$$\begin{cases} V_R = V_a \\ I_R = I_a + kI_{a0} \end{cases} \quad (2.36)$$

Na Tabela 2.2 são exibidas as grandezas de entrada para as unidades de detecção de falta de um relé de distância convencional, destacando a impedância vista por cada unidade.

Tabela 2.2 – Grandezas de entrada para proteção de distância convencional

Unidade	V_R	I_R	Z_R
AT	V_a	$I_a + kI_{a0}$	xZ_1
BT	V_b	$I_b + kI_{a0}$	xZ_1
CT	V_c	$I_c + kI_{a0}$	xZ_1
AB	$V_a - V_b$	$I_a - I_b$	xZ_1
BC	$V_b - V_c$	$I_b - I_c$	xZ_1
CA	$V_c - V_a$	$I_c - I_a$	xZ_1

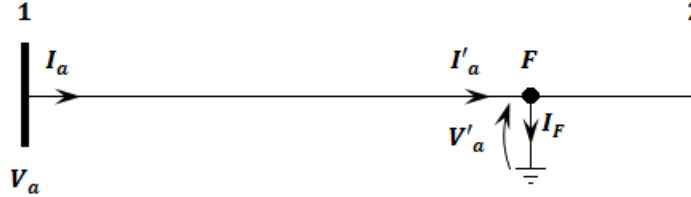
Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2013

2.2.2 Seleção das grandezas de entrada para proteção de distância não convencional

Dada a inadequabilidade da proteção de distância convencional para aplicação em linhas longas, decorrente do intenso efeito capacitivo, Xu et al. (2008) propuseram um reequacionamento de tal proteção, considerando o modelo π equivalente da LT.

Nesta análise, considera-se I'_a a corrente I_a no ponto de falta, conforme é representado na Figura 2.6.

Figura 2.6 – Curto-circuito franco para a terra no domínio das fases



Fonte: Adaptado de XU et al., 2008

Tendo em vista (2.12), as tensões e correntes sequenciais ficam do tipo:

$$\begin{cases} V_{a0} = \cosh(\gamma_0 x) V'_{a0} + Z_{C0} \sinh(\gamma_0 x) I'_{a0} \\ V_{a1} = \cosh(\gamma_1 x) V'_{a1} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{a1} \\ V_{a2} = \cosh(\gamma_1 x) V'_{a2} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{a2} \end{cases} \quad (2.37)$$

$$\begin{cases} I_{a0} = Y_{C0} \sinh(\gamma_0 x) V'_{a0} + \cosh(\gamma_0 x) I'_{a0} \\ I_{a1} = Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{a1} + \cosh(\gamma_1 x) I'_{a1} \\ I_{a2} = Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{a2} + \cosh(\gamma_1 x) I'_{a2} \end{cases} \quad (2.38)$$

Para uma falta BC franca, a resistência de falta e as componentes de sequência zero são nulas. Chamando $I_b - I_c$ de I_{bc} , tem-se:

$$\begin{aligned} V_{bc} &= V_b - V_c = (V_{b0} + V_{b1} + V_{b2}) - (V_{c0} + V_{c1} + V_{c2}) = (V_{b1} + V_{b2}) - (V_{c1} + V_{c2}) = \\ &= \{[\cosh(\gamma_1 x) V'_{b1} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{b1}] + [\cosh(\gamma_1 x) V'_{b2} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{b2}]\} - \\ &- \{[\cosh(\gamma_1 x) V'_{c1} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{c1}] + [\cosh(\gamma_1 x) V'_{c2} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{c2}]\} \end{aligned} \quad (2.39)$$

$$\begin{aligned} I_{bc} &= I_b - I_c = (I_{b0} + I_{b1} + I_{b2}) - (I_{c0} + I_{c1} + I_{c2}) = (I_{b1} + I_{b2}) - (I_{c1} + I_{c2}) = \\ &= \{[Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{b1} + \cosh(\gamma_1 x) I'_{b1}] + [Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{b2} + \cosh(\gamma_1 x) I'_{b2}]\} - \\ &- \{[Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{c1} + \cosh(\gamma_1 x) I'_{c1}] + [Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{c2} + \cosh(\gamma_1 x) I'_{c2}]\} \end{aligned} \quad (2.40)$$

Colocando as constantes generalizadas em evidência:

$$V_{bc} = \cosh(\gamma_1 x) [(V'_{b1} + V'_{b2}) - (V'_{c1} + V'_{c2})] + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) [(I'_{b1} + I'_{b2}) - (I'_{c1} + I'_{c2})] \quad (2.41)$$

$$I_{bc} = Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) [(V'_{b1} + V'_{b2}) - (V'_{c1} + V'_{c2})] + \cosh(\gamma_1 x) [(I'_{b1} + I'_{b2}) - (I'_{c1} + I'_{c2})] \quad (2.42)$$

Simplificando as expressões de V'_{bc} e I'_{bc} , e fazendo $V'_{bc} = R_f (I'_b - I'_c) = 0$:

$$V_{bc} = \cosh(\gamma_1 x) V'_{bc} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{bc} = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{bc} \quad (2.43)$$

$$I_{bc} = Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{bc} + \cosh(\gamma_1 x) I'_{bc} = \cosh(\gamma_1 x) I'_{bc} \quad (2.44)$$

A impedância vista pela proteção de distância não convencional é da forma:

$$Z_R = \frac{V_R}{I_R} = \frac{V_{bc}}{I_{bc}} = \frac{Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{bc}}{\cosh(\gamma_1 x) I'_{bc}} = Z_{C1} \tanh(\gamma_1 x) \quad (2.45)$$

No caso de uma falta AT franca,

$$V'_a = V'_{a0} + V'_{a1} + V'_{a2} = R_f I'_a = 0 \quad (2.46)$$

A tensão no ponto de instalação do relé é dada por:

$$\begin{aligned} V_a &= V_{a0} + V_{a1} + V_{a2} = \\ &= \cosh(\gamma_1 x) (V'_{a1} + V'_{a2}) + \cosh(\gamma_0 x) V'_{a0} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) (I'_{a1} + I'_{a2}) + Z_{C0} \sinh(\gamma_0 x) I'_{a0} \end{aligned} \quad (2.47)$$

Somando e subtraindo $\cosh(\gamma_1 x) V'_{a0}$ e $Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{a0}$:

$$\begin{aligned} V_a &= \cosh(\gamma_1 x) (V'_{a0} + V'_{a1} + V'_{a2}) + \cosh(\gamma_0 x) V'_{a0} - \cosh(\gamma_1 x) V'_{a0} + \\ &+ Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) (I'_{a0} + I'_{a1} + I'_{a2}) + Z_{C0} \sinh(\gamma_0 x) I'_{a0} - Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{a0} \end{aligned} \quad (2.48)$$

Cancelando V'_a , simplificando I'_a e reorganizando os termos:

$$V_a = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_a + [\cosh(\gamma_0 x) V'_{a0} + Z_{C0} \sinh(\gamma_0 x) I'_{a0}] - [\cosh(\gamma_1 x) V'_{a0} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{a0}] \quad (2.49)$$

Usando (2.12) e chamando $\cosh(\gamma_1 x) V'_{a0} + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_{a0}$ de $V_{a0,1}$ (tensão de sequência zero no ponto de instalação do relé que seria obtida em função dos parâmetros sequência positiva, em vez dos parâmetros de sequência zero), fica da forma:

$$V_a = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_a + V_{a0} - V_{a0,1} \quad (2.50)$$

A corrente no ponto de instalação do relé é dada por:

$$\begin{aligned} I_a &= I_{a0} + I_{a1} + I_{a2} = \\ &= Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) (V'_{a1} + V'_{a2}) + Y_{C0} \sinh(\gamma_0 x) V'_{a0} + \cosh(\gamma_1 x) (I'_{a1} + I'_{a2}) + \cosh(\gamma_0 x) I'_{a0} \end{aligned} \quad (2.51)$$

Somando e subtraindo $Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{a0}$ e $\cosh(\gamma_1 x) I'_{a0}$:

$$\begin{aligned} I_a &= Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) (V'_{a0} + V'_{a1} + V'_{a2}) + Y_{C0} \sinh(\gamma_0 x) V'_{a0} - Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{a0} + \\ &+ \cosh(\gamma_1 x) (I'_{a0} + I'_{a1} + I'_{a2}) + \cosh(\gamma_0 x) I'_{a0} - \cosh(\gamma_1 x) I'_{a0} \end{aligned} \quad (2.52)$$

Cancelando V'_a , simplificando I'_a e reorganizando os termos:

$$I_a = \cosh(\gamma_1 x) I'_a + [Y_{C0} \sinh(\gamma_0 x) V'_{a0} + \cosh(\gamma_0 x) I'_{a0}] - [Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{a0} + \cosh(\gamma_1 x) I'_{a0}] \quad (2.53)$$

Simplificando I_{a0} e denominando $Y_{C1} \sinh(\gamma_1 x) V'_{a0} + \cosh(\gamma_1 x) I'_{a0}$ de $I_{a0,1}$ (corrente de sequência zero no ponto de instalação do relé que seria obtida em função dos parâmetros sequência positiva, em vez dos parâmetros de sequência zero):

$$I_a = \cosh(\gamma_1 x) I'_a + I_{a0} - I_{a0,1} \quad (2.54)$$

Fazem-se necessárias manipulações algébricas para que se obtenha $Z_R = Z_{C1}tgh(\gamma_1x)$ também no caso de falta AT franca.

Pode-se determinar V'_{a0} tanto por meio de (2.11),

$$V'_{a0} = \cosh(\gamma_0x)V_{a0} - Z_{C0}\sinh(\gamma_0x)I_{a0} \quad (2.55)$$

quanto por derivação de $V_{a0,1}$ e $I_{a0,1}$.

Subtraindo $I_{a0,1}$ de $V_{a0,1}$:

$$V_{a0,1} - I_{a0,1} = [\cosh(\gamma_1x)V'_{a0} + Z_{C1}\sinh(\gamma_1x)I'_{a0}] - [Y_{C1}\sinh(\gamma_1x)V'_{a0} + \cosh(\gamma_1x)I'_{a0}] \quad (2.56)$$

Multiplicando os termos de $V_{a0,1}$ por $\cosh(\gamma_1x)$ e de $I_{a0,1}$ por $Z_{C1}\sinh(\gamma_1x)$:

$$\begin{aligned} & \cosh(\gamma_1x)[\cosh(\gamma_1x)V'_{a0} + Z_{C1}\sinh(\gamma_1x)I'_{a0}] - \\ & - Z_{C1}\sinh(\gamma_1x)[Y_{C1}\sinh(\gamma_1x)V'_{a0} + \cosh(\gamma_1x)I'_{a0}] = \\ & = \cosh^2(\gamma_1x)V'_{a0} + Z_{C1}\sinh(\gamma_1x)\cosh(\gamma_1x)I'_{a0} - \\ & - Z_{C1}Y_{C1}\sinh^2(\gamma_1x)V'_{a0} - Z_{C1}\sinh(\gamma_1x)\cosh(\gamma_1x)I'_{a0} \end{aligned} \quad (2.57)$$

Cancelando $Z_{C1}\sinh(\gamma_1x)\cosh(\gamma_1x)I'_{a0}$, cortando $Z_{C1}Y_{C1} = 1$, e colocando V'_{a0} em evidência:

$$\cosh^2(\gamma_1x)V'_{a0} - \sinh^2(\gamma_1x)V'_{a0} = V'_{a0} [\cosh^2(\gamma_1x) - \sinh^2(\gamma_1x)] \quad (2.58)$$

Dada a identidade hiperbólica $\cosh^2(x) - \sinh^2(x) = 1$, obtém-se V'_{a0} , de forma a atestar a igualdade:

$$V'_{a0} = \cosh(\gamma_0x)V_{a0} - Z_{C0}\sinh(\gamma_0x)I_{a0} = \cosh(\gamma_1x)V_{a0,1} - Z_{C1}\sinh(\gamma_1x)I_{a0,1} \quad (2.59)$$

Rearranjando os termos:

$$\cosh(\gamma_0x)V_{a0} - \cosh(\gamma_1x)V_{a0,1} = Z_{C0}\sinh(\gamma_0x)I_{a0} - Z_{C1}\sinh(\gamma_1x)I_{a0,1} \quad (2.60)$$

Colocando $\cosh(\gamma_1 x)$ e $Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)$ em evidência, tem-se:

$$\cosh(\gamma_1 x) \left(\frac{\cosh(\gamma_0 x)}{\cosh(\gamma_1 x)} V_{a0} - V_{a0,1} \right) = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) \left(\frac{Z_{C0} \sinh(\gamma_0 x)}{Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} I_{a0} - I_{a0,1} \right) \quad (2.61)$$

Somando e subtraindo $\cosh(\gamma_1 x) V_{a0}$ e $Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I_{a0}$, multiplicando o numerador e o denominador de $[Z_{C0} \sinh(\gamma_0 x) I_{a0}] / [Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)]$ por três:

$$\begin{aligned} & \cosh(\gamma_1 x) \left(V_{a0} - V_{a0,1} + \frac{\cosh(\gamma_0 x) - \cosh(\gamma_1 x)}{\cosh(\gamma_1 x)} V_{a0} \right) = \\ & = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) \left(I_{a0} - I_{a0,1} + 3 \frac{Z_{C0} \sinh(\gamma_0 x) - Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)}{3 Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} I_{a0} \right) \end{aligned} \quad (2.62)$$

Definindo os fatores de compensação, de forma a isolar os termos dependentes de x :

$$k_v = \frac{\cosh(\gamma_0 x) - \cosh(\gamma_1 x)}{\cosh(\gamma_1 x)} = k_1 - 1 \therefore k_1 = \frac{\cosh(\gamma_0 x)}{\cosh(\gamma_1 x)} \quad (2.63)$$

$$k_I = \frac{Z_{C0} \sinh(\gamma_0 x) - Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)}{3 Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)} = \frac{k_2 Z_{C0} - Z_{C1}}{3 Z_{C1}} \therefore k_2 = \frac{\sinh(\gamma_0 x)}{\sinh(\gamma_1 x)} \quad (2.64)$$

Dessa forma, (2.62) fica do tipo:

$$\cosh(\gamma_1 x) (V_{a0} - V_{a0,1} + k_v V_{a0}) = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) (I_{a0} - I_{a0,1} + 3 k_I I_{a0}) \quad (2.65)$$

Substituindo $V_{a0} - V_{a0,1}$ por (2.50):

$$\begin{aligned} & \cosh(\gamma_1 x) (V_a + k_v V_{a0}) = \cosh(\gamma_1 x) [Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) I'_a + V_{a0} - V_{a0,1} + k_v V_{a0}] = \\ & = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) \cosh(\gamma_1 x) I'_a + \cosh(\gamma_1 x) (V_{a0} - V_{a0,1} + k_v V_{a0}) \end{aligned} \quad (2.66)$$

Tendo em conta (2.65), substituindo $\cosh(\gamma_1 x)(V_{a0} - V_{a0,1} + k_V V_{a0})$ por $Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)(I_{a0} - I_{a0,1} + 3k_I I_{a0})$, e pondo $Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)$ em evidência:

$$\begin{aligned} Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) \cosh(\gamma_1 x) I'_a + Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) (I_{a0} - I_{a0,1} + 3k_I I_{a0}) = \\ Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) [\cosh(\gamma_1 x) I'_a + I_{a0} - I_{a0,1} + 3k_I I_{a0}] \end{aligned} \quad (2.67)$$

Considerando (2.54), simplificando I_a , resulta na relação:

$$\cosh(\gamma_1 x) (V_a + k_V V_{a0}) = Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x) (I_a + 3k_I I_{a0}) \quad (2.68)$$

Por fim, a impedância vista pela proteção de distância não convencional é do tipo:

$$Z_R = \frac{V_R}{I_R} = \frac{V_a + k_V V_{a0}}{I_a + 3k_I I_{a0}} = \frac{V_a + k_V V_{a0}}{I_a + k_I I_n} = \frac{Z_{C1} \sinh(\gamma_1 x)}{\cosh(\gamma_1 x)} = Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x) \quad (2.69)$$

sendo I_n a corrente de neutro.

Na Tabela 2.3 são expostas as grandezas de entrada para as unidades de detecção de falta de um relé de distância não convencional, destacando a impedância vista por cada unidade.

Tabela 2.3 – Grandezas de entrada para proteção de distância não convencional

Unidade	V_R	I_R	Z_R
AT	$V_a + k_V V_{a0}$	$I_a + 3k_I I_{a0}$	$Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x)$
BT	$V_b + k_V V_{a0}$	$I_b + 3k_I I_{a0}$	$Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x)$
CT	$V_c + k_V V_{a0}$	$I_c + 3k_I I_{a0}$	$Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x)$
AB	$V_a - V_b$	$I_a - I_b$	$Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x)$
BC	$V_b - V_c$	$I_b - I_c$	$Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x)$
CA	$V_c - V_a$	$I_c - I_a$	$Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x)$

Fonte: Adaptado de XU et al., 2008

Para que a impedância vista pelo relé de distância não convencional também resulte na impedância longitudinal unitária de sequência positiva da LT (Z_l) multiplicada pela distância até o ponto de falta (x), aplica-se o seguinte filtro à função não linear $Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x)$:

$$Z_R^* = \frac{Z_1}{\gamma_1} \operatorname{tgh}^{-1} \left(\frac{Z_R}{Z_{C1}} \right) = \frac{Z_1}{\gamma_1} \operatorname{tgh}^{-1} \left(\frac{Z_{C1} \operatorname{tgh}(\gamma_1 x)}{Z_{C1}} \right) = \frac{Z_1}{\gamma_1} \operatorname{tgh}^{-1} [\operatorname{tgh}(\gamma_1 x)] = \frac{Z_1}{\gamma_1} \gamma_1 x = xZ_1 \quad (2.70)$$

Dada a utilização da tecnologia digital, não se fazendo mais necessária a utilização de transformadores de compensação, a praticidade da relação $3I_{a0} = I_n$ já não é tão vantajosa. Assim, seria possível também, na definição de k_I , deixar de se multiplicar o numerador e o denominador de $[Z_{C0} \operatorname{senh}(\gamma_0 x) I_{a0}] / [Z_{C1} \operatorname{senh}(\gamma_1 x)]$ por três, o que implicaria:

$$k_I = \frac{Z_{C0} \operatorname{senh}(\gamma_0 x) - Z_{C1} \operatorname{senh}(\gamma_1 x)}{Z_{C1} \operatorname{senh}(\gamma_1 x)} \Rightarrow I_R = I_a + k_I I_{a0} \quad (2.71)$$

2.2.3 Seleção das grandezas de entrada para proteção de distância convencional para linhas de transmissão paralelas

O acoplamento mútuo de sequência zero entre linhas paralelas não pode ser eliminado mesmo na condição de transposição perfeita, em decorrência do efeito do solo. Por conseguinte, as grandezas de entrada para as unidades de terra devem ser selecionadas especificamente.

Na Figura 2.7 é apresentada a ligação dos diagramas sequenciais para uma falta AT franca. Os sobrescritos 1 e 2 indicam grandezas das LTs superior e inferior, respectivamente.

Tendo em vista que $R_F = 0$:

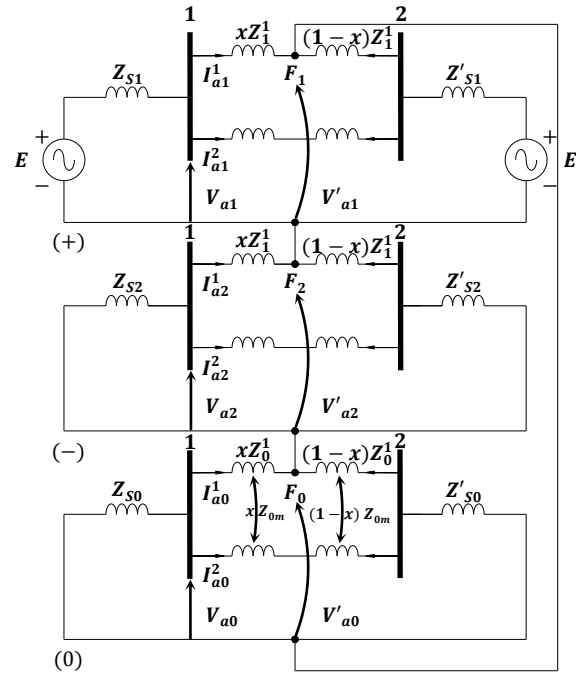
$$V'_a = V'_{a0} + V'_{a1} + V'_{a2} = R_f I_a^1 = 0 \quad (2.72)$$

A tensão V_a é dada por:

$$V_a = V_{a0} + V_{a1} + V_{a2} = (V'_{a0} + xZ_0^1 I_{a0}^1 + xZ_{0m} I_{a0}^2) + (V'_{a1} + xZ_1^1 I_{a1}^1) + (V'_{a2} + xZ_1^1 I_{a2}^1) \quad (2.73)$$

Cancelando V'_a e colocando xZ_I em evidência:

Figura 2.7 – Ligação dos diagramas sequenciais para falta AT franca



Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2013

$$\begin{aligned} V_a &= (V'_{a0} + V'_{a1} + V'_{a2}) + xZ_0^1 I_{a0}^1 + xZ_{0m} I_{a0}^2 + xZ_1^1 I_{a1}^1 + xZ_1^1 I_{a2}^1 = \\ &= xZ_0^1 I_{a0}^1 + xZ_{0m} I_{a0}^2 + xZ_1^1 (I_{a1}^1 + I_{a2}^1) \end{aligned} \quad (2.74)$$

Somando e subtraindo $xZ_1^1 I_{a0}^1$, simplificando I_a^1 e colocando I_{a0}^1 em evidência:

$$V_a = xZ_1^1 (I_{a0}^1 + I_{a1}^1 + I_{a2}^1) + xZ_0^1 I_{a0}^1 - xZ_1^1 I_{a0}^1 + xZ_{0m} I_{a0}^2 = xZ_1^1 I_a^1 + I_{a0}^1 (xZ_0^1 - xZ_1^1) + xZ_{0m} I_{a0}^2 \quad (2.75)$$

Colocando novamente xZ_1^1 em evidência e simplificando:

$$V_a = xZ_1^1 \left(I_a^1 + \frac{xZ_0^1 - xZ_1^1}{xZ_1^1} I_{a0}^1 + \frac{xZ_{0m}}{xZ_1^1} I_{a0}^2 \right) = xZ_1^1 \left(I_a^1 + \frac{Z_0^1 - Z_1^1}{Z_1^1} I_{a0}^1 + \frac{Z_{0m}}{Z_1^1} I_{a0}^2 \right) \quad (2.76)$$

Denominando

$$k_m = \frac{Z_{0m}}{Z_1^1} \quad (2.77)$$

de fator de compensação de acoplamento mútuo de sequência zero, e isolando xZ_1 , resulta que:

$$V_a = xZ_1^1(I_a^1 + kI_{a0}^1 + k_m I_{a0}^2) \Leftrightarrow xZ_1^1 = \frac{V_a}{I_a^1 + kI_{a0}^1 + k_m I_{a0}^2} = \frac{V_R}{I_R} = Z_R \quad (2.78)$$

Dessa forma, para que um relé de distância convencional enxergue uma impedância igual a xZ_1 quando da ocorrência de uma falta AT franca na LT 1, deve-se alimentá-lo com as seguintes grandezas:

$$\begin{cases} V_R = V_a \\ I_R = I_a^1 + kI_{a0}^1 + k_m I_{a0}^2 \end{cases} \quad (2.79)$$

A Tabela 2.4 mostra as grandezas de entrada para as unidades de detecção de falta da proteção de distância convencional para linhas paralelas. O sobrescrito S indica que a grandeza pertence à LT sã.

Tabela 2.4 – Grandezas de entrada para proteção de distância convencional para LTs paralelas

Unidade	V_R	I_R	Z_R
AT	V_a	$I_a + kI_{a0} + k_m I_{a0}^S$	xZ_1
BT	V_b	$I_b + kI_{a0} + k_m I_{a0}^S$	xZ_1
CT	V_c	$I_c + kI_{a0} + k_m I_{a0}^S$	xZ_1
AB	$V_a - V_b$	$I_a - I_b$	xZ_1
BC	$V_b - V_c$	$I_b - I_c$	xZ_1
CA	$V_c - V_a$	$I_c - I_a$	xZ_1

Fonte: Adaptado de PEREIRA, 2013

CAPÍTULO 3

PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO LONGAS

Neste capítulo é realizada uma análise da eficácia da aplicação da proteção de distância convencional e não convencional em uma LT longa para casos de não compensação e de compensação *shunt* no meio da linha. Ademais, é avaliada a aplicabilidade em tal LT de um algoritmo de seleção de fases utilizado em relés comerciais.

3.1 Proteção de distância em uma linha de transmissão longa não compensada

Considera-se uma LT trifásica em corrente alternada, com 792 km de extensão, perfeitamente transposta e em regime permanente senoidal de 60 Hz. Admite-se também que todo o sistema é equilibrado, ou seja, existem somente tensões e correntes simétricas de sequência positiva de fases. A Figura 3.1 ilustra o diagrama unifilar do sistema elétrico avaliado.



Foram adotados os parâmetros da LT 500 kV Xingu – Parauapebas, de 414 km, parte do sistema de transmissão que interligará a Usina Hidrelétrica de Belo Monte ao Sistema Interligado Nacional – SIN (EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA, 2014).

Para as fontes F e F', foram utilizados os equivalentes de Thévenin nas barras Foz do Iguaçu e Ibiúna (pontos de conexão dos bipolos de Itaipu), respectivamente, obtidos do caso Aspen convertido a partir do caso base ONS BR1406A.ANA (2014).

Tais parâmetros são detalhados na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Parâmetros do sistema

<i>Linha de Transmissão</i>		
	<i>Sequência Positiva</i>	<i>Sequência Zero</i>
Z (Ω /km)	0,0125 + j0,1815	0,2541 + j0,8559
Y (μ S/km)	j8,7852	j5,2711
<i>Fontes</i>		
	<i>Sequência Positiva</i>	<i>Sequência Zero</i>
Z_{ThF} (Ω)	0,2750 + j8,8750	0,3500 + j4,8250
$Z_{ThF'}$ (Ω)	1,1000 + j18,0000	1,0750 + j23,3000

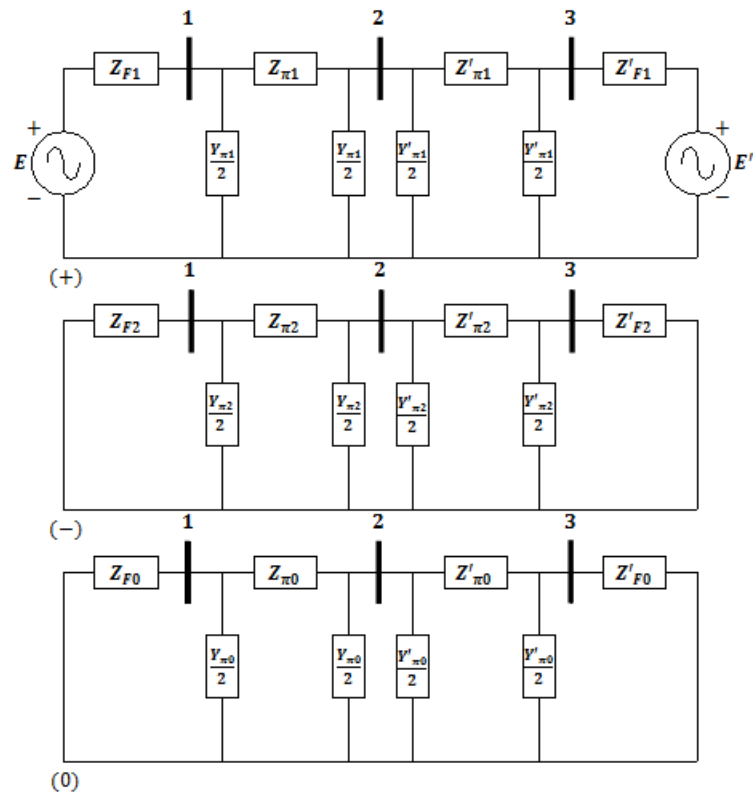
Fonte: Adaptado de EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA, 2014

As faltas foram simuladas no programa Cálculo de Curto-Circuito ou Assimetria Shunt em Componentes Simétricas – CCCS (Clever Pereira©), que executa o cálculo de curto-circuito ou assimetria shunt em redes elétricas utilizando a teoria de grafos.

A LT foi modelada como circuitos π equivalentes associados em cascata, dos quais os parâmetros foram calculados de acordo com (2.13) e (2.14). Os diagramas de impedância sequenciais e o grafo orientado associado são exibidos nas Figuras 3.2 e 3.3, de modo respectivo.

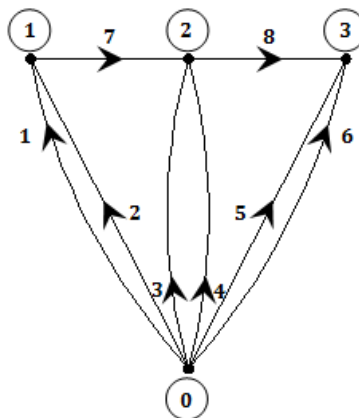
Foram simulados curtos-circuitos francos AT, BC, BCT e ABCT ao longo de todo o percurso da linha, com passo de 5% de ℓ . Como não existe fonte de Thévenin para a sequência zero, a aplicação de uma falta ABCT é equivalente à aplicação de uma falta ABC. Os tipos de curto-circuito simulados possuem algum tipo de simetria em relação à fase A, o que torna viável a utilização do método das componentes simétricas (PEREIRA, 2015). Para curtos-circuitos com algum tipo de simetria em relação à fase B, ou à fase C, é preciso utilizar matrizes de transformação em relação às fases B ou C, de modo respectivo, ou então renomear as fases – mantendo a sequência de fases original – de forma a se obter uma simetria em relação à nova fase a , voltando à designação original após a resolução do circuito (PEREIRA, 2015).

Figura 3.2 – Diagramas de impedância sequenciais



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 3.3 – Grafo orientado



Fonte: Elaborada pelo autor

As faltas foram aplicadas na barra 2, estando o relé instalado na barra 1. As fontes de tensão foram ajustadas para que em todos os casos a tensão pré-falta na barra do relé fosse igual a 1 pu com fase 0° , e o carregamento pré-falta fosse igual à potência natural (P_0).

As análises foram realizadas em regime permanente, portanto, não foram considerados os erros relativos à estimação de fasores.

Foi adotada para o relé uma unidade de medição mho, tendo a impedância réplica do trecho protegido (Z_N) sido ajustada com alcance de 85% da impedância de sequência positiva da LT ($Z_L = Z_n$). Em relés eletromecânicos e estáticos, utilizando um comparador de amplitude de raio unitário com sinais de operação (S_O) e restrição (S_R) de tensão, o relé opera quando:

$$\frac{|S_O|}{|S_R|} \geq 1 \Leftrightarrow \frac{|I_R Z_N|}{|I_R Z_N - 2V_R|} \geq 1 \quad (3.1)$$

Dividindo S_O e S_R por I_R , e elevando os termos da inequação ao quadrado, vem que:

$$\frac{|Z_N|}{|Z_N - 2Z_R|} \geq 1 \Leftrightarrow |2Z_R - Z_N|^2 \leq |Z_N|^2 \Leftrightarrow |4Z_R|^2 + |Z_N|^2 - 2|2Z_R||Z_N|\cos(\theta - \tau) \leq |Z_N|^2 \quad (3.2)$$

na qual θ e τ são os argumentos de Z_R e Z_N , respectivamente.

Dividindo os termos por quatro, resulta em:

$$|Z_R|^2 + \left| \frac{Z_N}{2} \right|^2 - 2|Z_R| \left| \frac{Z_N}{2} \right| \cos(\theta - \tau) \leq \left| \frac{Z_N}{2} \right|^2 \quad (3.3)$$

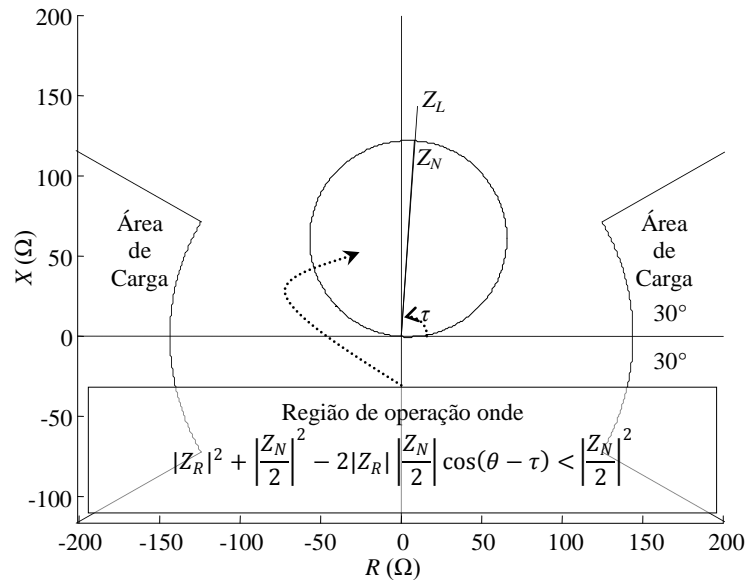
que caracteriza um círculo de raio $|Z_N/2|$ e centro em $(|Z_N/2|, \tau)$.

Assumiu-se um ângulo de carga de 30° , tendo o módulo da impedância de carga mínima ($Z_{MÍNIMA}$) sido obtido por:

$$|Z_{MÍNIMA}| = \frac{V_{OPERAÇÃO}^2}{S_{MÁXIMA}} = \frac{V_{\varphi\varphi}^2}{P_{03\varphi}} = \frac{V_n^2}{P_0} = 143,73\Omega \quad (3.4)$$

Foram realizadas análises estáticas, à frente do relé, considerando grandezas de tensão e corrente primárias. A Figura 3.4 ilustra a característica de operação da zona 1 no plano R - X , em que o eixo das abscissas representa $\text{Re}(Z_R)$ e o eixo das ordenadas $\text{Im}(Z_R)$.

Figura 3.4 – Característica de operação da unidade mho



Fonte: Dados da pesquisa

Ao longo desta dissertação, é utilizado o seguinte par de bases primárias por fase:

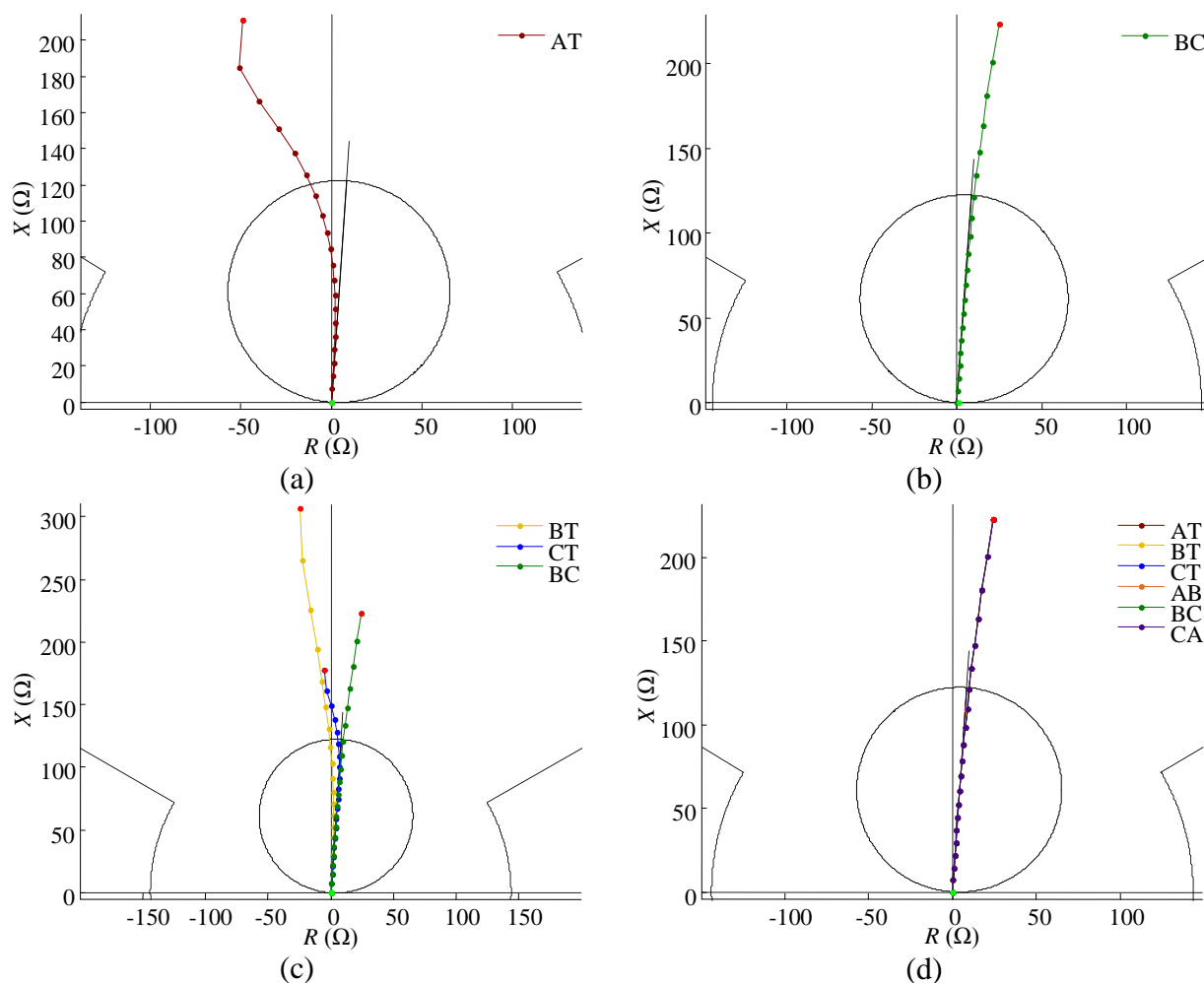
$$\begin{cases} S_{b(1\phi)} = \frac{S_{b(3\phi)}}{3} = \frac{P_0}{3} (MVA) \\ V_{b(\phi n)} = \frac{V_{b(\phi\phi)}}{\sqrt{3}} = \frac{V_n}{\sqrt{3}} (kV) \end{cases} \quad (3.5)$$

3.1.1 Aplicação da proteção de distância convencional

As impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância convencional que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito simulado são expostas na Figura 3.5. Os pontos em verde claro indicam que as faltas foram aplicadas no extremo emissor da LT, enquanto os pontos em vermelho, no extremo receptor.

Para faltas em trechos próximos ao extremo receptor (a partir de aproximadamente 70% de ℓ), são vistas pelas unidades de detecção impedâncias aparentes maiores do que as de sequência positiva reais, o que leva o relé indevidamente a não operação.

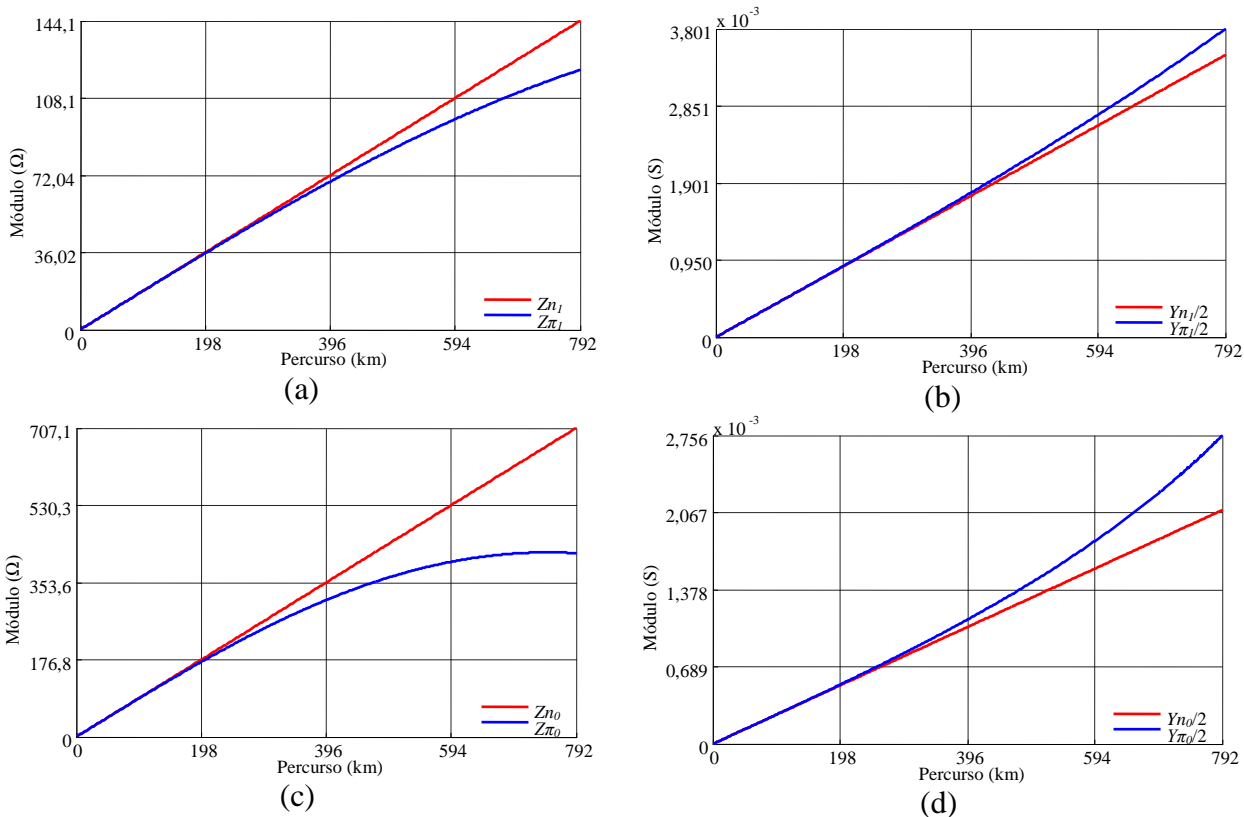
Figura 3.5 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância convencional que deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC, (c) BCT e (d) ABCT



Fonte: Dados da pesquisa

Tais sublances se devem à desconsideração do efeito capacitivo na formulação da proteção de distância convencional. A Figura 3.6 mostra a variação dos parâmetros de sequência positiva e zero dos modelos π nominal e π equivalente ao longo da LT. Nota-se uma atenuação de $|Z_\pi|$ em relação a $|Z_n|$ com o aumento do percurso. Já $|Y_\pi|$ se acentua em relação a $|Y_n|$, o que acarreta uma intensificação da corrente capacitiva, dado que esta é diretamente proporcional à capacitância. Dessa forma, o efeito de cancelamento da corrente indutiva se torna mais pronunciado, resultando em uma corrente total reduzida e, por consequência, uma impedância aparente maior – logo, o sublance verificado.

Figura 3.6 – Variação das impedâncias e admitâncias de seqüência (a) (b) positiva e (c) (d) zero dos modelos π equivalente e π nominal ao longo da LT

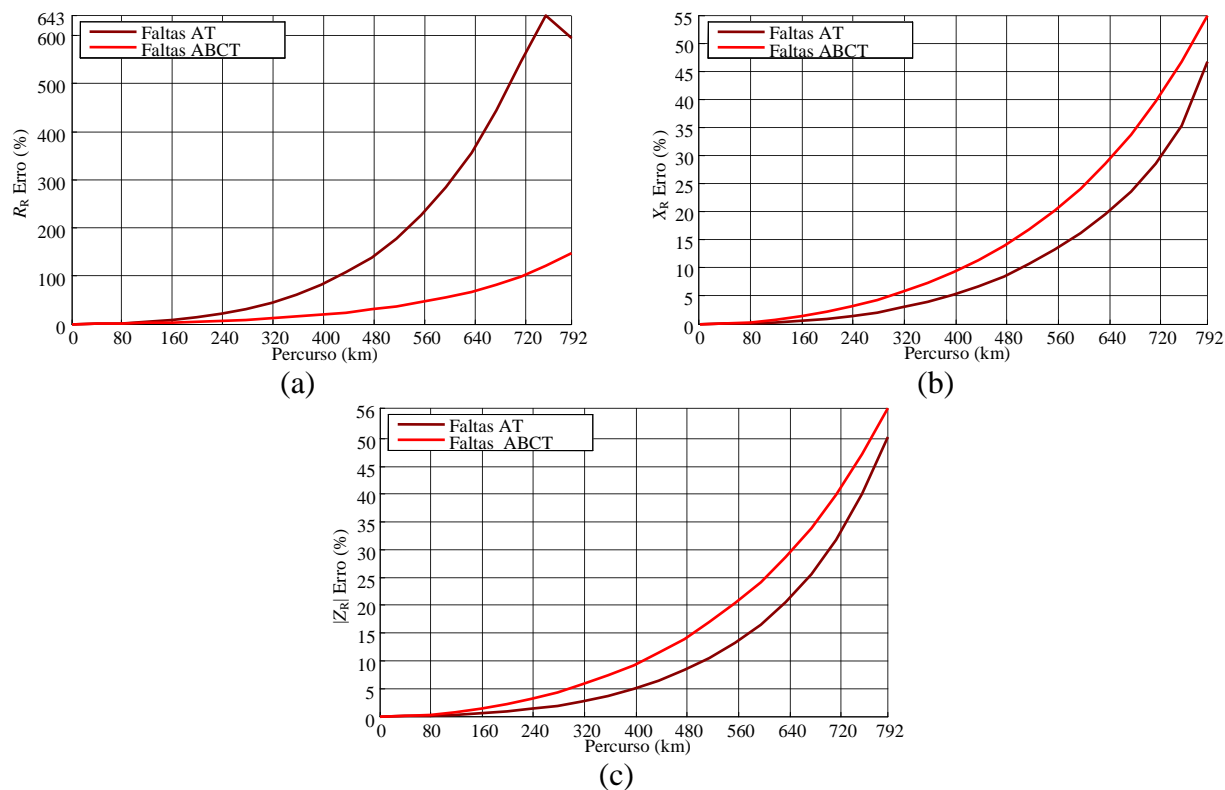


Fonte: Dados da pesquisa

As divergências são mais expressivas para os parâmetros de seqüência zero, que possuem comprimento de onda menor. Nada obstante, o módulo da admitância equivalente de seqüência positiva é mais significativo.

Na Figura 3.7 é exibido o desvio percentual absoluto de $\text{Re}(Z_R)$, $\text{Im}(Z_R)$ e $|Z_R|$, vistas pela unidade AT da proteção de distância convencional para faltas AT e ABCT ao longo da linha, em relação a $\text{Re}(xZ_I)$, $\text{Im}(xZ_I)$ e $|xZ_I|$, de modo respectivo. O erro da resistência aparente é bem mais acentuado para faltas AT, em decorrência do efeito do solo, e sua elevada magnitude é função da pequena resistência de xZ_I . Já o erro da reatância aparente é mais intenso para faltas ABCT, e como a reatância de xZ_I é muito maior que sua resistência, o erro do módulo de Z_R é também mais pronunciado em tais casos. Observa-se um erro aceitável de $|Z_R|$ para LTs curtas e médias – em torno de 3,14% considerando o pior caso para uma linha de 240 km. Contudo, conforme elucidado, a adoção do modelo impedância nominal série da LT na formulação da proteção de distância pode implicar erros grosseiros quando da aplicação de tal proteção em linhas longas.

Figura 3.7 – Desvio percentual absoluto de (a) $\text{Re}(Z_R)$, (b) $\text{Im}(Z_R)$, e (c) $|Z_R|$, vistas pela unidade AT para faltas AT e ABCT ao longo da linha, respectivamente em relação a $\text{Re}(xZ_I)$, $\text{Im}(xZ_I)$ e $|xZ_I|$



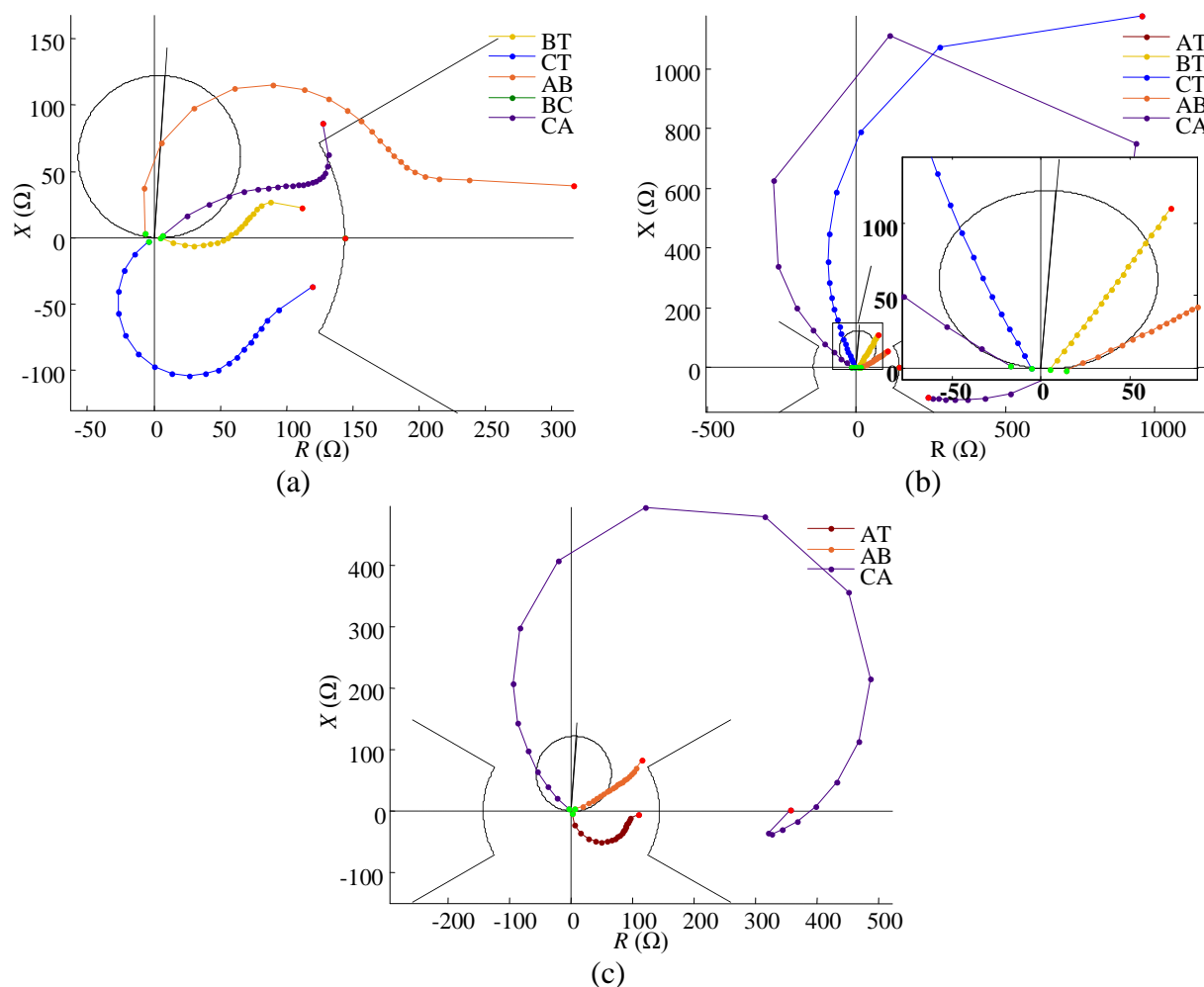
Fonte: Dados da pesquisa

Na Figura 3.8 são expostas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância convencional que não deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT. São vistas dentro da característica de operação impedâncias das unidades AB e CA para defeitos AT e BCT em trechos específicos, assim como impedâncias das unidades BT, CT, AB e CA para defeitos BC. Posto que são análises em regime permanente, pode-se concluir que tais unidades tendem a operar nesses casos se os curtos-circuitos não forem extintos a priori pelas unidades devidas.

Como é sabido, a classificação incorreta das faltas inviabiliza a realização de religamentos monopulares. Logo, foi analisada a aplicação de um algoritmo de seleção de fases utilizado em relés comerciais, proposto por Schweitzer Engineering Laboratories Inc. (1996). Tal algoritmo tem desempenho satisfatório em linhas curtas e consiste da estratégia apresentada na Tabela 3.2.

Na Figura 3.9 são ilustradas as diferenças angulares entre as correntes de sequência negativa e zero vistas pelo relé para cada tipo de curto-circuito simulado ao longo do percurso da LT.

Figura 3.8 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância convencional que não deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC e (c) BCT



Fonte: Dados da pesquisa

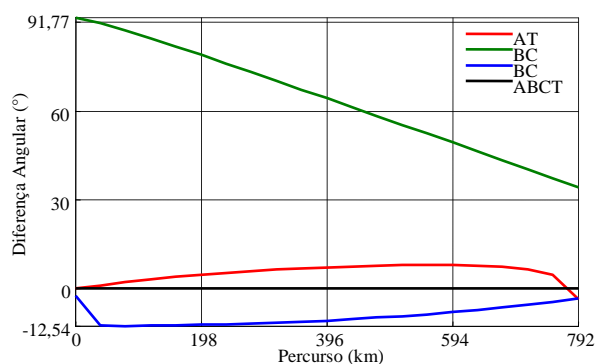
Para faltas BC em trecho próximo ao extremo emissor, é observada uma diferença angular de pouco mais de 90° , o que habilitaria erroneamente as unidades CT ou AB, de acordo com a magnitude de suas impedâncias aparentes. Nos demais casos são possíveis seleções adequadas.

As unidades da proteção de distância convencional desbloqueadas para os tipos de curto-circuito simulados são explicitadas na Figura 3.10, em que F (*false*) indica bloqueio e T (*true*) indica desbloqueio. Verifica-se que, para faltas BC em trecho próximo ao extremo emissor, a unidade CT é selecionada equivocadamente. A partir de tal trecho, a unidade devida é selecionada apenas para faltas em até aproximadamente 400 km. Nos casos AT e BCT, são selecionadas unidades inapropriadas para faltas em pontos posteriores a aproximadamente 630 e 430 km, de modo respectivo. Para faltas ABCT, qualquer seleção seria adequada.

Tabela 3.2 – Algoritmo de seleção de fases

Ângulo entre I_2 e I_0	Unidade desbloqueada	Critério
-30° a 30°	AT ou BC	Menor $ Z_R $.
-150° a -90°	BT ou CA	Menor $ Z_R $.
90° a 150°	CT ou AB	Menor $ Z_R $.
-60° a -30° ou 30° a 60°	(AB ou BC ou CA) ou AT	Menor $ R_R $ entre AT e a unidade de fase com menor $ Z_R $.
-180° a -150° ou -90° a -60°	(AB ou BC ou CA) ou BT	Menor $ R_R $ entre AT e a unidade de fase com menor $ Z_R $.
60° a 90° ou 150° a 180°	(AB ou BC ou CA) ou CT	Menor $ R_R $ entre AT e a unidade de fase com menor $ Z_R $.

Fonte: Adaptado de COSTELLO; ZIMMERMAN, 2010

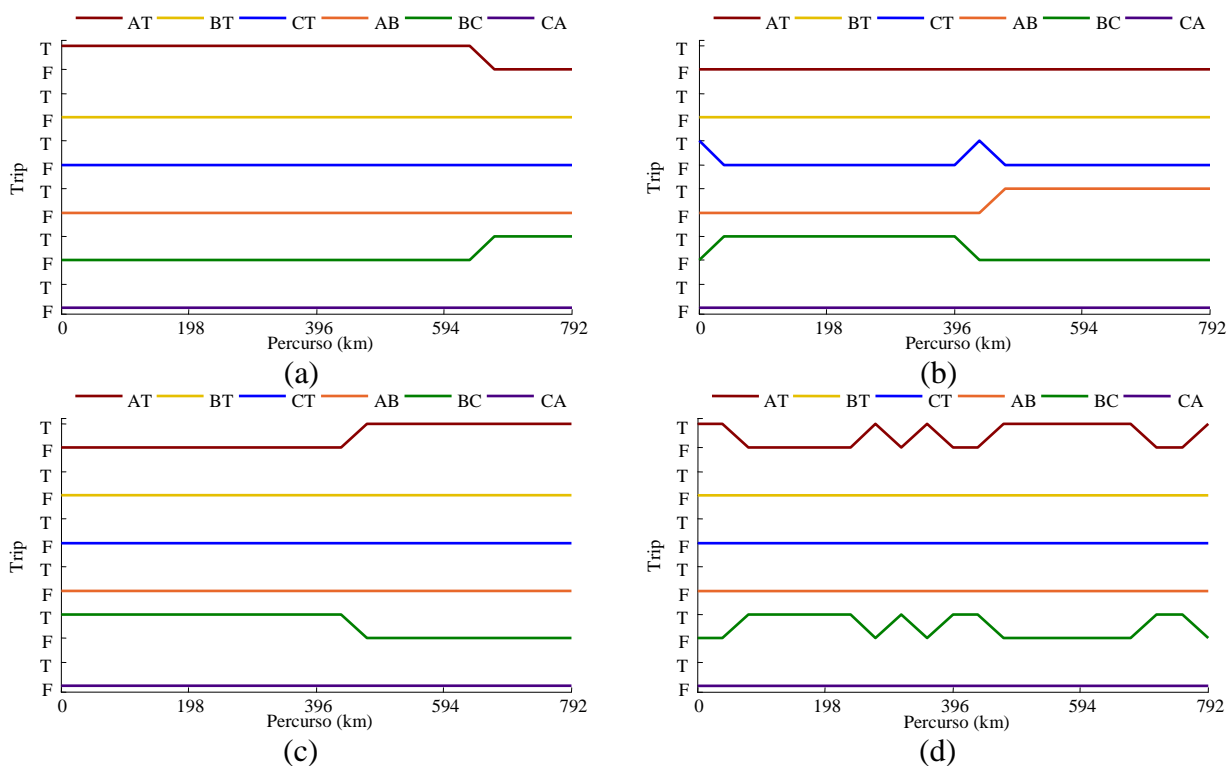
Figura 3.9 – Diferenças angulares entre I_2 e I_0 

Fonte: Dados da pesquisa

Evidencia-se, dessa forma, que o algoritmo de seleção de fases proposto por Schweitzer Engineering Laboratories Inc. (1996) não é adequado para aplicação em LTs longas, da ordem de 800 km.

Outro critério para a classificação das faltas poderia ser a tolerância de um determinado número de pontos a partir do momento em que a impedância aparente vista por alguma unidade adentrasse a característica de operação, a fim de averiguar se impedâncias vistas por outras unidades também a adentrariam, para só então enviar o comando de *trip*. Análises no domínio do tempo possibilitariam a constatação da velocidade de operação de cada unidade para cada caso, no entanto, não fazem parte do escopo desta dissertação.

Figura 3.10 – Unidades da proteção de distância convencional desbloqueadas pelo algoritmo de seleção de fases para faltas (a) AT, (b) BC, (c) BCT e (d) ABCT

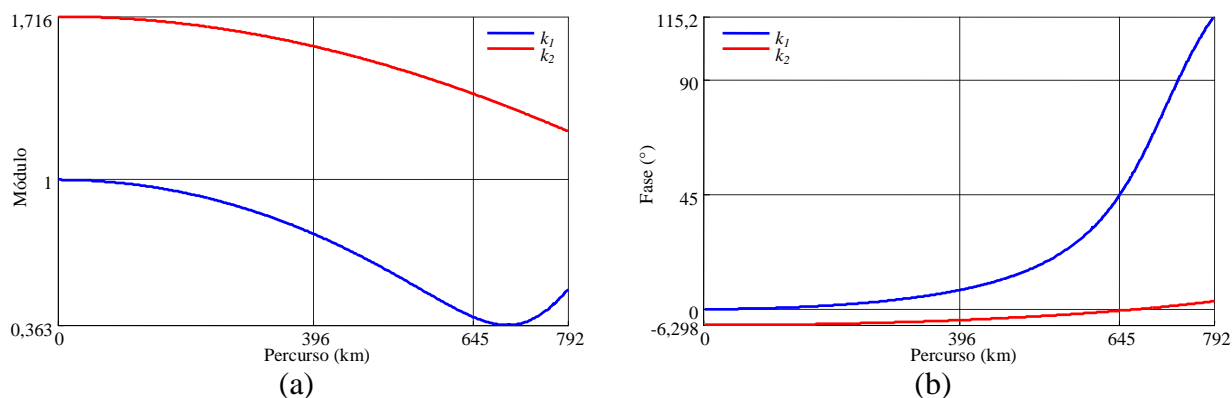


Fonte: Dados da pesquisa

3.1.2 Aplicação da proteção de distância não convencional

Tanto a admitância transversal quanto os efeitos de propagação são considerados na formulação da proteção de distância não convencional, todavia, em sua aplicação se encontra um impasse: os parâmetros k_1 e k_2 dependem da distância até o ponto de falta, que é uma incógnita. A solução prática poderia ser obtida com a utilização de métodos iterativos, não obstante, demandariam de intenso esforço computacional – o que poderia comprometer a eficiência da proteção. Em virtude disso, Xu et al. (2008) sugeriram a adoção de valores constantes para tais parâmetros, calculados considerando a falta no final da LT. Os perfis dos módulos e das fases de k_1 e k_2 ao longo de ℓ são mostrados na Figura 3.11. Constata-se uma variação não significativa ao longo do percurso da linha para tais parâmetros, tendo a fase de k_1 uma divergência mais acentuada para distâncias superiores a aproximadamente 600 km.

Figura 3.11 – Variação do (a) módulo e da (b) fase de k_1 e k_2 com o percurso da LT



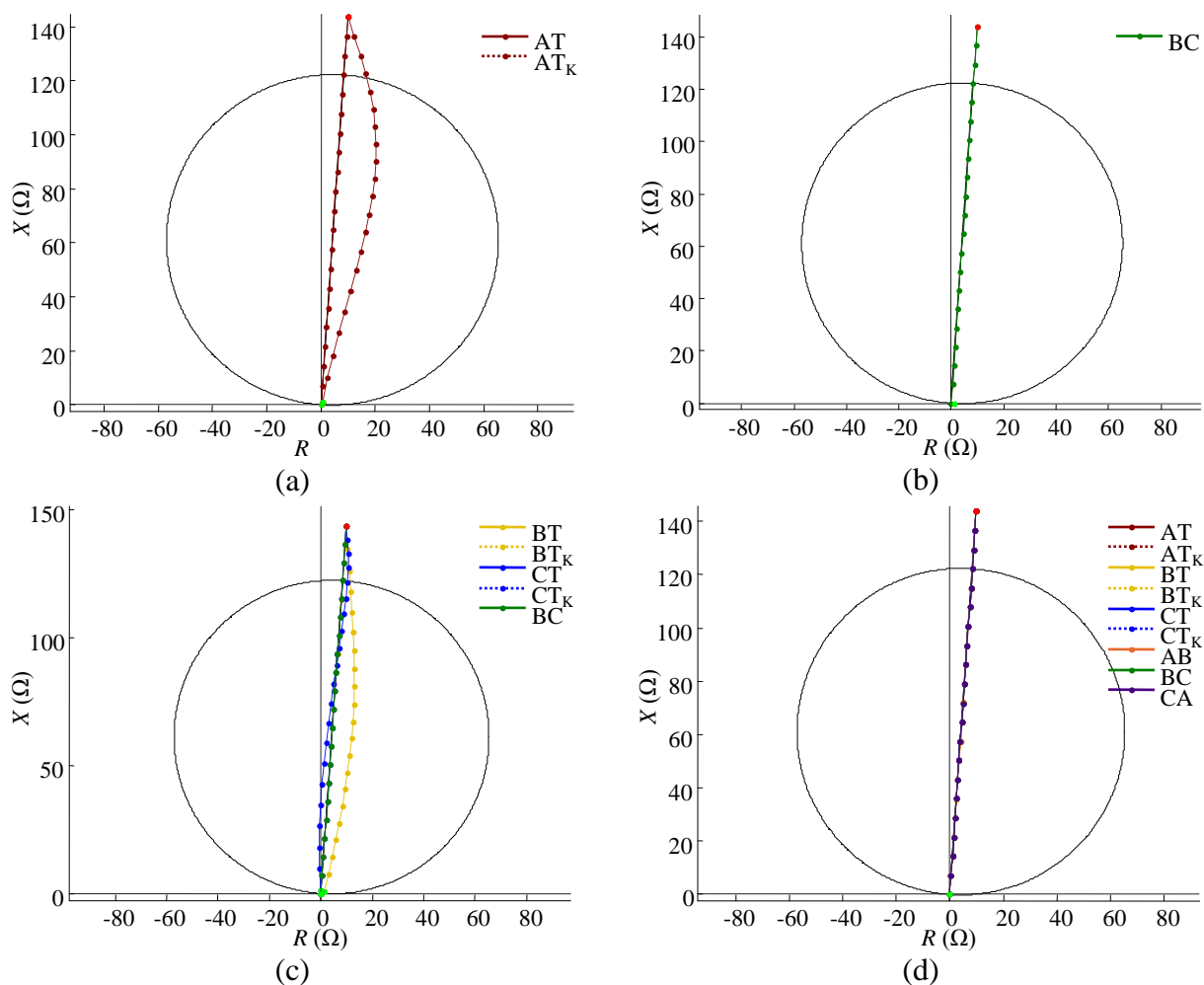
Fonte: Dados da pesquisa

Na Figura 3.12 são exibidas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito simulado. A curva de linha contínua representa impedâncias com k_1 e k_2 calculados para as localizações exatas dos defeitos, assumindo um conhecimento prévio, enquanto a curva de linha pontilhada representa impedâncias com k_1 e k_2 constantes, calculados considerando a falta no final da LT. Salienta-se que tais parâmetros exercem influência somente em faltas assimétricas que possuem componentes de sequência zero.

As impedâncias vistas pelas unidades de fase e pelas unidades de terra com k_1 e k_2 exatos são equivalentes às impedâncias de sequência positiva reais para os quatro tipos de curtos-circuitos simulados ao longo de toda a extensão da LT. Já para as impedâncias das unidades de terra com k_1 e k_2 constantes, são observados deslocamentos resistivos e reativos em relação a xZ_1 quando de curtos-circuitos que possuem componentes de sequência zero aplicados em pontos diferentes do admitido no cálculo desses parâmetros. Uma maior exatidão é obtida quando de faltas aplicadas nas proximidades do ponto considerado, de forma que impedâncias vistas para faltas internas tendem para dentro da característica de operação, do mesmo modo que impedâncias vistas para faltas externas tendem para fora da característica de operação, não comprometendo a eficácia do esquema de proteção.

Na Figura 3.13 são expostas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que não deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT.

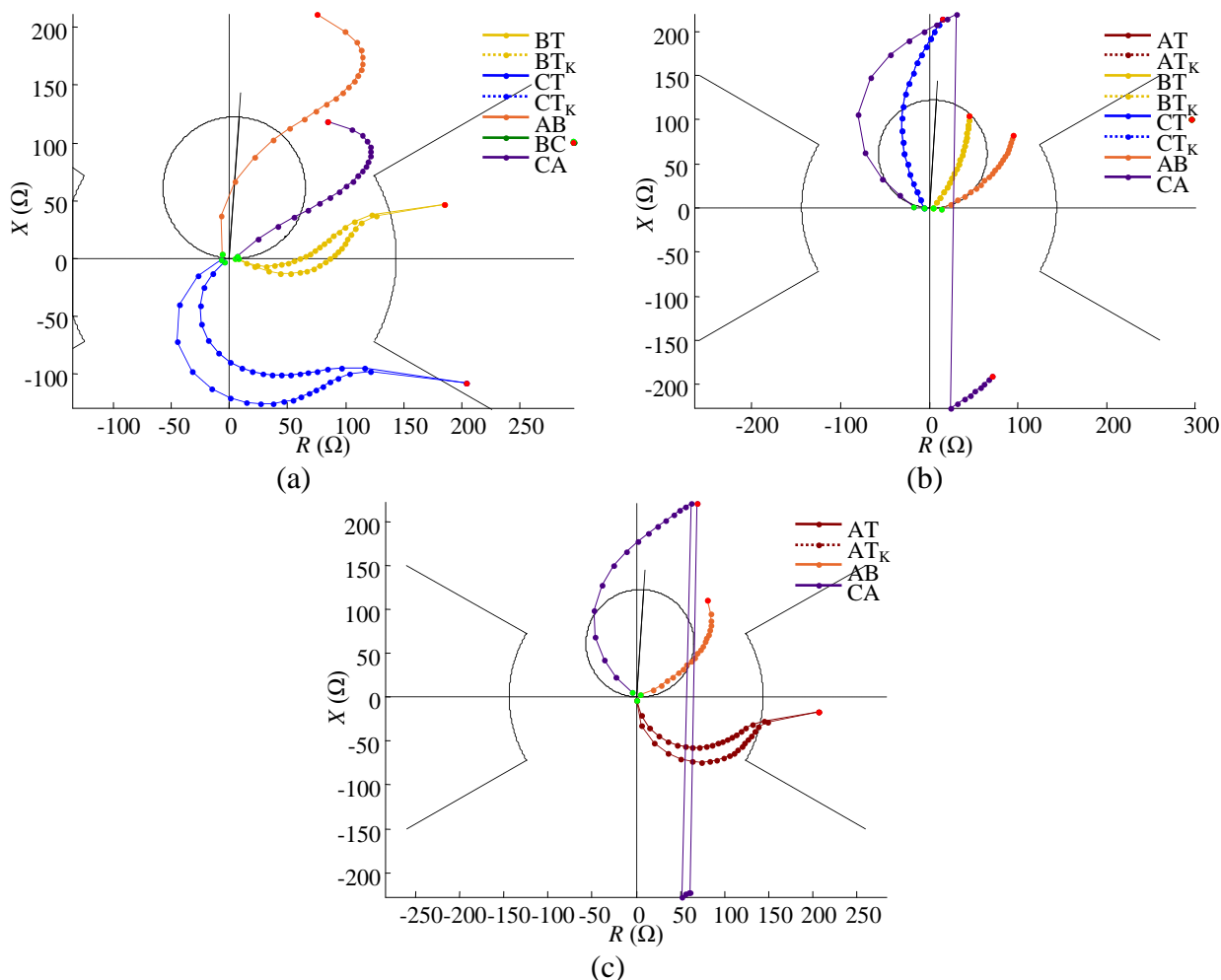
Figura 3.12 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC, (c) BCT e (d) ABCT



Fonte: Dados da pesquisa

Percebe-se uma redução das curvas das impedâncias aparentes em relação às observadas na Figura 3.8, o que faz com que impedâncias vistas para faltas em trechos maiores da LT adentrem a característica de operação. A adoção de k_1 e k_2 constantes não exerce influência negativa no desempenho do esquema de proteção. Impedâncias vistas anteriormente no quarto quadrante pela unidade CA para faltas BC e BCT são deslocadas abruptamente ao se aplicar o filtro da proteção de distância não convencional. Portanto, assim como para a proteção de distância convencional, a utilização de um algoritmo de seleção de fases adequado é imprescindível.

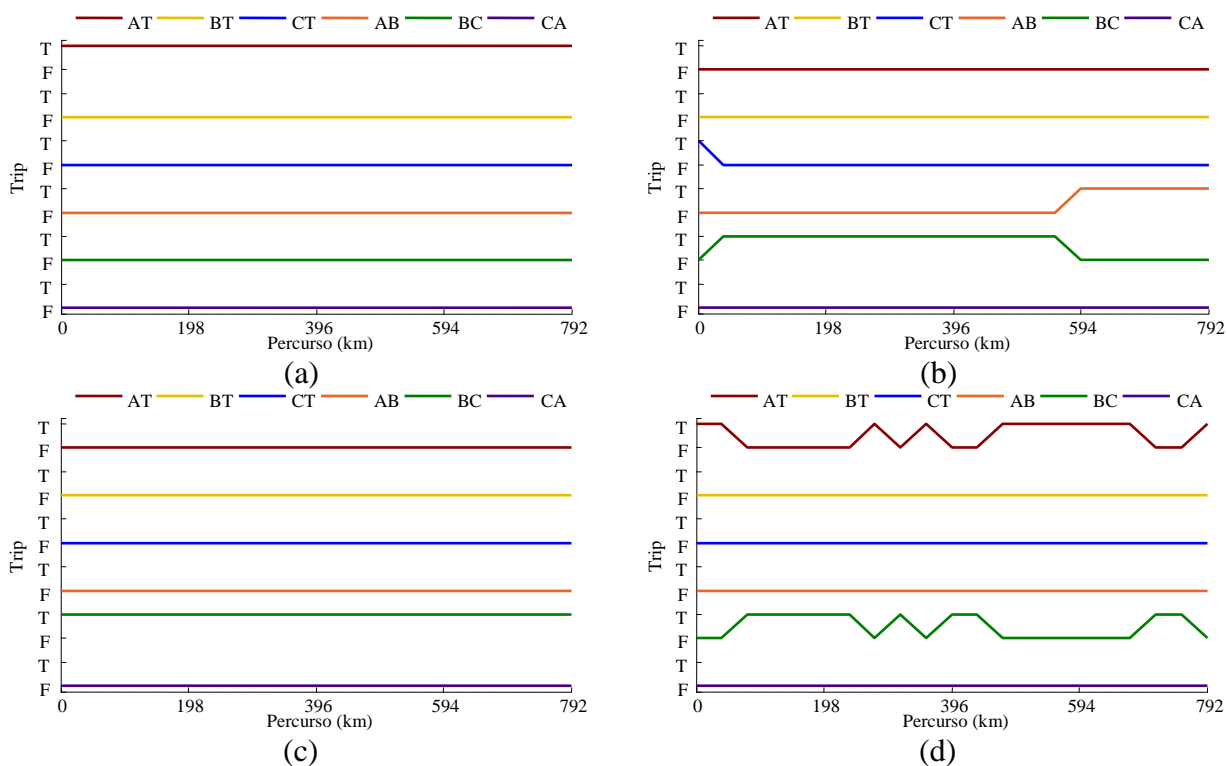
Figura 3.13 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que não deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC e (c) BCT



Fonte: Dados da pesquisa

As unidades da proteção de distância não convencional desbloqueadas pelo algoritmo de seleção de fases de Schweitzer Engineering Laboratories Inc. (1996) para os tipos de curto-circuito simulados ao longo da LT são apresentadas na Figura 3.14. São notados desempenhos satisfatórios para os casos AT, BCT e ABCT. Para faltas BC em trecho próximo ao extremo emissor e em pontos posteriores a aproximadamente 550 km, são desbloqueadas incorretamente as unidades CT e AB, de modo respectivo. Logo, ainda que não seja adequado para uma LT de 792 km, tal algoritmo apresenta resultados mais consistentes para impedâncias vistas pela proteção de distância não convencional, podendo ser aplicado em linhas longas de menor extensão a depender das diferenças angulares verificadas entre I_2 e I_0 .

Figura 3.14 – Unidades da proteção de distância não convencional desbloqueadas pelo algoritmo de seleção de fases para faltas (a) AT, (b) BC, (c) BCT e (d) ABCT

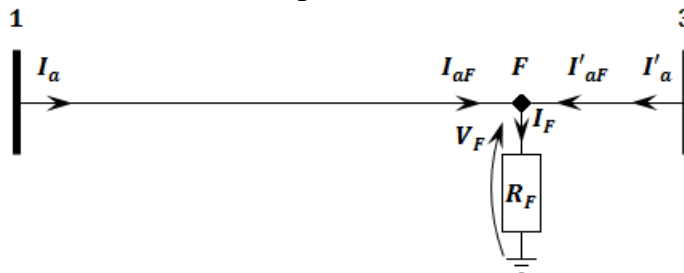


Fonte: Dados da pesquisa

3.1.2.1 Variação da resistência de falta

Na seleção das grandezas de entrada são considerados curtos-circuitos francos. Por conseguinte, quando de defeitos com resistência de falta não nula, as impedâncias aparentes são influenciadas, sendo deslocadas em relação a xZ_l . Na Figura 3.15 é ilustrado um curto-circuito para a terra no domínio das fases, considerando R_F .

Figura 3.15 – Curto-circuito para a terra com resistência de falta



Fonte: Adaptado de XU et al., 2008

Nesse caso, a impedância aparente corresponde à impedância de sequência positiva do trecho sob falta mais a resistência de falta vista pelo relé, levando em conta que a corrente de falta é constituída pela soma das correntes I_{aF} e I'_{aF} . Assim, a corrente I'_{aF} faz com que a queda de tensão em R_F seja maior e, conseqüentemente, o relé enxergue uma resistência de falta maior, proporcionalmente à contribuição de I'_{aF} para I_F , do tipo:

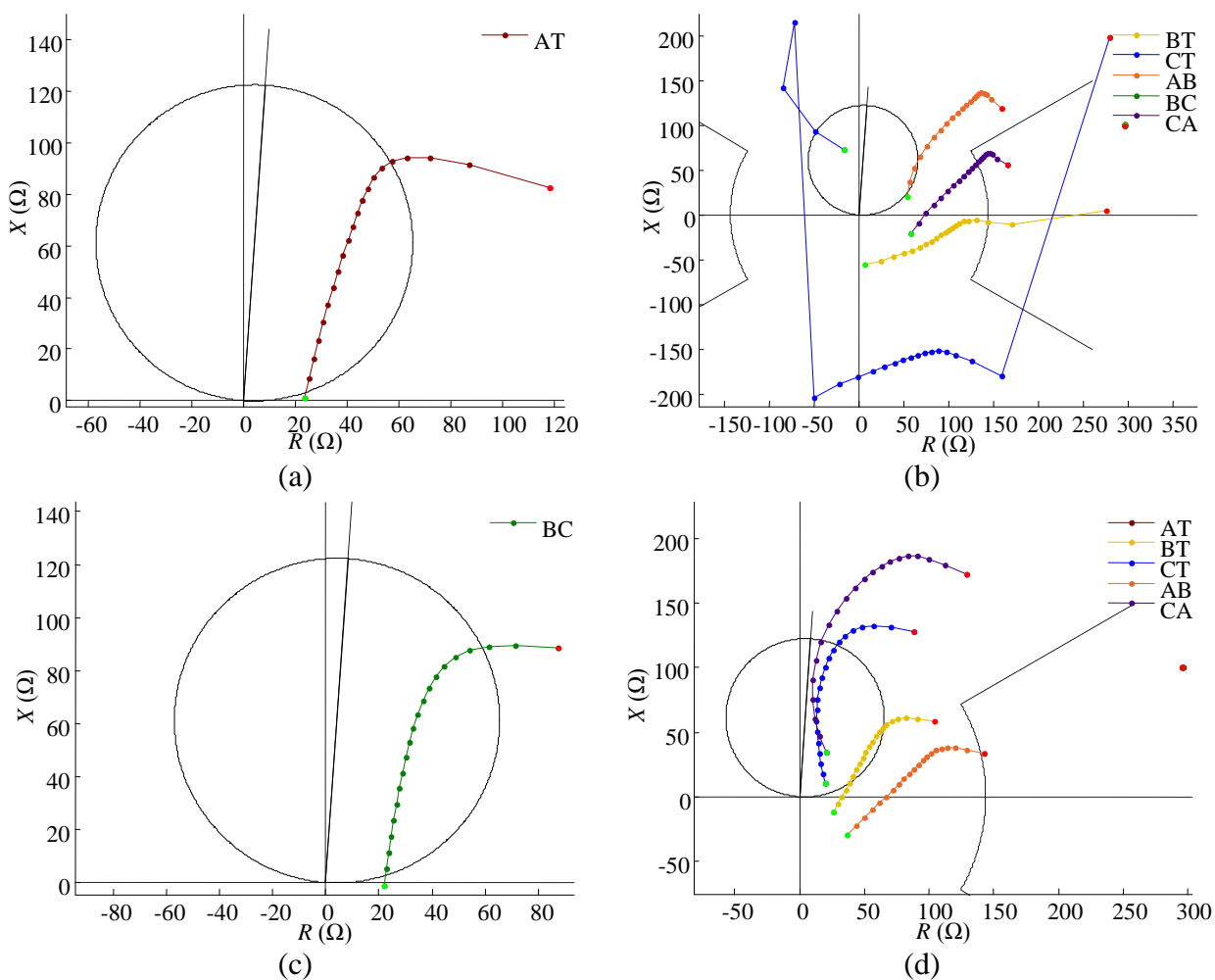
$$Z_R^* = xZ_1 + \frac{V_F}{I_{aF}} = xZ_1 + \frac{I_F}{I_{aF}} R_F = xZ_1 + \frac{I_{aF} + I'_{aF}}{I_{aF}} R_F = xZ_1 + R_F \left(1 + \frac{I'_{aF}}{I_{aF}} \right) \quad (3.6)$$

Caso I'_{aF} esteja em fase com I_{aF} , o quociente do primeiro pelo segundo resultará em um número real, acarretando um deslocamento puramente resistivo. Se I'_{aF} estiver fora de fase com I_{aF} , tal quociente será um número complexo, ocasionando um deslocamento resistivo e também reativo.

Na Figura 3.16 são mostradas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que deveriam e que não deveriam operar para curtos-circuitos AT e BC com resistências de falta iguais a 50 e 25 Ω , respectivamente – tendo em vista valores típicos de até aproximadamente 120 Ω para faltas monofásicas e 10 Ω para faltas bifásicas (PEREIRA, 2013). Os parâmetros k_1 e k_2 foram admitidos constantes, calculados considerando a falta no final da LT. Com relação às unidades que deveriam operar, são observados subalcances para faltas em pontos próximos ao extremo emissor, além de pequenos subalcançe e sobrealcançe das unidades AT e BC, respectivamente para faltas AT e BC em pontos próximos ao limite dos trechos protegidos. A respeito das unidades que não deveriam operar, são vistas na característica de operação impedâncias das unidades CT e AB para faltas AT, assim como das unidades BT, CT e CA para faltas BC.

Desempenhos aprimorados para defeitos com elevados valores de R_F poderiam ser obtidos com a utilização de uma unidade de medição de característica poligonal polarizada, devidamente ajustada, por esta possuir melhor adaptação à característica de falta. A utilização conjunta de um relé direcional de sequência zero resguardaria o sistema em situações nas quais o uso de tal característica não fosse suficientemente eficaz.

Figura 3.16 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que (a) (c) deveriam e que (b) (d) não deveriam operar para faltas AT e BC



Fonte: Dados da pesquisa

3.2 Proteção de distância em uma linha de transmissão longa compensada

Quando LTs longas operam em vazio, ou com cargas leves, o efeito capacitivo se torna predominante, provocando elevações indesejáveis de tensão – resultantes dos efeitos das ondas refletidas no extremo receptor e do balanço de energia entre os campos elétrico e magnético, haja vista a reduzida energia armazenada no campo magnético (FUCHS,1977).

Visando à neutralização do efeito Ferranti e à melhoria da estabilidade, são ligados reatores indutivos em derivação, com comutadores automáticos incorporados, a ambas as extremidades e/ou em pontos intermediários da linha (FUCHS,1977).

Considerando (2.12), o ganho de tensão para uma LT em vazio ($I_R = 0$) pode ser definido por:

$$V_E = AV_R + BI_R = AV_R \Rightarrow \frac{V_R}{V_E} = \frac{1}{A} \quad (3.7)$$

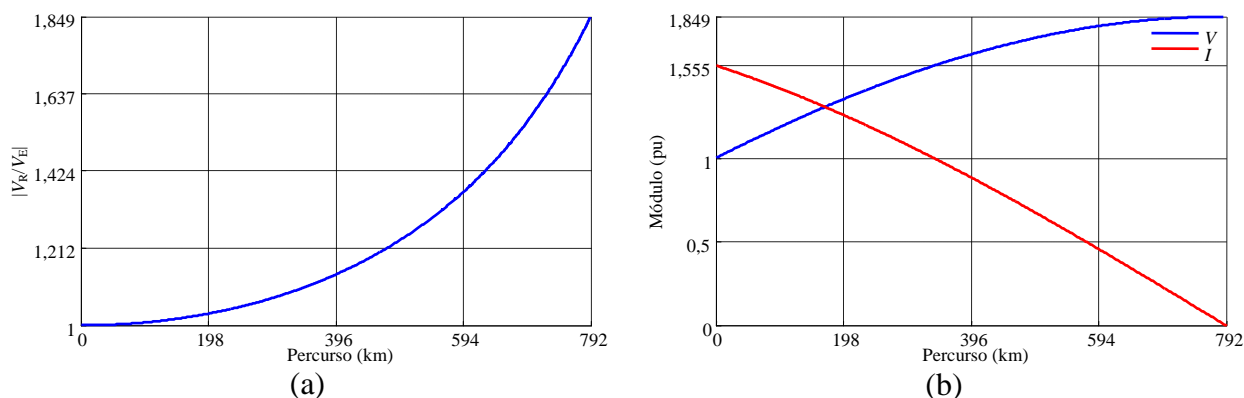
Admitindo a tensão no terminal emissor fixa em 1 pu com fase 0° , a corrente de carga é obtida por:

$$I_E = CV_R + DI_R = CV_R = \frac{CV_E}{A} = \frac{C}{A} 1 \angle 0^\circ = \frac{C}{A} \quad (3.8)$$

À vista disso, os perfis de tensão e corrente ao longo da linha podem ser traçados por meio de (2.11).

Na Figura 3.17a é exibido o ganho de tensão para LTs de até 792 km de comprimento com o terminal receptor aberto, enquanto na Figura 3.17b são expostos os perfis de tensão e corrente para a LT analisada no item 3.1 isolada, alimentada por um barramento infinito e em regime permanente para operação em vazio.

Figura 3.17 – Perfis do (a) ganho de tensão e de (b) tensão e corrente para LT em vazio

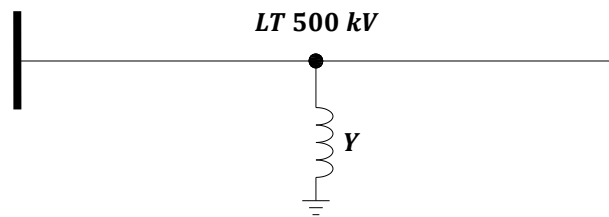


Fonte: Dados da pesquisa

Verifica-se na Figura 3.17a um efeito Ferranti tanto mais pronunciado quanto maior a extensão da LT, em consequência de capacitâncias mais acentuadas. As sobretensões observadas na Figura 3.17b ao longo do percurso da linha implicam a necessidade de uma adequação de seu nível de isolamento, assim como do isolamento de equipamentos terminais (FUCHS, 1977). Consta-se também uma corrente de carga elevada, o que limita a capacidade de transmissão da LT (FUCHS, 1977).

Foi então inserida uma susceptância indutiva correspondente a $-\text{Im}(Y_\pi)$ no meio de tal linha, conforme ilustrado na Figura 3.18.

Figura 3.18 – Linha de transmissão com compensação *shunt* em ponto intermediário



Fonte: Elaborada pelo autor

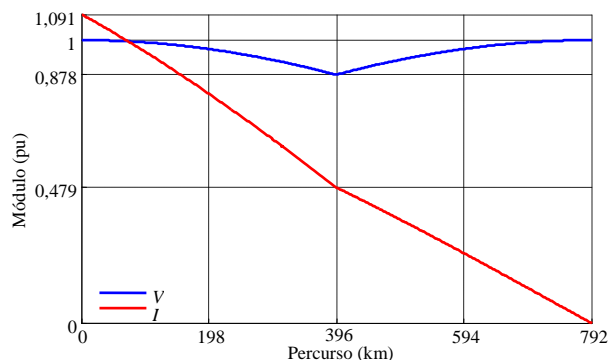
Tomando o reator e cada trecho da LT como quadripolos, o modelo *ABCD* equivalente fica da forma:

$$\begin{bmatrix} V_E \\ I_E \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ Y & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A' & B' \\ C' & D' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_R \\ I_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} AA' + A'BY + BC' & AB' + BB'Y + BD' \\ A'C + A'DY + C'D & B'C + B'DY + DD' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_R \\ I_R \end{bmatrix}. \quad (3.9)$$

A compensação total também pode ser obtida ao se igualar a constante generalizada *A* do quadripolo equivalente a 1, já que tal constante representa a relação entre as tensões dos terminais emissor e receptor quando a LT opera em vazio (FUCHS, 1977).

Na Figura 3.19 são mostrados os perfis de tensão e corrente para a linha compensada com o terminal receptor aberto. Nota-se um ganho de tensão unitário, sendo as sobretensões controladas ao longo de todo o percurso da LT. Ademais, a corrente de carga é reduzida significativamente.

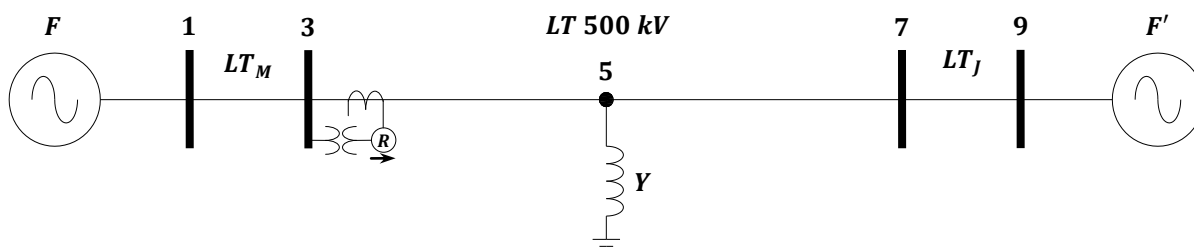
Figura 3.19 – Perfis de tensão e corrente para LT compensada em vazio



Fonte: Dados da pesquisa

Com o propósito de analisar a influência da compensação *shunt* em um ponto intermediário da linha no desempenho da proteção de distância inclusive para faltas externas, incluiu-se ao sistema da Figura 3.1, além do reator, uma LT à montante e outra à jusante – com comprimento de 158,4 km cada e parâmetros análogos aos da linha longa. O diagrama unifilar atualizado é apresentado na Figura 3.20.

Figura 3.20 – Diagrama unifilar do sistema com compensação *shunt* e LTs externas

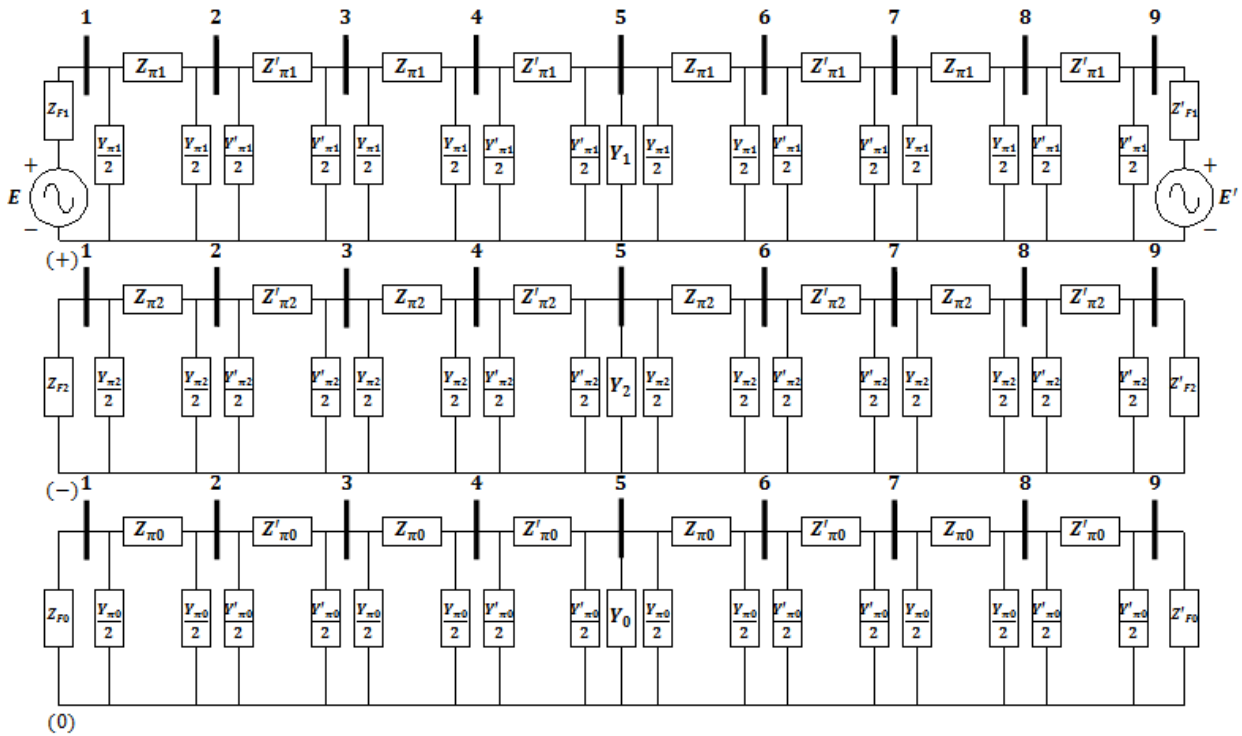


Fonte: Elaborada pelo autor

Nas Figuras 3.21 e 3.22 são ilustrados os diagramas de impedância sequenciais correspondentes e o grafo orientado associado, de modo respectivo.

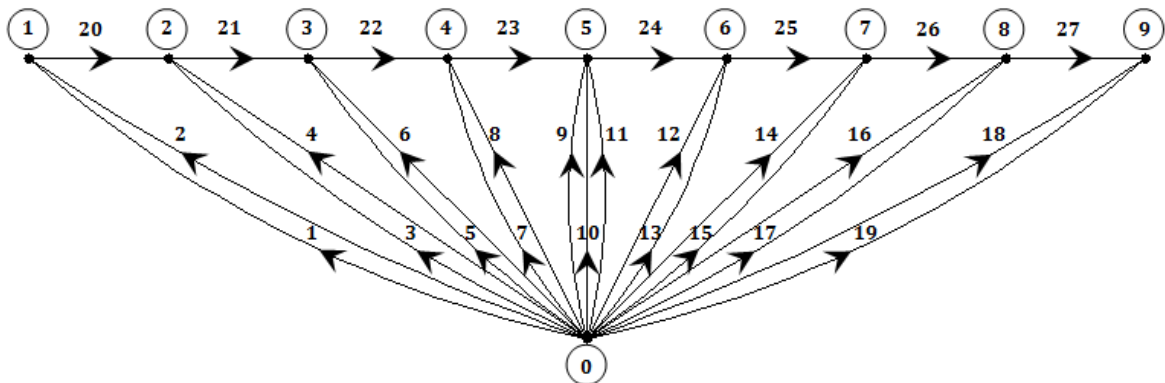
Foram simulados curtos-circuitos francos AT, BC, BCT e ABCT ao longo das linhas, com passo de 5% do comprimento total da LT compensada. As faltas foram aplicadas nas barras 2 e 8, respectivamente para as LTs à montante e à jusante; e 4 e 6, respectivamente para trechos anteriores e posteriores ao reator na linha longa. As fontes de tensão foram ajustadas para que a tensão pré-falta na barra do relé (barra 3) fosse igual a 1 pu com fase 0° , e a LT compensada operasse em vazio – salvo em casos específicos.

Figura 3.21 – Diagramas de impedância sequenciais



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 3.22 – Grafo orientado



Fonte: Elaborada pelo autor

3.2.1 Aplicação da proteção de distância convencional e não convencional

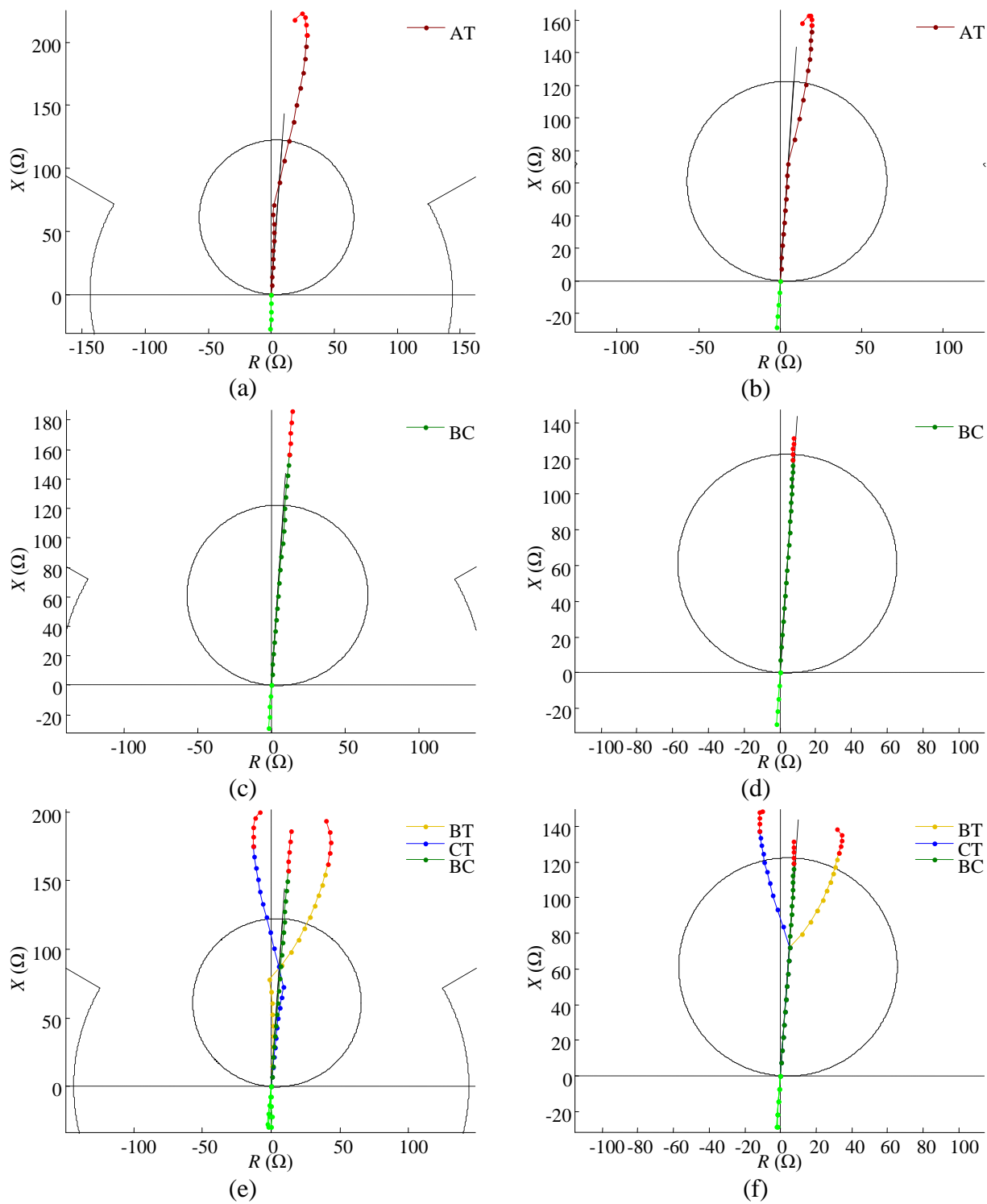
As impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância convencional e não convencional que deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT são expostas na Figura 3.23. Os parâmetros k_1 e k_2 foram calculados para as localizações exatas dos defeitos. As

impedâncias da LT à montante são representadas pelos pontos das curvas em verde-claro, ao passo que as da LT à jusante, pelos pontos das curvas em vermelho. O último ponto em verde-claro e o primeiro ponto em vermelho indicam que as faltas foram aplicadas nos extremos emissor e receptor da LT compensada, de modo respectivo. As impedâncias vistas pelas unidades que deveriam operar para curtos-circuitos ABCT são coincidentes com as impedâncias vistas pela unidade BC para curtos-circuitos BC.

Posto que o reator não é previsto na formulação da proteção de distância convencional, nem da não convencional, as impedâncias aparentes vistas para faltas em pontos posteriores ao de instalação deste sofrem sua influência. Os desvios das impedâncias das unidades de terra para faltas que possuem componentes de sequência zero se devem, em parte, ao fato de a susceptância indutiva de sequência zero do reator ter sido admitida como igual à de sequência positiva. Como a susceptância capacitiva de sequência zero da LT possui magnitude menor que a de sequência positiva, ela foi sobrecompensada, o que contribui para uma intensificação de tais deslocamentos. Caso se utilizasse no aterramento do reator uma reatância de neutro equivalente a um terço da diferença entre as reatâncias indutivas de sequência zero e positiva correspondentes, resultados aprimorados poderiam ser obtidos. No entanto, mesmo que fosse alcançado um desempenho satisfatório para a proteção de distância convencional quando do reator em operação, em situações de plena carga ocorreriam os erros já demonstrados no item 3.1.1.

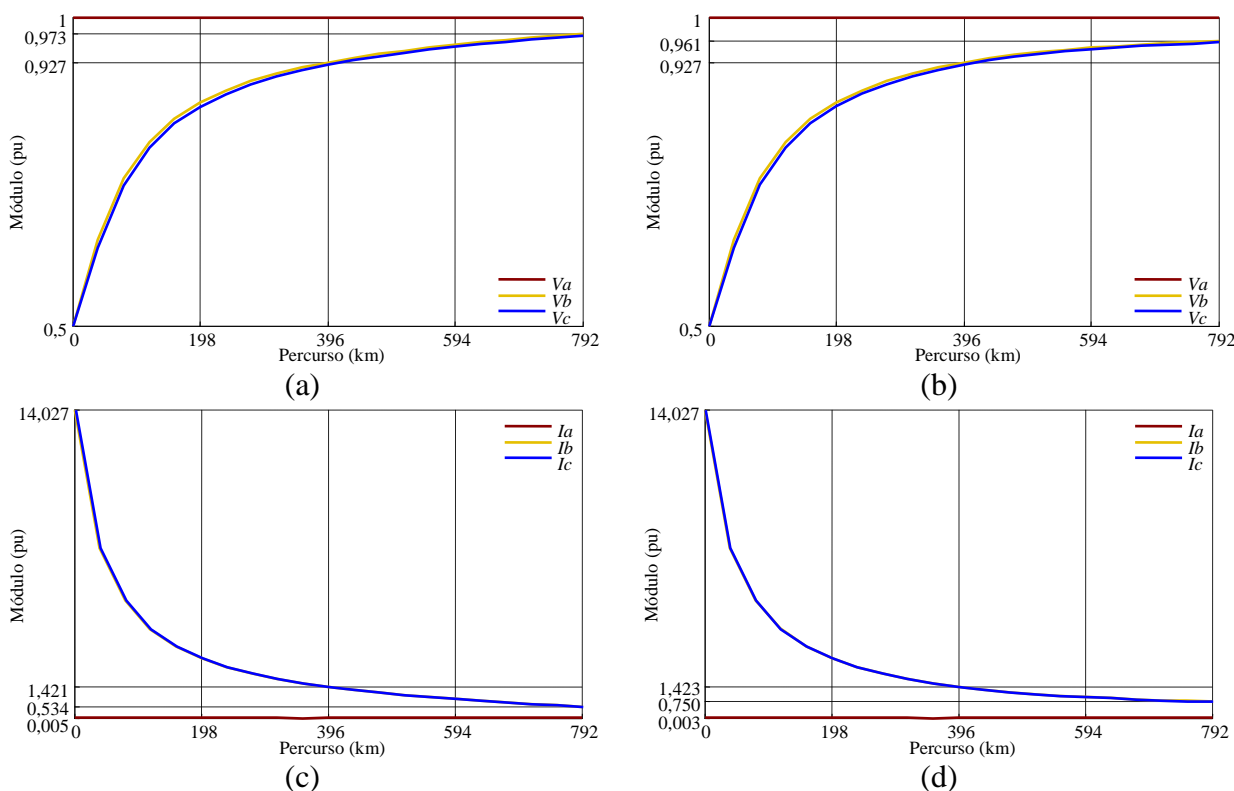
A fim de elucidar a influência do reator nas impedâncias vistas para faltas que não possuem componentes de sequência zero, na Figura 3.24 são exibidas as tensões e correntes vistas na barra do relé para faltas BC ao longo da LT₃₋₇ para casos de não compensação e de compensação *shunt*. Em tal análise, considerou-se um sistema sem LTs externas. Verifica-se que a inclusão do reator acarreta correntes maiores e tensões menores para defeitos em pontos posteriores ao de sua ligação. Em tais casos, o relé enxerga uma corrente total constituída pela corrente da linha mais a corrente do reator, o que implica impedâncias menores. Assim, os subalcanços das unidades da proteção de distância convencional observados na Figura 3.23 são reduzidos em relação aos da Figura 3.5, ao passo que as unidades da proteção de distância não convencional sobrealçam inclusive um trecho da LT à jusante, por filtrarem uma capacitância já compensada. Nos demais casos, as proteções desempenham satisfatoriamente para defeitos nas LTs externas. Os deslocamentos resistivos ínfimos das impedâncias aparentes são devidos a não compensação da parte real de Y_{π} .

Figura 3.23 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância (a) (c) (e) convencional e (b) (d) (f) não convencional que deveriam operar para faltas AT, BC e BCT ao longo das linhas



Fonte: Dados da pesquisa

Figura 3.24 – Tensões e correntes vistas na barra do relé para faltas BC ao longo da linha (a) (c) não compensada e (b) (d) compensada



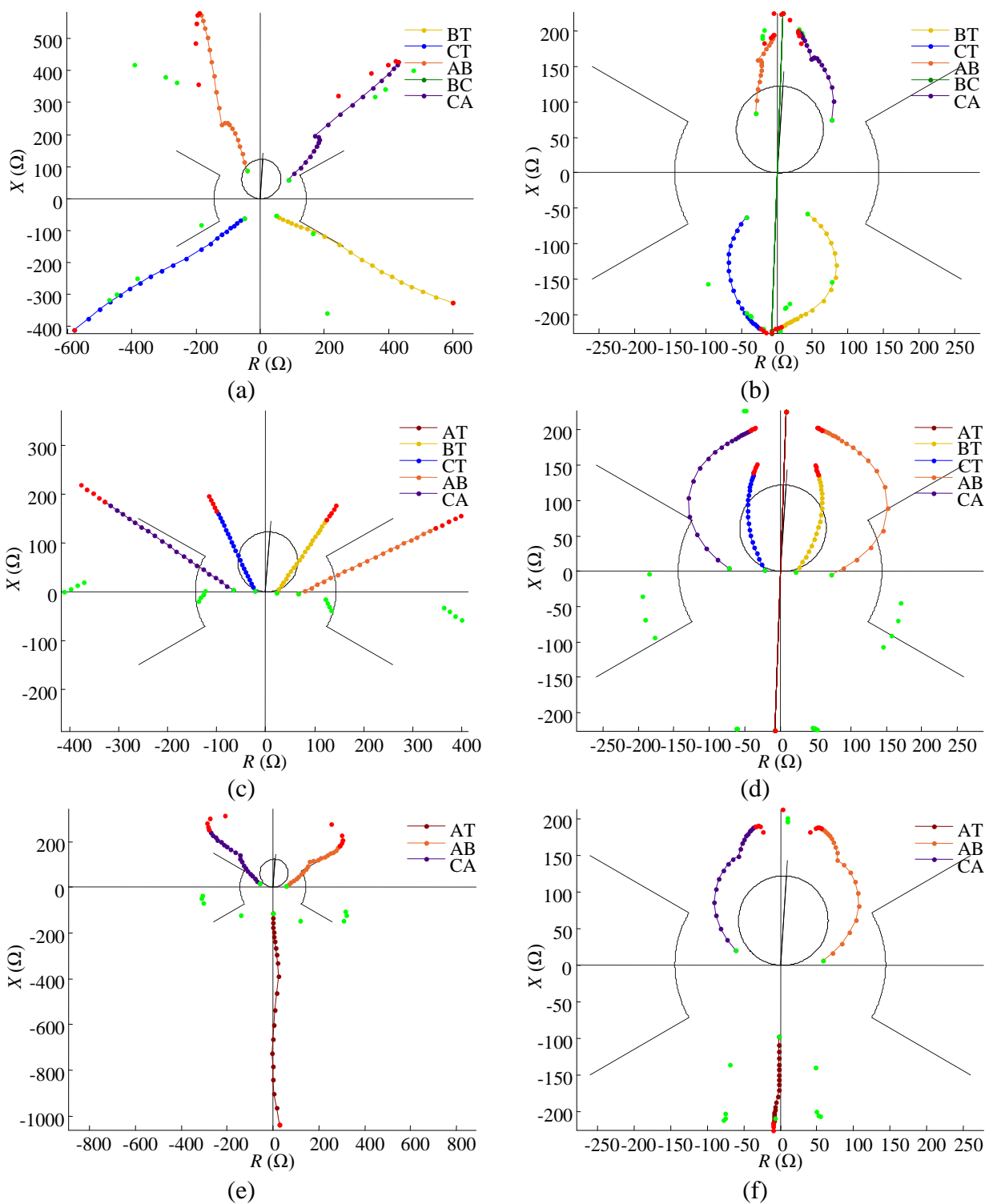
Fonte: Dados da pesquisa

A Figura 3.25 apresenta as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância convencional e não convencional que não deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT. São vistas dentro da característica de operação impedâncias da unidade AB para faltas AT e das unidades BT e CT para faltas BC, de ambas as proteções. Percebe-se, em todos os casos simulados, um afastamento das impedâncias aparentes em relação à origem do plano $R-X$, logo, da característica de operação – tomando como referência as Figuras 3.8 e 3.13.

A Figura 3.26 mostra as impedâncias vistas pelas unidades que não deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT considerando o carregamento pré-falta na barra do relé igual a P_0 , portanto, o reator fora de serviço. Infere-se que o afastamento das impedâncias aparentes em relação à origem do plano $R-X$ decorre do efeito provocado pela inclusão das LTs externas.

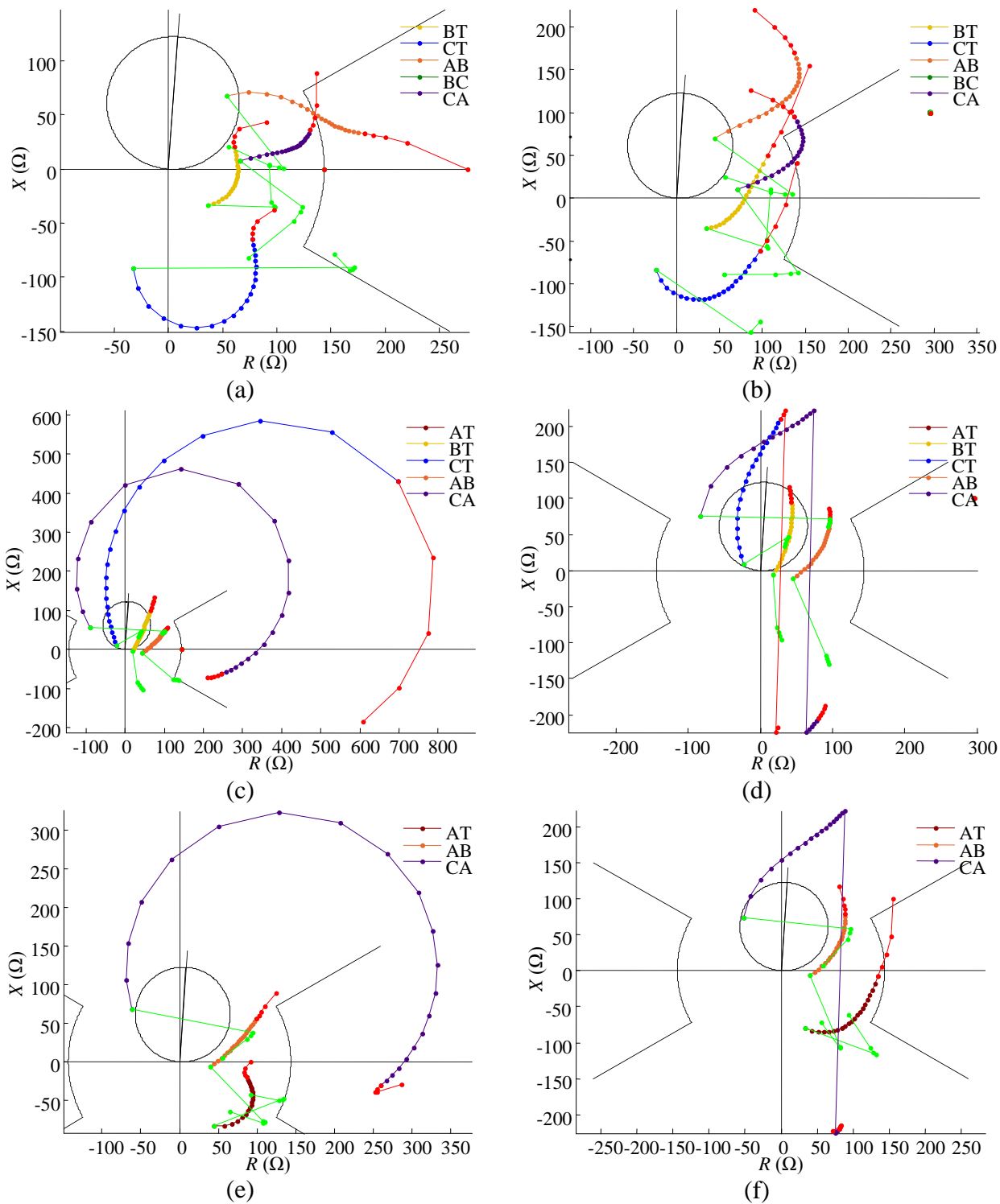
Na Figura 3.27 são expostas as tensões e correntes vistas na barra do relé para faltas AT considerando o carregamento pré-falta igual a P_0 – reator fora de serviço – em sistema sem e com LTs externas.

Figura 3.25 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância (a) (c) (e) convencional e (b) (d) (f) não convencional que não deveriam operar para faltas AT, BC, e BCT



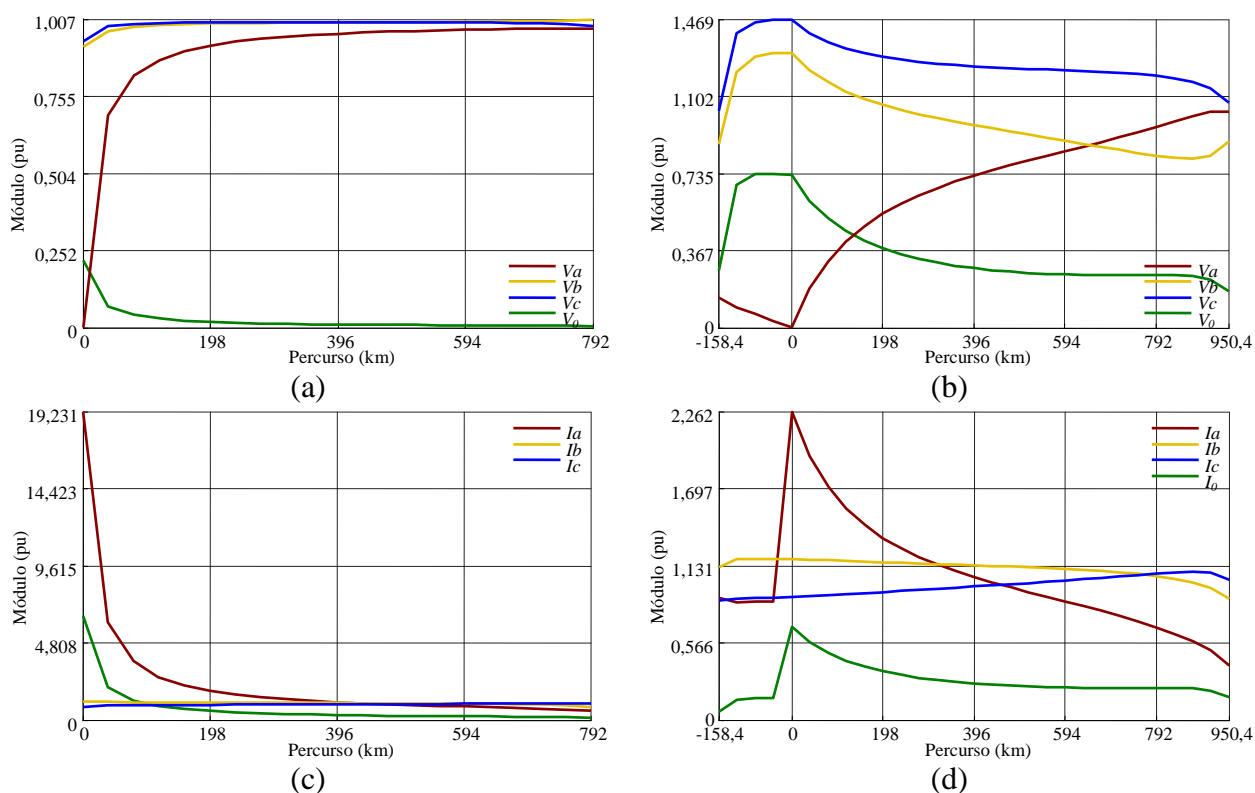
Fonte: Dados da pesquisa

Figura 3.26 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância (a) (c) (e) convencional e (b) (d) (f) não convencional que não deveriam operar para faltas AT, BC, e BCT, considerando o reator fora de serviço



Fonte: Dados da pesquisa

Figura 3.27 – Tensões e correntes vistas na barra do relé para faltas AT em sistema (a) (c) sem LTs externas e (b) (d) com LTs externas



Fonte: Dados da pesquisa

Para as fases sadias quando de sistema com LTs externas, são verificadas tensões e correntes mais elevadas, principalmente para defeitos em pontos mais próximos ao extremo emissor. Como a elevação das tensões é bem mais pronunciada que a das correntes, são calculadas pelo relé impedâncias maiores e, portanto, mais distantes da origem do plano $R-X$, o que atesta a hipótese formulada. Para a fase com defeito há uma redução significativa da corrente de curto-circuito, além de uma redução da tensão, sendo esta de menor intensidade.

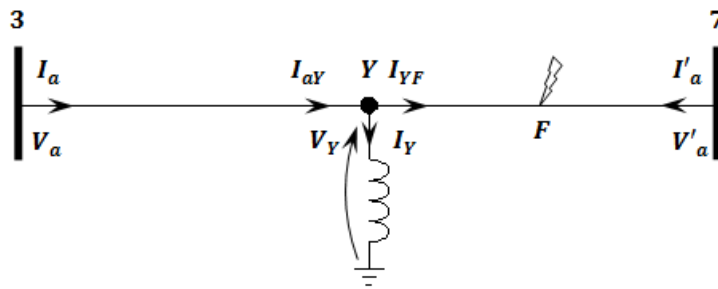
Além do afastamento citado, é notado na Figura 3.26 que para faltas BC, a unidade CT de ambas as proteções sobrealça a LT à montante, enquanto a unidade BT da proteção de distância não convencional sobrealça um trecho expressivo da LT à jusante. Tais sobrealcances podem levar o relé indevidamente à operação em zona 1 – caso os curtos-circuitos não sejam extintos previamente pelos relés das linhas apropriadas. Isto posto, a utilização de um algoritmo de seleção de fases adequado se faz essencial.

3.2.2 Aplicação da proteção de distância não convencional com método de medição específico

Xu et al. (2008) propuseram um método de medição específico para a aplicação da proteção de distância não convencional em LTs com compensação *shunt* em um ponto intermediário.

Na Figura 3.28 é ilustrado um curto-circuito franco na LT compensada.

Figura 3.28 – Curto-circuito franco em LT com compensação *shunt* em ponto intermediário



Fonte: Adaptado de XU et al. (2008)

O modelo *EFGH* não pode ser aplicado diretamente para faltas em pontos posteriores ao reator. Estabelecendo um ponto de medição virtual em seu ponto de derivação (Y), se a impedância vista pela unidade de detecção for maior que a impedância de sequência positiva do trecho entre o relé e Y (Z_{aY}), a tensão e a corrente vistas na barra do relé podem ser referidas a Y, da forma:

$$\begin{cases} V_{Y0} = \cosh(\gamma_0 0,5\ell)V_{a0} - Z_{C0}\sinh(\gamma_0 0,5\ell)I_{a0} \\ V_{Y1} = \cosh(\gamma_1 0,5\ell)V_{a1} - Z_{C1}\sinh(\gamma_1 0,5\ell)I_{a1} \\ V_{Y2} = \cosh(\gamma_1 0,5\ell)V_{a2} - Z_{C1}\sinh(\gamma_1 0,5\ell)I_{a2} \end{cases} \quad (3.10)$$

$$\begin{cases} I_{aY0} = -Y_{C0}\sinh(\gamma_0 0,5\ell)V_{a0} + \cosh(\gamma_0 0,5\ell)I_{a0} \\ I_{aY1} = -Y_{C1}\sinh(\gamma_1 0,5\ell)V_{a1} + \cosh(\gamma_1 0,5\ell)I_{a1} \\ I_{aY2} = -Y_{C1}\sinh(\gamma_1 0,5\ell)V_{a2} + \cosh(\gamma_1 0,5\ell)I_{a2} \end{cases} \quad (3.11)$$

Por conseguinte, I_{YF} é obtida subtraindo de I_{aY} a corrente do reator I_Y , calculada pela razão entre V_Y e a reatância indutiva do reator (X):

$$\begin{cases} I_{YF0} = I_{aY0} - \frac{V_{Y0}}{X_0} \\ I_{YF1} = I_{aY1} - \frac{V_{Y1}}{X_1} \\ I_{YF2} = I_{aY2} - \frac{V_{Y2}}{X_2} \end{cases} \quad (3.12)$$

A impedância de sequência positiva do trecho entre Y e o ponto de falta é obtida por:

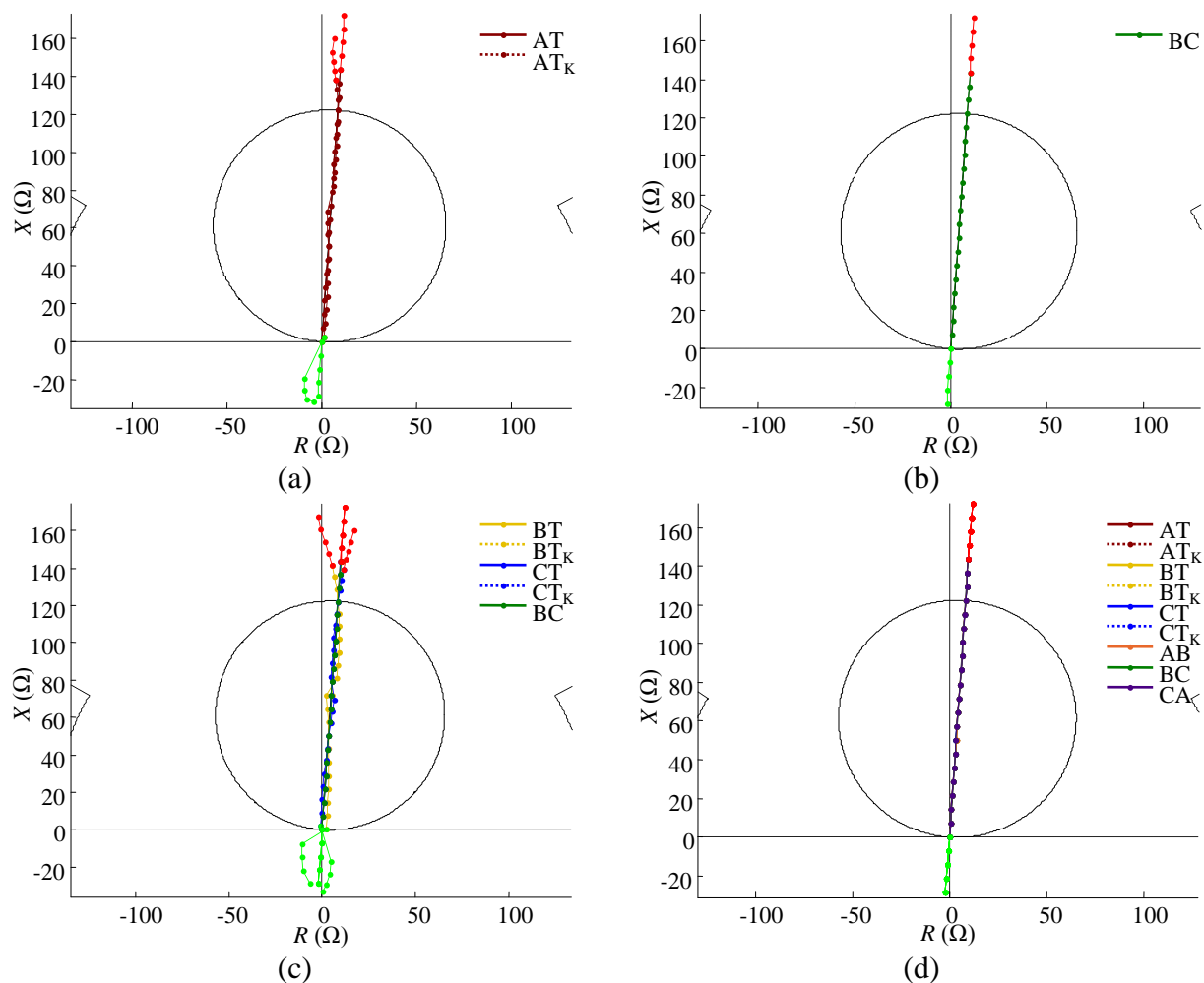
$$\begin{cases} Z_{YF\varphi\varphi} = \frac{V_{Y\varphi\varphi}}{I_{YF\varphi\varphi}} \therefore Z_{YF\varphi\varphi}^* = \frac{Z_1}{\gamma_1} \operatorname{tgh}^{-1} \left(\frac{Z_{YF\varphi\varphi}}{Z_{C1}} \right) \\ Z_{YF\varphi n} = \frac{V_{Y\varphi n} + k_V V_{Y\varphi n0}}{I_{YF\varphi n} + 3k_I I_{YF\varphi n0}} \therefore Z_{YF\varphi n}^* = \frac{Z_1}{\gamma_1} \operatorname{tgh}^{-1} \left(\frac{Z_{YF\varphi n}}{Z_{C1}} \right) \end{cases} \quad (3.13)$$

Enfim, a impedância de sequência positiva do trecho entre o relé e o ponto de falta, tendo o efeito do reator sido filtrado, é dada por:

$$\begin{cases} Z_{R\varphi\varphi}^* = Z_{aY\varphi\varphi} + Z_{YF\varphi\varphi}^* \\ Z_{R\varphi n}^* = Z_{aY\varphi n} + Z_{YF\varphi n}^* \end{cases} \quad (3.14)$$

Na Figura 3.29 são exibidas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional para linhas compensadas que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito simulado. Os parâmetros k_1 e k_2 foram calculados para as localizações exatas dos defeitos (curvas de linha contínua) e assumidos constantes, calculados considerando a falta distante do relé 35% da extensão da LT longa (curvas de linha pontilhada). Os desvios em relação a xZ_1 observados na Figura 3.23 para as impedâncias vistas pelas unidades de fase e pelas unidades de terra com k_1 e k_2 exatos são plenamente corrigidos. Já as impedâncias vistas pelas unidades de terra com k_1 e k_2 constantes apresentam deslocamentos (exceto para defeitos ABCT), sendo esses reduzidos nas proximidades de $0,35 \ell_{3-7}$ e da fronteira da característica de operação ($0,85 \ell_{3-7}$), respectivamente para faltas aplicadas em pontos anteriores e posteriores ao reator, tendo as curvas das impedâncias aparentes boa adaptabilidade Z_L .

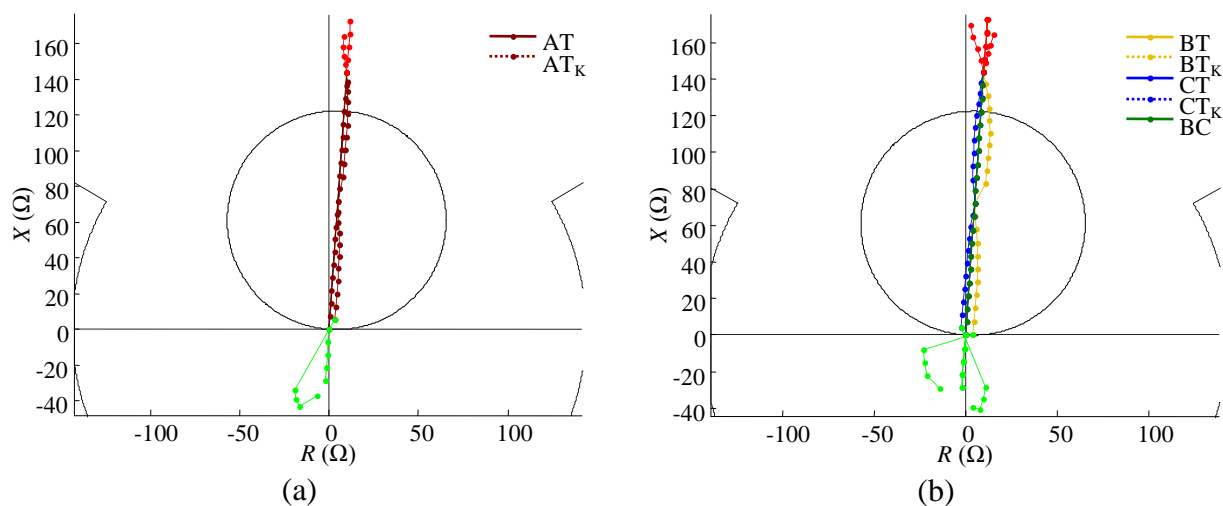
Figura 3.29 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional para linhas compensadas que deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC, (c) BCT e (d) ABCT



Fonte: Dados da pesquisa

Caso tais parâmetros tivessem sido calculados considerando a falta a $0,5 \ell_{3-7}$, uma maior precisão seria observada para impedâncias aparentes vistas para defeitos nas adjacências do meio e do final da linha, conforme se evidencia na Figura 3.30. Nota-se também desvios levemente mais acentuados ao longo das curvas, decorrentes do comportamento mais divergente de k_1 e k_2 nas proximidades do extremo receptor, como averiguado na Figura 3.11, além de um afastamento em relação à origem do plano R - X para impedâncias vistas pelas unidades AT_k e CT_k para faltas em trechos próximos ao extremo emissor. Enfim, para ambas as escolhas do ponto de cálculo de tais parâmetros são alcançados desempenhos aceitáveis.

Figura 3.30 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional para linhas compensadas que deveriam operar para faltas (a) AT e (b) BCT



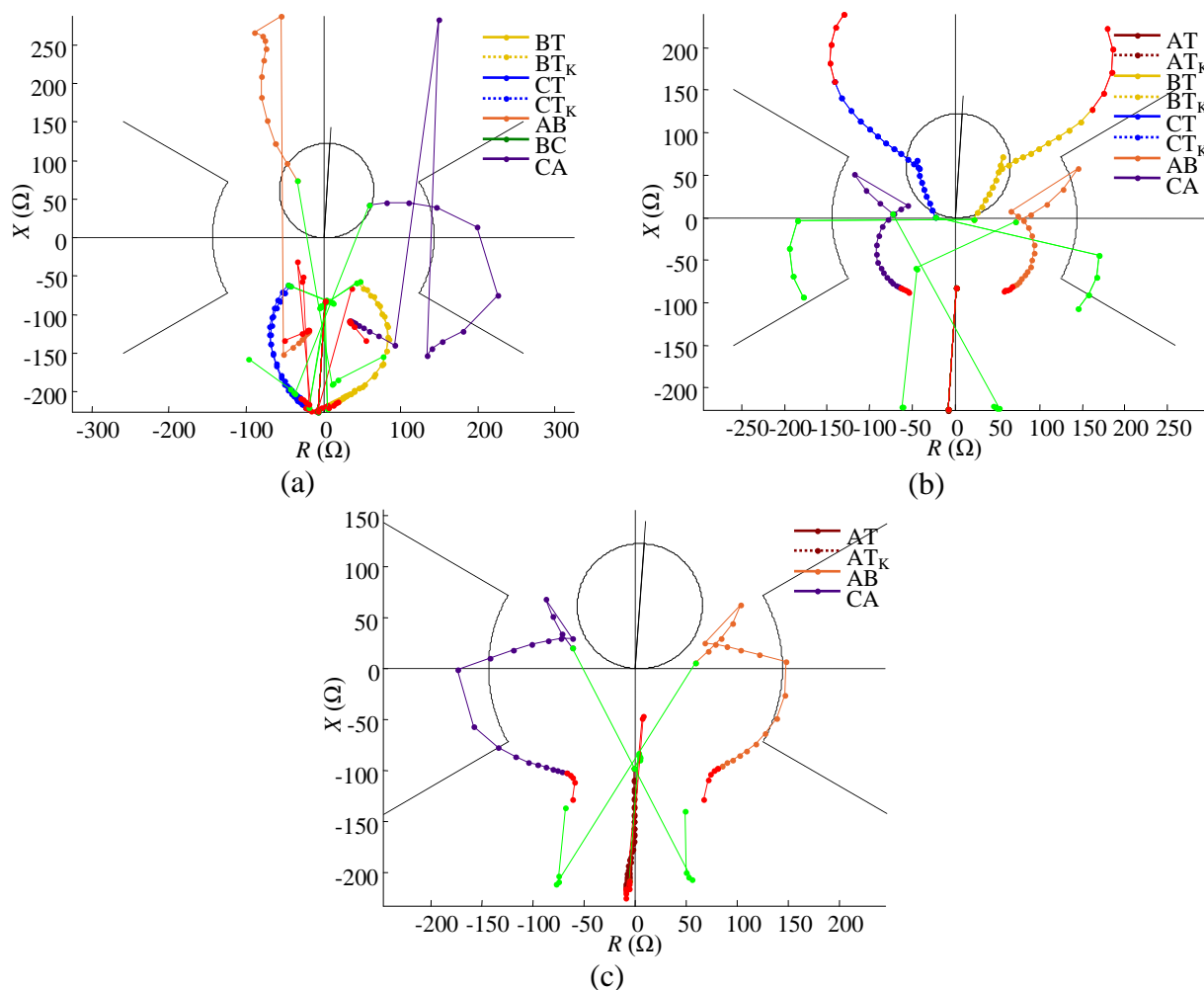
Fonte: Dados da pesquisa

A consideração de um ponto posterior ao de ligação do reator para o cálculo de k_1 e k_2 promoveria desvios mais expressivos tanto para impedâncias não corrigidas, quanto para impedâncias corrigidas – sendo para estas o equivalente a se considerar um ponto posterior ao extremo receptor da LT.

Na Figura 3.31 são mostradas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional para linhas compensadas que não deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT. Os parâmetros k_1 e k_2 foram calculados para as localizações exatas dos defeitos e admitidos constantes para falta a 35% de ℓ_{3-7} . São vistas dentro da característica de operação impedâncias das unidades AB e CA para faltas AT, e das unidades BT e CT para faltas BC.

O critério utilizado para a tomada de decisão quanto a corrigir ou não as impedâncias aparentes é de suma importância para o desempenho apropriado do relé. A consideração da parte resistiva quando de comparações com Z_{aY} aproxima da característica de operação – em alguns casos o suficiente para adentrá-la – impedâncias vistas por unidades que não deveriam operar, ao passo que a comparação de módulos de reatâncias leva o relé à operação para impedâncias vistas na zona reversa. Destarte, foram obtidos resultados mais consistentes com a adoção do critério de comparação de reatâncias.

Figura 3.31 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional para linhas compensadas que não deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC e (c) BCT

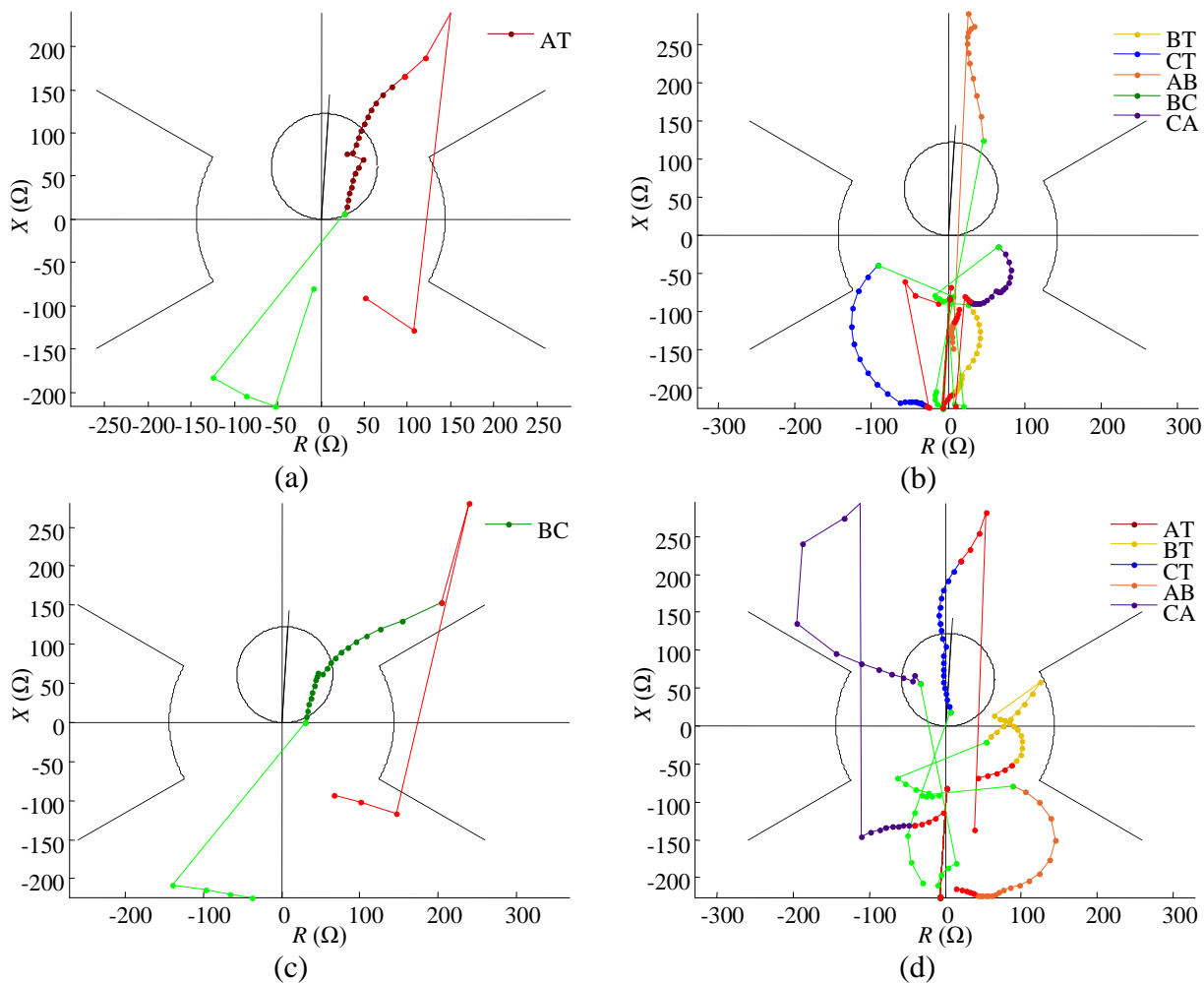


Fonte: Dados da pesquisa

3.2.2.1 Variação da resistência de falta

Na Figura 3.32 são expostas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional para linhas compensadas, com k_1 e k_2 constantes para falta a 35% de ℓ_{3-7} , que deveriam e que não deveriam operar para curtos-circuitos AT e BC com resistências de falta iguais a 50 e 25 Ω , respectivamente. Para ambos os tipos de falta, as unidades que deveriam operar subalcançam trechos significativos da LT. Com relação às unidades que não deveriam operar, são vistas na característica de operação impedâncias das unidades CT e CA para faltas BC.

Figura 3.32 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional para linhas compensadas que (a) (c) deveriam e que (b) (d) não deveriam operar para faltas AT e BC



Fonte: Dados da pesquisa

Essas análises demonstram a necessidade de uma adequação do esquema de proteção para que sejam obtidos desempenhos satisfatórios também em casos de defeitos com elevados valores de R_F .

CAPÍTULO 4

PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO EXTRA LONGAS

Neste capítulo é realizada uma avaliação da eficácia da aplicação da proteção de distância convencional e não convencional em uma linha de transmissão de pouco mais de meio comprimento de onda. Analisa-se o comportamento das tensões e correntes frente a curtos-circuitos ao longo da linha e a sensibilidade da proteção de distância não convencional em relação ao carregamento pré-falta, à R_F e à SIR, para casos de k_1 e k_2 calculados para as localizações exatas dos defeitos e admitidos constantes. A priori, é verificado o comportamento de tal LT para condições operativas diversas.

4.1 Análise do comportamento de uma linha de transmissão de pouco mais de meia onda

Para LTs longas de comprimento superior a 1450 km, a compensação por capacitores série e reatores em derivação é mais dispendiosa do que a transformação em linhas de meia onda (HUBERT; GENT, 1965).

O comprimento de onda (λ) é definido como a distância entre dois pontos da onda senoidal, no sentido de sua propagação, defasados de 2π radianos, ou seja:

$$\lambda = \frac{2\pi}{\beta} = \frac{v}{f} \quad (4.1)$$

sendo v a velocidade de propagação ou celeridade.

Denomina-se comprimento elétrico (θ) a relação entre a extensão da LT em radianos e o comprimento de onda, da forma:

$$\theta = \frac{2\pi\ell}{\lambda} = \beta\ell \quad (4.2)$$

Tem-se em exato meio comprimento de onda um ponto de singularidade. Visto que uma redução da frequência acarreta um aumento do comprimento de onda, pequenos incrementos de carga poderiam levar o sistema à operação no 2º quadrante, naturalmente instável. Portanto, é recomendável que a LT tenha um comprimento elétrico de aproximadamente 190°, o que garante uma margem suficiente de segurança (HUBERT; GENT, 1965).

Em uma LT ideal, as perdas no condutor e no solo são desprezadas ($R = G = 0$). Dessa forma:

$$v = \lambda f = \frac{\omega}{\beta} = \frac{\omega}{\omega\sqrt{L_{ext}C}} = \frac{1}{\sqrt{\mu_0\epsilon_0}} \approx c \quad (4.3)$$

em que c é a velocidade de propagação da luz no vácuo (GLOVER; SARMA; OVERBYE, 2012). Logo, na frequência industrial de 60 Hz, o comprimento de onda é da ordem de 5000 km.

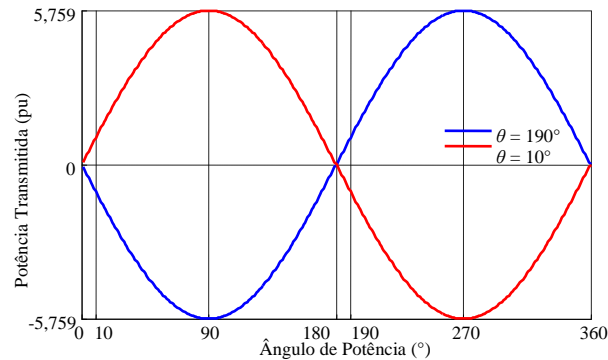
Ademais, quando de perdas nulas, o módulo das tensões nos terminais emissor e receptor é equivalente ao módulo da tensão nominal, de forma que a potência ativa transmitida pode ser obtida por:

$$P = \frac{|V_E||V_R|}{Z_C \text{sen}(\theta)} \text{sen}(\delta) = \frac{|V_N|^2}{Z_0} \frac{\text{sen}(\delta)}{\text{sen}(\theta)} = P_0 \frac{\text{sen}(\delta)}{\text{sen}(\theta)} \quad (4.4)$$

na qual δ é o ângulo de potência, definido pela diferença angular entre as tensões terminais da linha (KUNDUR, 1994).

Na Figura 4.1 é exibido o perfil da potência ativa transmitida em função do ângulo de potência para LTs de comprimentos elétricos iguais a 10 e 190°.

Figura 4.1 – Potência ativa transmitida em função da diferença angular entre os terminais

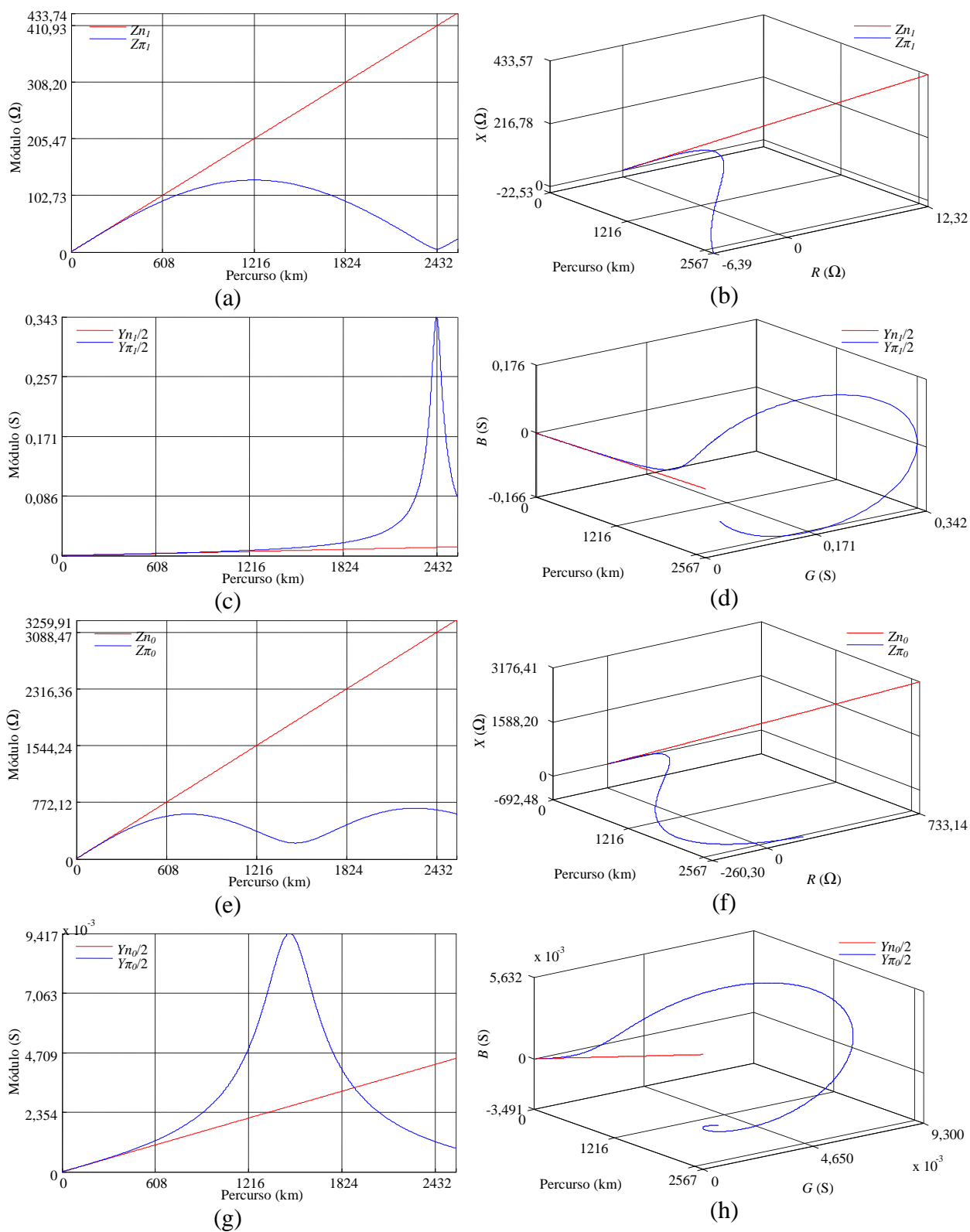


Fonte: Dados da pesquisa

Observa-se que, para uma linha de comprimento elétrico igual a 190° , a derivada da potência ativa transmitida em relação ao ângulo de potência na vizinhança de 180° é positiva – o que propicia uma estabilidade eletromecânica natural –, tal qual para uma LT de comprimento elétrico igual a 10° , com ângulo de potência considerado na região próxima de 0° .

Conforme demonstrado na Figura 3.6, as impedâncias e admitâncias equivalentes divergem significativamente das impedâncias e admitâncias nominais com o aumento do percurso em linhas longas, não obstante, uma LT de $\lambda/2^+$ possui características peculiares. Na Figura 4.2 são apresentados os perfis dos módulos e das partes real e imaginária dos parâmetros sequenciais dos modelos π nominal e π equivalente ao longo de $\lambda/2^+$. Foram considerados os parâmetros unitários propostos por Dias et al. (2011). Ao se analisar a figura, é verificado que o módulo de $Z_{\pi l}$ varia inversamente com o aumento do percurso para distâncias de $\lambda/4$ a $\lambda/2$. Por conseguinte, observa-se para uma LT de 190° elétricos uma impedância de módulo equiparável ao de uma LT de 10° elétricos, diferindo apenas em decorrência das perdas. Tal particularidade proporciona à LT um aumento natural de sua capacidade de transmissão, não se fazendo necessária a utilização de compensação série. Já o módulo de $Y_{\pi l}/2$ possui uma derivada máxima nas proximidades de $\lambda/2$, ponto no qual é atingido um pico de valor bastante proeminente em relação aos constatados para distâncias inferiores. Os parâmetros de sequência zero se comportam analogamente, possuindo um comprimento de onda menor e perdas mais pronunciadas. O pico de $Y_{\pi 0}/2$ é substancialmente menor que o do parâmetro de sequência positiva.

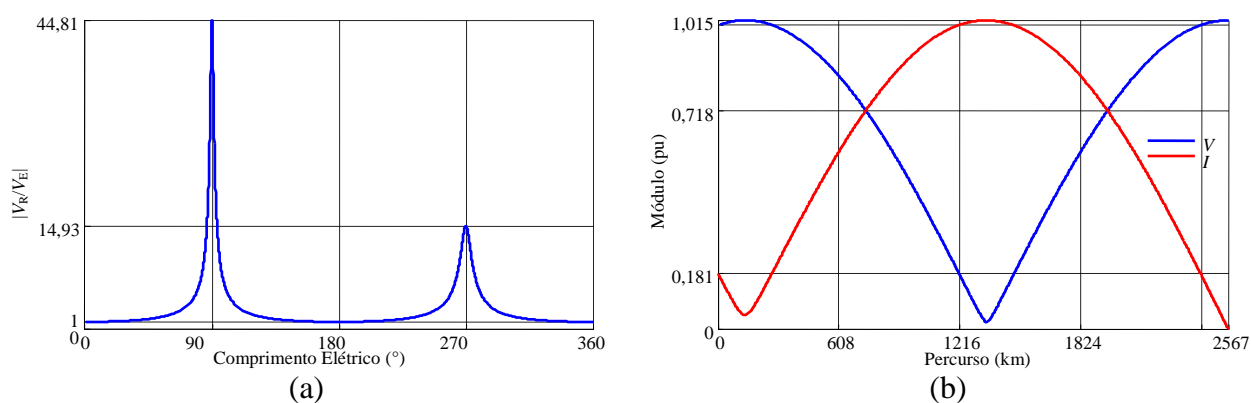
Figura 4.2 – Perfis dos (a) (c) (e) (g) módulos e das partes (b) (d) (f) (h) real e imaginária dos parâmetros sequenciais dos modelos π nominal e π equivalente ao longo de $\lambda/2^+$



Fonte: Dados da pesquisa

Considerando a tensão no terminal emissor fixa em 1 pu com fase 0° , na Figura 4.3a é mostrado o ganho de tensão para LTs de até 360° elétricos de comprimento com o terminal receptor aberto, ao passo que a Figura 4.3b expõe os perfis de tensão e corrente de uma LT de $\lambda/2^+$ isolada, alimentada por um barramento infinito e em regime permanente para operação em vazio.

Figura 4.3 – Perfis do (a) ganho de tensão e de (b) tensão e corrente para LT de $\lambda/2^+$ operando em vazio

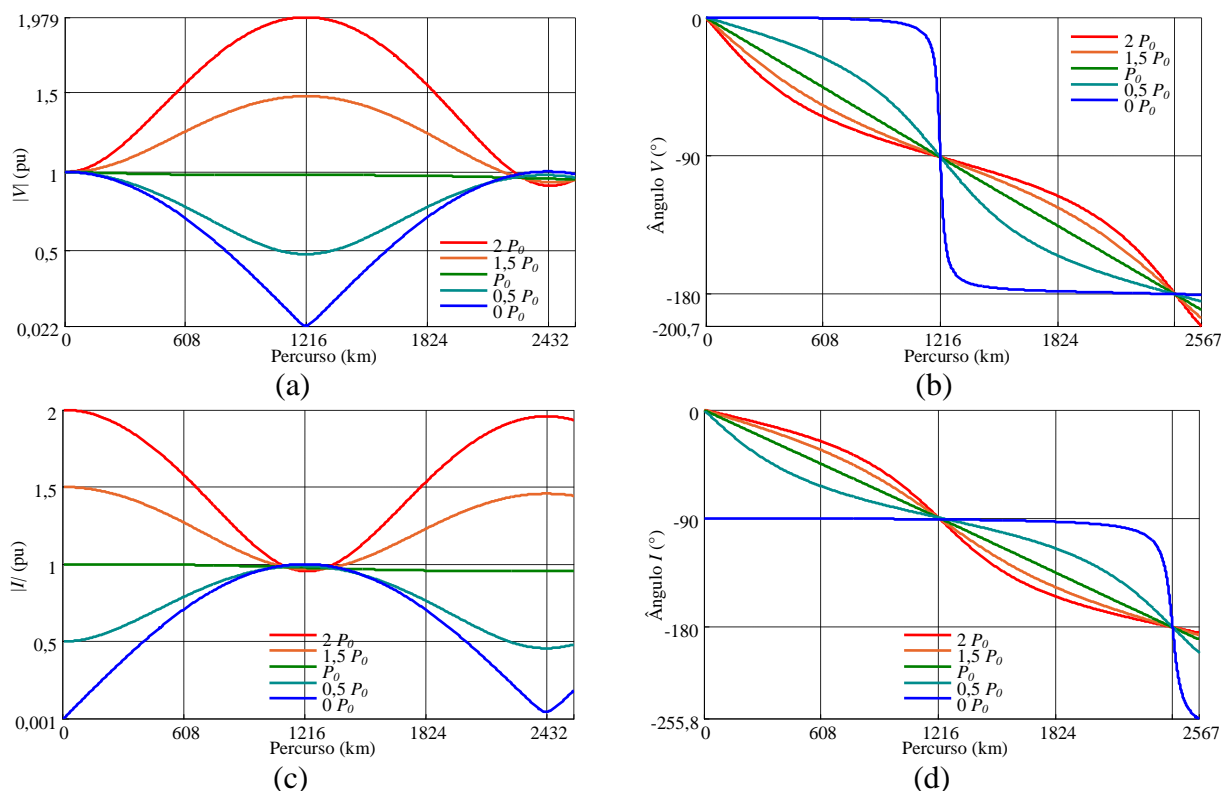


Fonte: Dados da pesquisa

Certifica-se de que o ganho de tensão varia diretamente com a extensão da linha até 90° elétricos, comprimento a partir do qual o efeito Ferranti se torna cada vez menos pronunciado até se anular em 180° elétricos, quando o padrão do semiciclo se repete. Dessa forma, quando de operação em vazio, são observadas para uma LT de $\lambda/2^+$ elevações de tensão no terminal receptor equivalentes às de uma linha curta, não se fazendo necessária a utilização de compensação em derivação. Nota-se também uma corrente de carga reduzida, o que cancela o problema de auto-excitação de geradores (FUCHS, 1977).

A Figura 4.4 exhibe os perfis dos módulos e dos ângulos de tensão e corrente ao longo de uma LT $\lambda/2^+$ para diferentes níveis de potência injetada no terminal emissor com fator de potência unitário.

Figura 4.4 – Perfis dos (a) (c) módulos e dos (b) (d) ângulos de tensão e corrente ao longo de uma LT de $\lambda/2^+$ para diferentes condições de carregamento



Fonte: Dados da pesquisa

Constata-se que, independentemente do carregamento, as grandezas no extremo emissor e em $\lambda/2$ são proporcionais em módulo – com atenuações resultantes de perdas – e contrárias em fase. Verifica-se também uma proporcionalidade entre os módulos de tensão em $\lambda/4$ e os de corrente em $\lambda/2$, da mesma forma que entre os módulos de corrente em $\lambda/4$ e os de tensão em $\lambda/2$. Como a tensão no terminal emissor foi fixada em 1 pu, são observadas magnitudes equiparáveis para as tensões em $\lambda/2$, assim como para as correntes em $\lambda/4$. Do mesmo modo, ao se variar o carregamento no terminal emissor, varia-se proporcionalmente a corrente no terminal receptor e, por conseguinte, a tensão em $\lambda/4$. Logo, quando de carregamentos superiores à potência natural, são vistas sobretensões nas proximidades de $\lambda/4$, o que exige uma adequação do nível de isolamento. Já para carregamentos inferiores à potência natural, a tensão em $\lambda/4$ é reduzida enquanto a corrente se mantém com magnitude próxima a 1 pu, o que eleva as perdas. Destarte, é ideal que se opere uma LT de $\lambda/2^+$ com potência natural, já que nessa condição é observado um perfil plano tanto para a tensão quanto para a corrente.

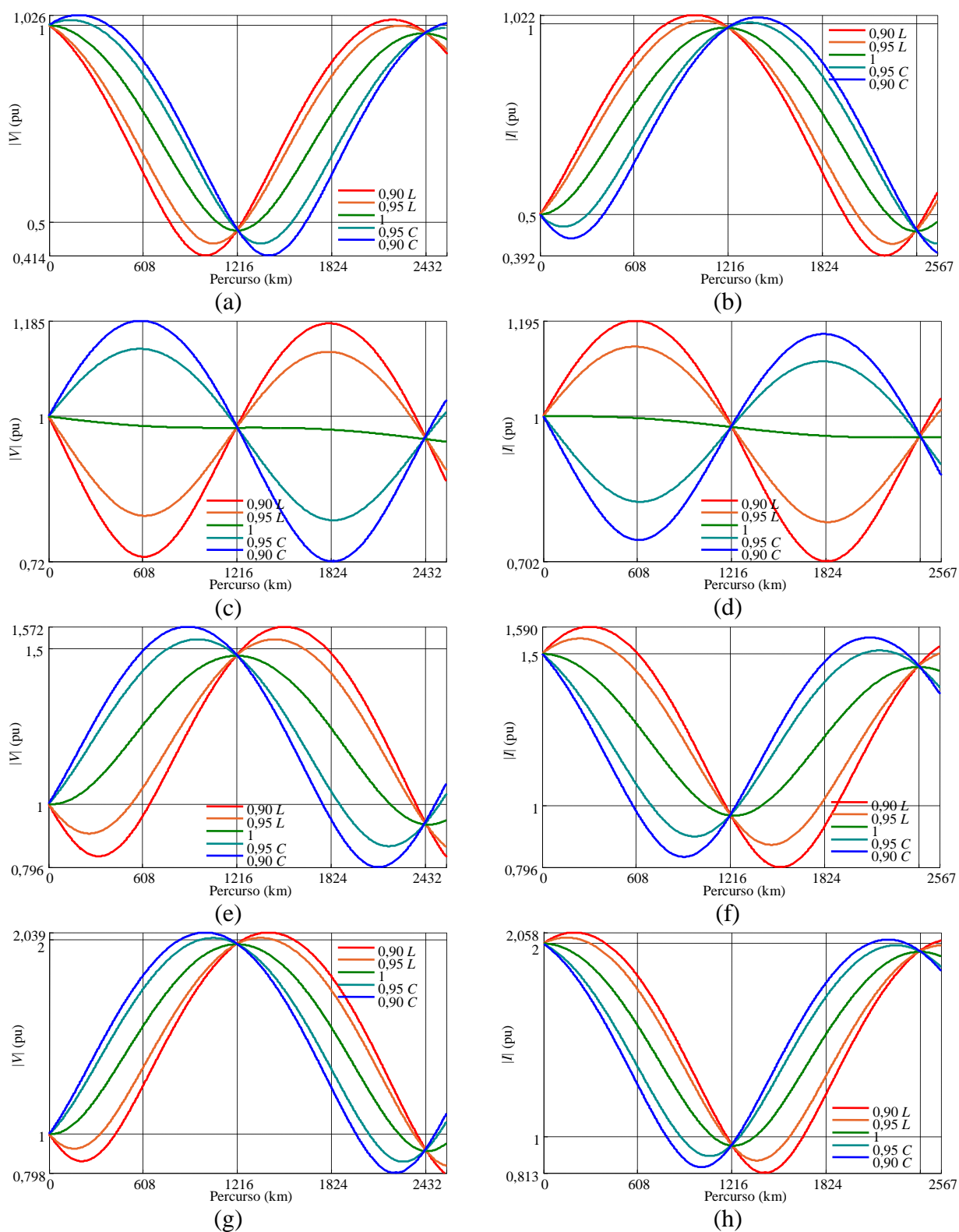
Percebe-se também, em virtude do comportamento dos ângulos de tensão e corrente, um equilíbrio entre a geração e o consumo de potência reativa em $\lambda/2$.

O transporte de potência reativa em linhas longas não é recomendado, por causa das perdas de energia e dos problemas de regulação de tensão que este provoca (FUCHS, 1977). A fim de se averiguar tal influência em uma LT de $\lambda/2^+$, na Figura 4.5 são apresentados os perfis dos módulos de tensão e corrente para diferentes níveis de potência injetada no terminal emissor com fator de potência (FP) variável. Nota-se que as relações de proporcionalidade descritas quando de variação de carregamento com fator de potência unitário são insensíveis à variação do fator de potência. Até $\lambda/4$, fatores de potência indutivos acarretam sobrecorrentes e subtensões, ao passo que fatores de potência capacitivos provocam sobretensões e subcorrentes. De $\lambda/4$ a $\lambda/2$ tais comportamentos são invertidos, sendo que, a partir de $\lambda/2$, os padrões do semiciclo se repetem. Verifica-se uma simetria entre os fatores de potência opostos, com picos em múltiplos de $\lambda/8$ para carregamento igual a P_0 .

Como já explanado, carregamentos inferiores à potência natural ocasionam quedas de tensão proporcionais em $\lambda/4$, o que eleva significativamente as perdas, posto que a corrente se mantém em torno de 1 pu nesse ponto. Uma alternativa para a minimização de tais perdas pode ser a utilização de autotransformadores com *taps* variáveis em ambos os terminais da LT (VIDIGAL, 2010). A estratégia consiste de se reduzir a tensão a um nível que a potência transmitida se torne equivalente à potência natural, dada a proporcionalidade direta entre a potência natural e o quadrado da tensão, como pode ser atestado em (2.18). Assim, obtém-se um perfil plano para as grandezas e as perdas são minimizadas.

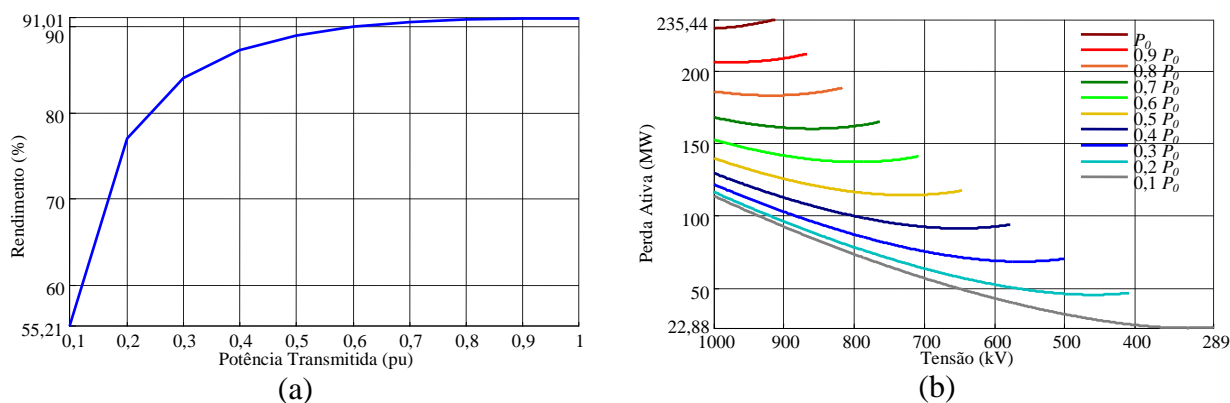
Na Figura 4.6a é mostrado o rendimento – relação entre a potência ativa nos terminais receptor e emissor – para uma LT de $\lambda/2^+$ transmitindo potências de 1 a $0,1 P_0$, com passo de $0,1 P_0$. A Figura 4.6b exhibe a variação das perdas por fase – diferença entre a potência ativa nos terminais emissor e receptor – em relação à redução da tensão de 1000 kV ao nível correspondente a $1,2 P_0$ para carregamentos equivalentes aos da Figura 4.6a, com passo de 1 kV. Observa-se um rendimento muito baixo para carregamentos muito inferiores à potência natural. Constata-se também que a redução da tensão é eficaz quanto à minimização das perdas apenas quando essa se dá até um nível em que a relação entre a potência transmitida e a potência natural se torna unitária (pontos de mínimo nas curvas), de forma que reduções maiores de tensão acarretam potências transmitidas maiores que a natural e, conseqüentemente, maiores perdas.

Figura 4.5 – Perfis dos módulos de tensão e corrente ao longo de uma LT de $\lambda/2^+$ para carregamentos iguais a (a) (b) 0,5, (c) (d) 1, (e) (f) 1,5 e (g) (h) $2 P_0$, com FP variável



Fonte: Dados da pesquisa

Figura 4.6 – Variação (a) do rendimento e (b) das perdas ativas por fase em relação à redução da tensão para carregamentos inferiores a P_0



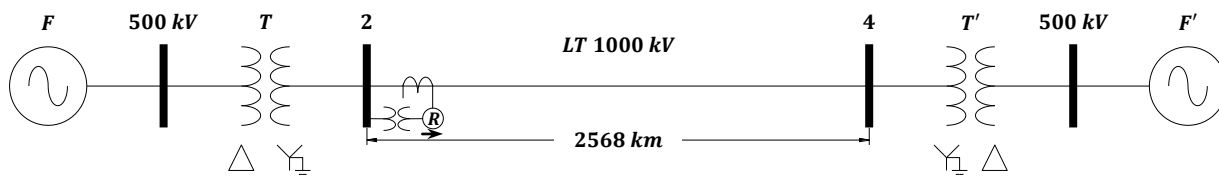
Fonte: Dados da pesquisa

Como exemplo, para uma potência transmitida igual a $0,1 P_0$ ao se considerar a tensão nominal, é verificado um rendimento de 55%, o qual é aumentado para 91% quando se reduz a tensão até 317 kV. Ao se reduzir a tensão até 289 kV, o rendimento cai para 90%.

4.2 Proteção de distância em uma linha de transmissão de pouco mais de meia onda

Considera-se uma LT trifásica em corrente alternada de $\lambda/2^+$, perfeitamente transposta, em RPS de 60 Hz, e que existem somente tensões e correntes simétricas de sequência positiva de fases. O diagrama unifilar do sistema modelado é ilustrado na Figura 4.7.

Figura 4.7 – Diagrama unifilar do sistema



Fonte: Elaborada pelo autor

Devido a não existirem LTs de $\lambda/2^+$ em operação no mundo, foram adotados os parâmetros resultantes das configurações de geometria de torres e de feixes de condutores propostas por Dias et al. (2011).

Utilizou-se para as fontes F e F' os equivalentes de Thévenin nas barras Coletora Porto Velho e Araraquara 2 (pontos de conexão do Linhão do Madeira, que interliga o complexo do Madeira à região Sudeste), respectivamente, tendo sido obtidos do caso Aspen convertido a partir do caso base ONS BR1406A.ANA (2014).

Bancos de cinco transformadores de 2000 MVA cada – dada a potência natural da LT de 7645,5 MW – tiveram seus parâmetros baseados em Dias et al. (2011).

Os parâmetros do sistema são detalhados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Parâmetros do sistema

<i>Linha de Transmissão</i>			
	<i>Sequência Positiva</i>	<i>Sequência Zero</i>	
Z (Ω /km)	0,0048 + j0,1689	0,2856 + j1,2374	
Y (μ S/km)	j9,8727	j3,4873	
<i>Fontes</i>			
	<i>Sequência Positiva</i>	<i>Sequência Zero</i>	
Z_{ThF} (Ω)	0,6500 + j42,4250	0,9250 + j13,5500	
$Z_{ThF'}$ (Ω)	0,7250 + j12,9250	3,7750 + j28,4750	
<i>Transformadores</i>			
	X_T (%)	<i>Tensão</i> (kV)	<i>Potência</i> (MVA)
T	13,4	500/1000	5 x 2000
T'	13,4	500/1000	5 x 2000

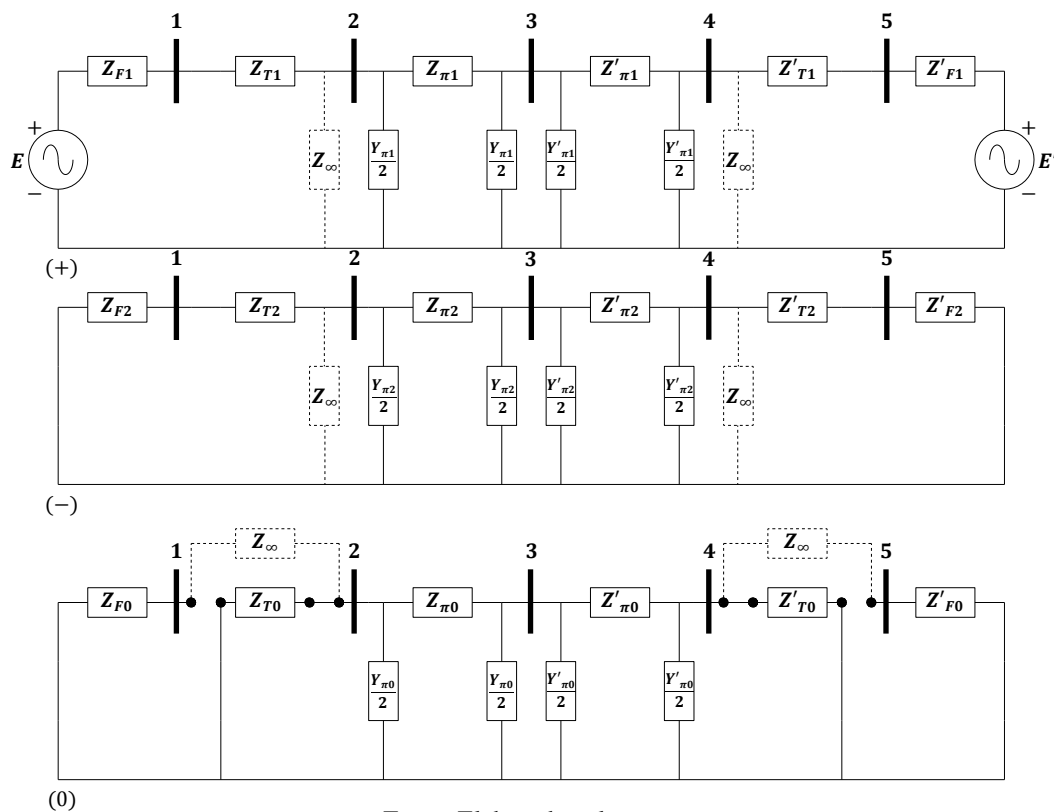
Fonte: Adaptado de DIAS et al., 2011

Em virtude da ligação delta dos transformadores e do requisito de um único grafo para as sequências positiva, negativa e zero, foram inseridos elementos de impedância infinita nos diagramas sequenciais de modo a satisfazer tal condição.

Os diagramas de impedância sequenciais e o grafo orientado associado são expostos nas Figuras 4.8 e 4.9, respectivamente. Nas análises, foi utilizada uma quantidade de circuitos π equivalentes em cascata que permitisse uma subdivisão da LT em trechos menores que 180° elétricos.

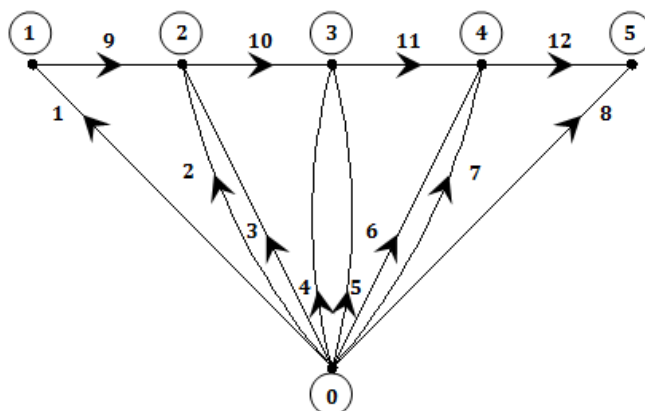
Foram simulados curtos-circuitos AT, BC, BCT e ABCT ao longo de toda a extensão da LT, com passo de 1% de meio comprimento de onda. As faltas foram aplicadas na barra 3, estando o relé instalado na barra 2. As fontes de tensão foram ajustadas para que em todos os casos a tensão pré-falta na barra do relé fosse igual a 1 pu com fase 0° , e o carregamento pré-falta fosse igual a P_0 , salvo em casos específicos.

Figura 4.8 – Diagramas de impedância de seqüência positiva, negativa e zero



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 4.9 – Grafo orientado



Fonte: Elaborada pelo autor

As análises foram realizadas em regime permanente, portanto não foram considerados os erros relativos à estimação de fasores.

As unidades de medição poligonais se adaptam melhor à característica de falta nas LTs, de forma a evitar o subbalcance quando de resistências de falta de valores elevados (PEREIRA, 2013). Adotou-se, então, uma unidade de medição de característica poligonal baseada no relé 7SA6 da Siemens, muito utilizado pelas concessionárias de energia no Brasil (SIEMENS, 2011). Tal característica é dada por um hexágono não regular definido pela intersecção de seis retas, duas do tipo direcional (D_1 e D_2) e quatro do tipo ohm (O_1 a O_4).

Para uma unidade direcional em relés eletromecânicos e estáticos, utilizando um comparador de amplitude de raio unitário com S_O e S_R de tensão, a operação se dá quando:

$$\frac{|S_O|}{|S_R|} \geq 1 \Leftrightarrow \frac{|V_R + I_R Z_N|}{|V_R - I_R Z_N|} \geq 1 \quad (4.5)$$

Dividindo S_O e S_R por I_R , e elevando os termos da inequação ao quadrado:

$$\begin{aligned} \frac{|Z_R + Z_N|}{|Z_R - Z_N|} \geq 1 &\Leftrightarrow |Z_R + Z_N|^2 \geq |Z_R - Z_N|^2 \Leftrightarrow \\ &\Leftrightarrow |Z_R|^2 + |Z_N|^2 + 2|Z_R||Z_N|\cos(\theta - \tau) \geq |Z_R|^2 + |Z_N|^2 - 2|Z_R||Z_N|\cos(\theta - \tau) \end{aligned} \quad (4.6)$$

Simplificando, fica do tipo:

$$4|Z_R||Z_N|\cos(\theta - \tau) \geq 0 \quad (4.7)$$

Dividindo os termos por $4|Z_N|$, resulta em:

$$|Z_R|\cos(\theta - \tau) \geq 0 \quad (4.8)$$

que caracteriza uma reta que passa pela origem e tem inclinação igual a $-\cotg(\tau)$.

Para uma unidade ohm, também utilizando um comparador de amplitude de raio unitário com S_O e S_R de tensão, o relé opera quando:

$$\frac{|S_O|}{|S_R|} \geq 1 \Leftrightarrow \frac{|2I_R Z_N - V_R|}{|V_R|} \geq 1 \quad (4.9)$$

Dividindo S_O e S_R por I_R , e elevando ao quadrado:

$$\frac{|2Z_N - Z_R|}{|Z_R|} \geq 1 \Leftrightarrow |2Z_N - Z_R|^2 \geq |Z_R|^2 \Leftrightarrow |Z_R|^2 + 4|Z_N|^2 - 2|Z_R||2Z_N| \cos(\theta - \tau) \geq |Z_R|^2 \quad (4.10)$$

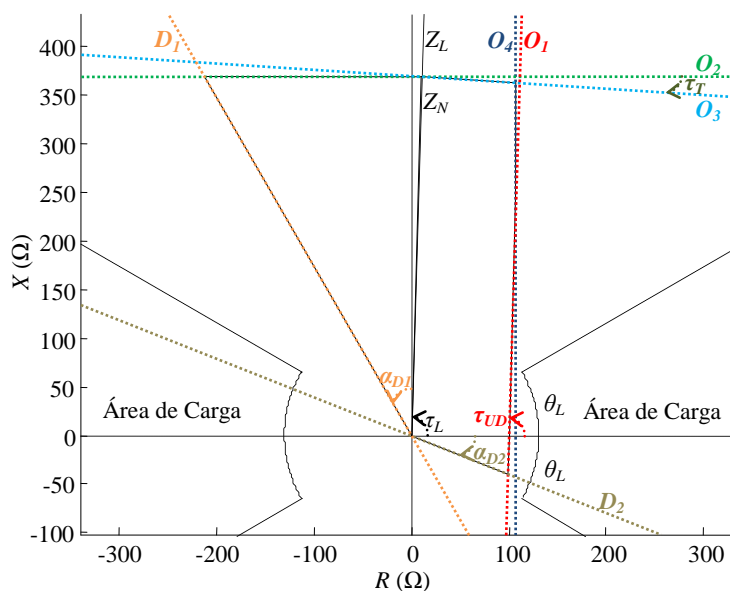
Simplificando e dividindo os termos da inequação por $4|Z_N|$, tem-se:

$$4|Z_R||Z_N| \cos(\theta - \tau) \leq 4|Z_N|^2 \Leftrightarrow |Z_R| \cos(\theta - \tau) \leq |Z_N| \quad (4.11)$$

que caracteriza uma reta distante $|Z_N|$ da origem, com inclinação igual a $-\cotg(\tau)$.

Na Figura 4.10 é ilustrada a característica de operação da zona 1 ajustada. São realizadas análises estáticas, à frente do relé, considerando Ω primários.

Figura 4.10 – Característica de operação da unidade poligonal



Fonte: Dados da pesquisa

Foi adotado um ângulo de carga (θ_L) de 30° , tendo o módulo da impedância de carga mínima sido obtido por meio de (3.5), resultando em $130,8 \Omega$.

Definiu-se Z_N com alcance de 85% de Z_L . O ângulo da unidade de distância (τ_{UD}) foi admitido como igual ao ângulo da impedância de sequência positiva do trecho protegido (τ_L), de valor $88,37^\circ$. O alcance resistivo (R_A) de 100Ω , ponto de intersecção da reta O_1 com o eixo das abscissas, foi baseado na experiência de concessionárias de energia (MARTINS, 2014).

A reta O_2 é definida pela reatância de sequência positiva do trecho protegido, de valor $368,64 \Omega$.

O ângulo de redução de zona τ_T (*tilt*), que define a inclinação da reta O_3 , foi assumido como igual a 3° .

A reta O_4 , que tem como finalidade evitar a operação do relé em condição de carga elevada normal, é definida pela resistência do *load encroachment* (R_{LE}), da forma:

$$R_{LE} = \frac{0,9V_{\varphi\varphi}}{1,1 \frac{P_{03\varphi}}{V_{\varphi\varphi}}} = 107,02\Omega \quad (4.12)$$

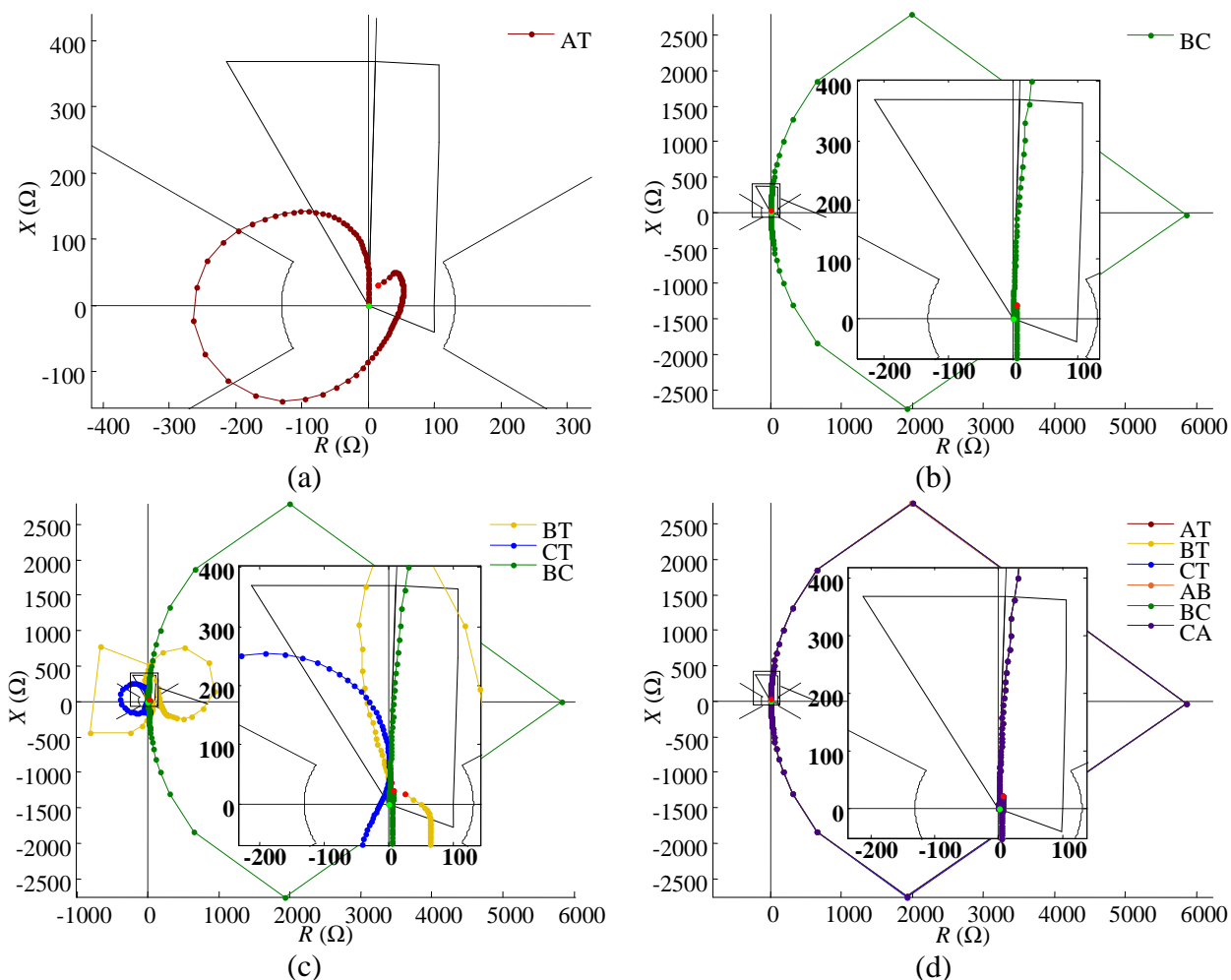
Os ângulos αD_1 e αD_2 definem as inclinações das retas D_1 e D_2 . No relé 7SA6, tais ângulos são fixos e iguais a 30° e 22° , de modo respectivo.

Percebe-se que uma unidade quadrilateral poderia ser definida pelas retas D_1 , D_2 , O_1 e O_2 .

4.2.1 Aplicação da proteção de distância convencional

As impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância convencional que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito simulado são exibidas na Figura 4.11. Para os quatro tipos de falta simulados, as unidades subalcançam trechos expressivos da LT, além de sobrealcançarem pontos posteriores ao do limite da característica de operação. Para defeitos nos trechos de 0 a 10 e de 180 a 190 graus elétricos, as unidades de fase e as unidades de terra quando de curtos-circuitos que não possuem componentes de sequência zero enxergam reatâncias equivalentes, sendo as impedâncias correspondentes distintas apenas por um deslocamento resistivo da ordem de 6Ω .

Figura 4.11 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância convencional que deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC, (c) BCT e (d) ABCT

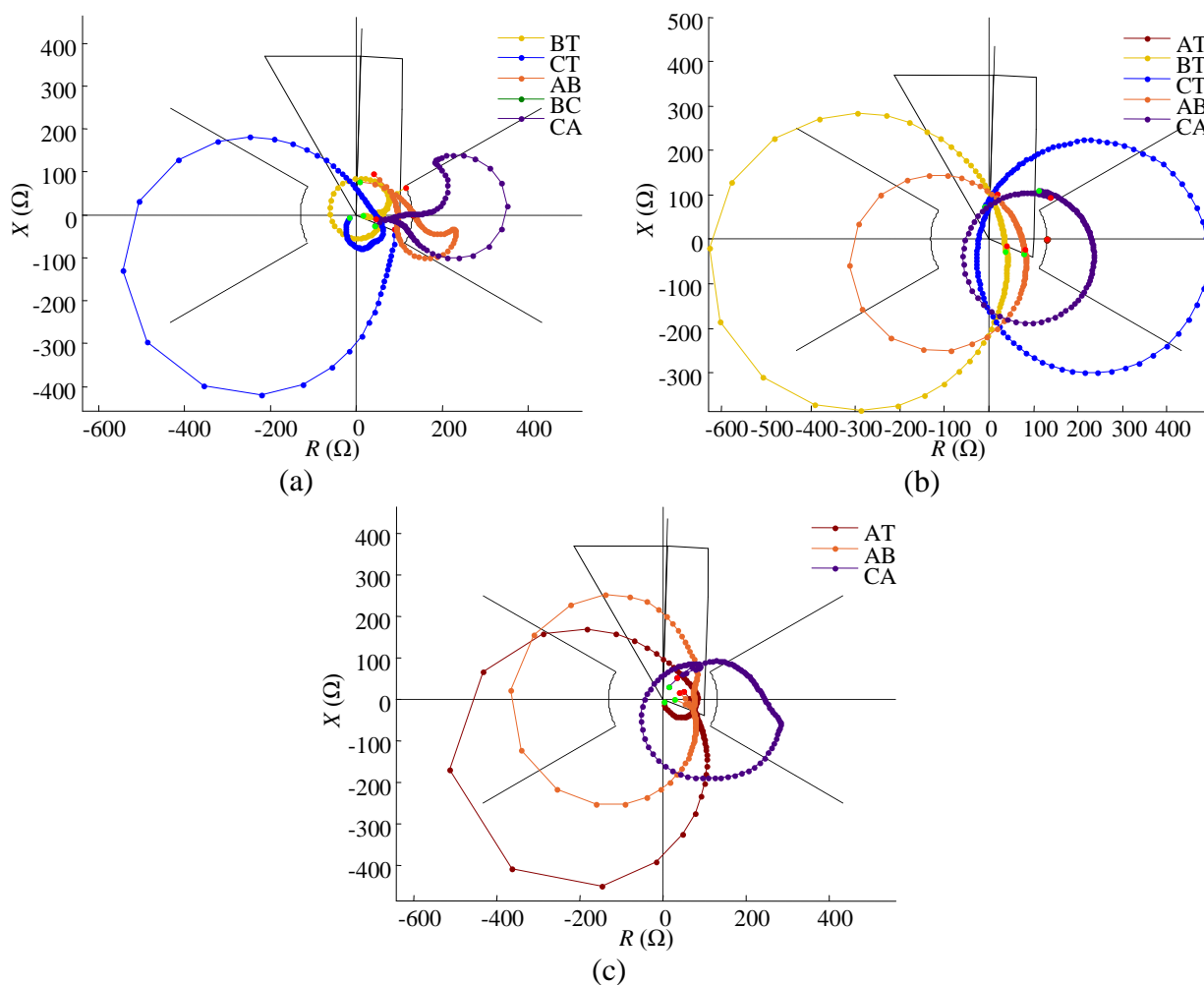


Fonte: Dados da pesquisa

Tais comportamentos claramente inviabilizam a aplicação da proteção de distância convencional em linhas de $\lambda/2^+$.

Na Figura 4.12 são mostradas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância convencional que não deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT. Com exceção das unidades AT e BC, respectivamente para faltas BC e AT, as impedâncias das unidades que não deveriam operar são vistas na característica de operação para faltas em trechos expressivos da linha – inclusive em trechos posteriores ao limite da característica de operação. À vista disso, se faz essencial a utilização de um algoritmo de seleção de fases adequado, de forma a evitar operações indevidas e a permitir religamentos monopolares.

Figura 4.12 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância convencional que não deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC e (c) BCT

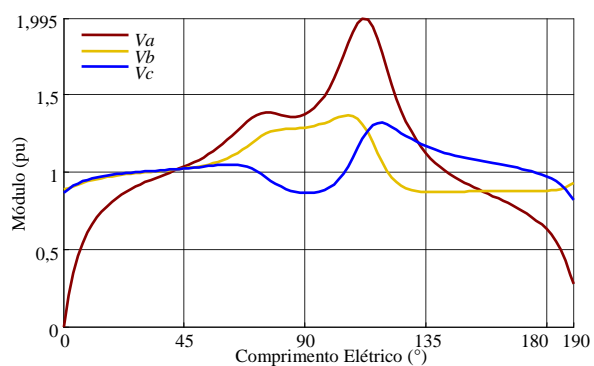


Fonte: Dados da pesquisa

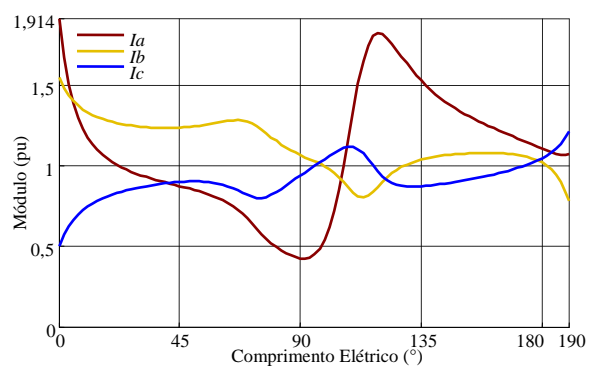
4.2.2 Análise do comportamento das tensões e correntes frente a curtos-circuitos

Assim como em situações de operação normal, são observados comportamentos peculiares para as tensões e correntes quando de defeitos em LTs de $\lambda/2^+$. Nas Figuras 4.13 e 4.14 são apresentados os perfis de tais grandezas, em componentes de fase e sequenciais, respectivamente, vistas na barra do relé para curtos-circuitos AT, BC, BCT e ABCT ao longo da linha.

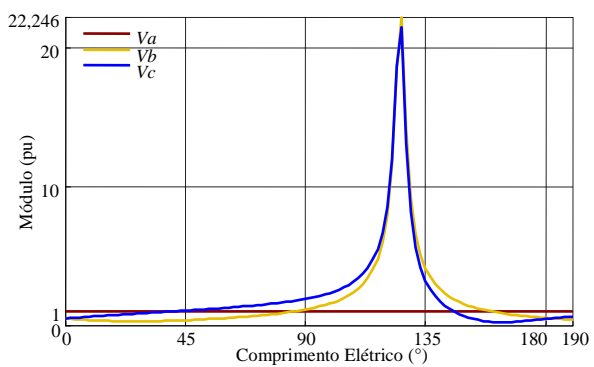
Figura 4.13 – Perfis de tensão e corrente em componentes de fase vistas na barra 2 para curtos-circuitos (a) (b) AT, (c) (d) BC, (e) (f) BCT e (g) (h) ABCT ao longo da LT



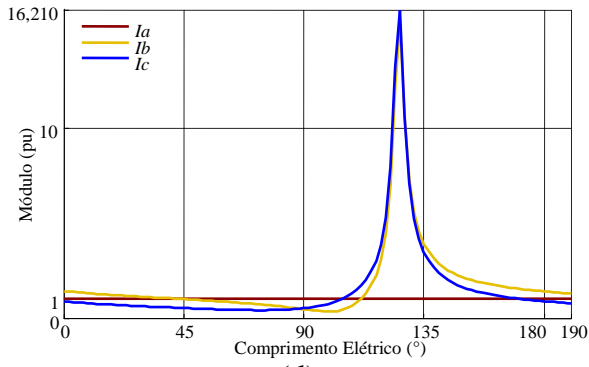
(a)



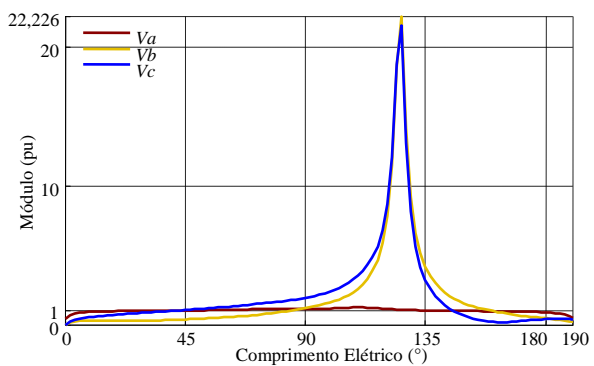
(b)



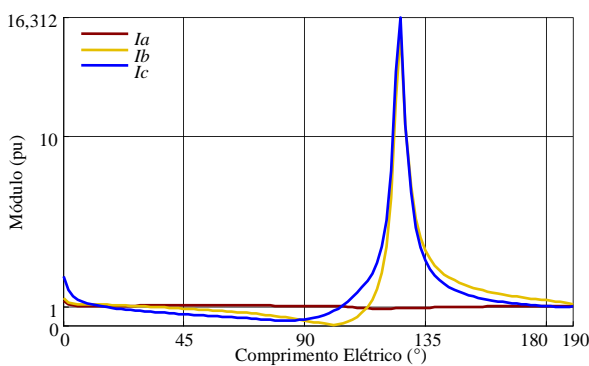
(c)



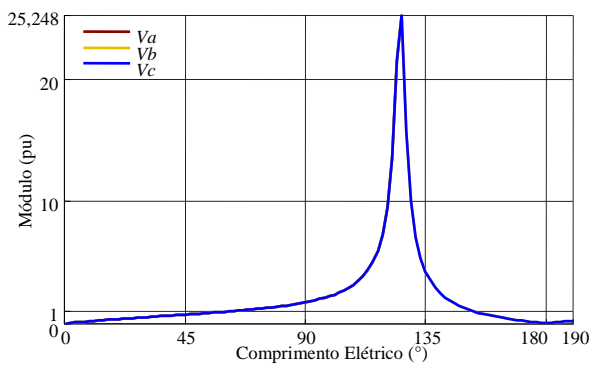
(d)



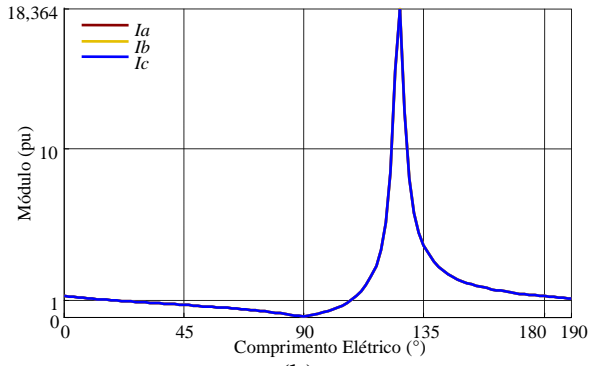
(e)



(f)



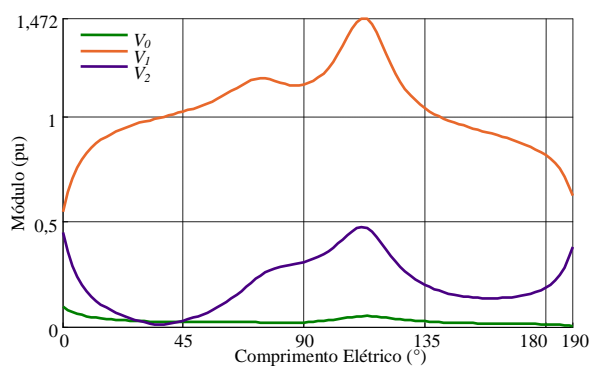
(g)



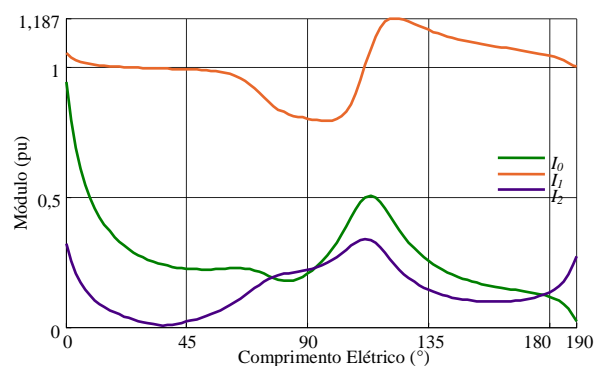
(h)

Fonte: Dados da pesquisa

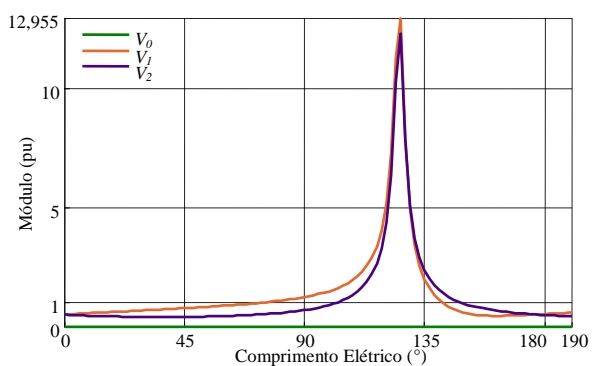
Figura 4.14 – Perfis de tensão e corrente em componentes simétricas vistas na barra 2 para curtos-circuitos (a) (b) AT, (c) (d) BC, (e) (f) BCT e (g) (h) ABCT ao longo da LT



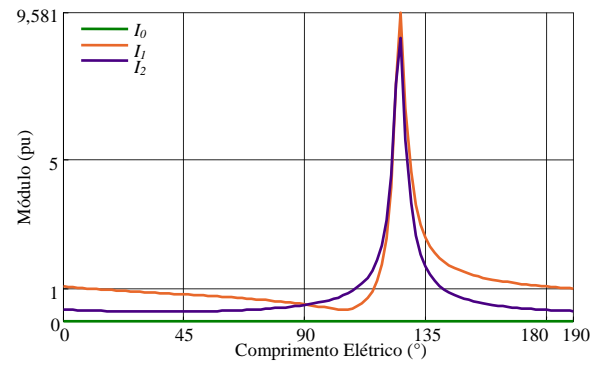
(a)



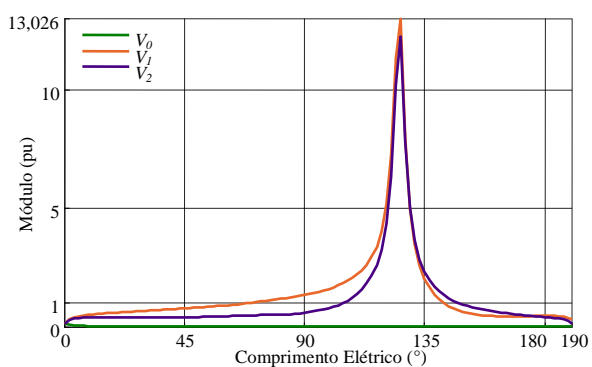
(b)



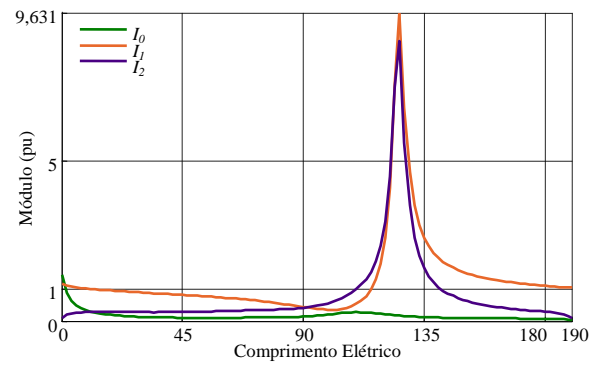
(c)



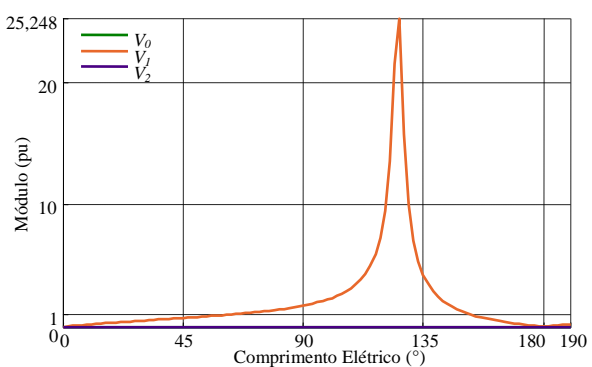
(d)



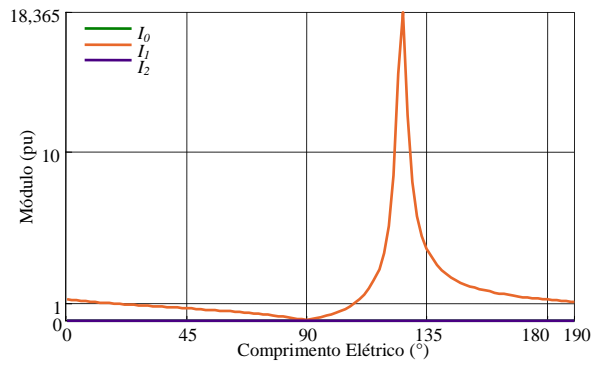
(e)



(f)



(g)



(h)

Fonte: Dados da pesquisa

Para faltas AT em um trecho considerável da LT, são vistas para a fase A tensões de valores elevados, atingindo um pico de 2 pu em $111,6^\circ$ elétricos, da mesma forma que correntes reduzidas, com um mínimo de 0,42 pu em $91,8^\circ$ elétricos. Já para faltas BC, BCT e ABCT, é verificado um ponto de ressonância em 126° elétricos, correspondentes a 1702,8 km, no qual tensões e correntes das fases envolvidas e dos modos aéreos – com exceção das grandezas de sequência negativa para faltas ABCT – atingem valores bastante elevados. Nota-se também correntes de módulos drasticamente reduzidos em $99, 100,8$ e 90° elétricos, respectivamente para a fase B quando de faltas BC (0,35 pu) e BCT (0,04 pu), e para as três fases quando de curtos-circuitos trifásicos para a terra (0,04 pu). Nos casos de faltas BC e ABCT, são percebidas grandezas de módulos equivalentes em 0 e 180° elétricos.

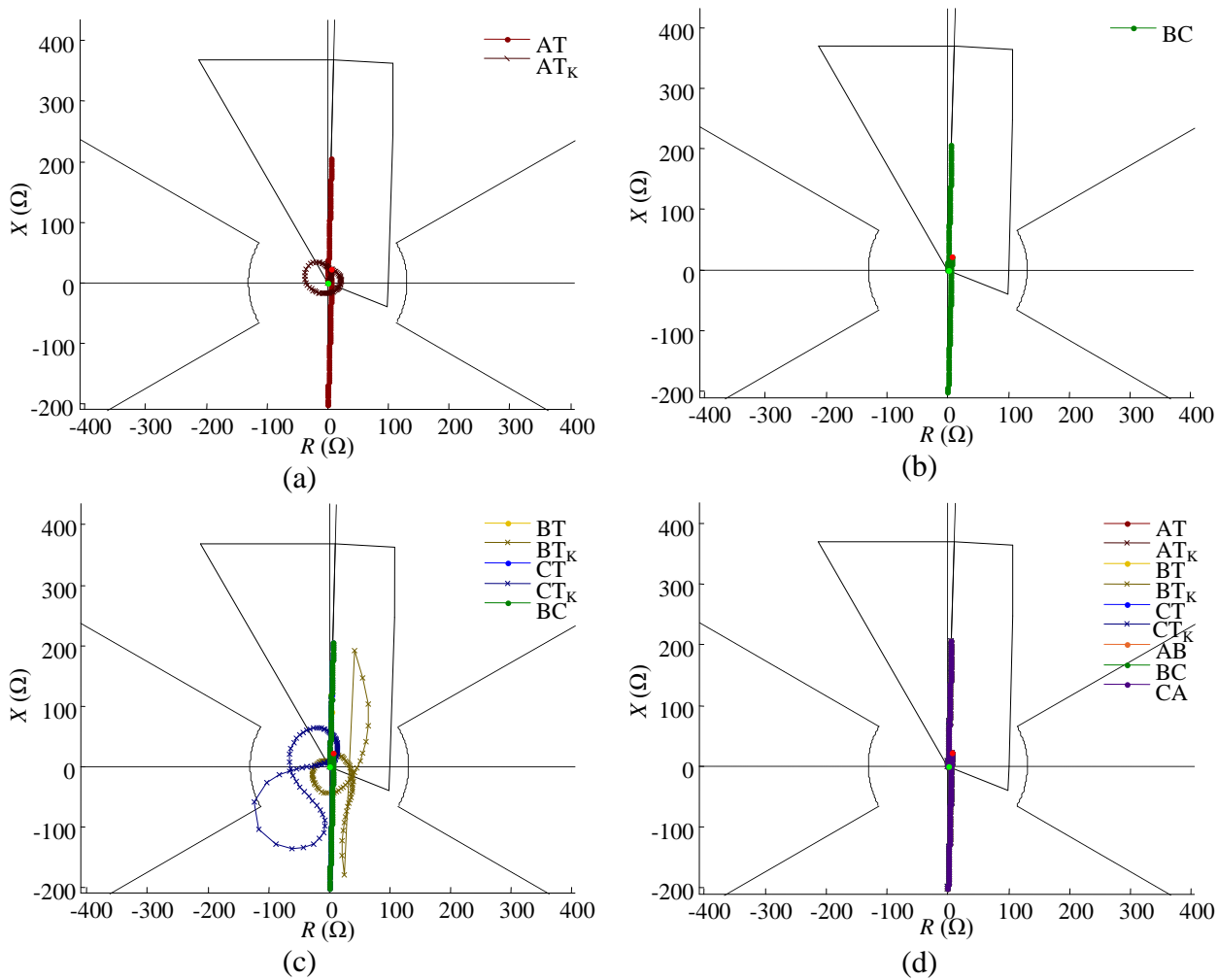
As particularidades demonstradas elucidam o comportamento irregular das impedâncias vistas pelo relé de distância convencional.

4.2.3 Aplicação da proteção de distância não convencional

Na Figura 4.15 são expostas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito simulado. Os parâmetros k_1 e k_2 foram calculados para as localizações exatas dos defeitos e, nos casos das curvas AT_K , BT_K e CT_K , assumidos constantes, calculados considerando a falta no final da LT. As impedâncias vistas pelas unidades de fase e pelas unidades de terra com k_1 e k_2 exatos são equivalentes a xZ_1 para curtos-circuitos em até aproximadamente metade da extensão da LT, a partir de onde são deslocadas no plano $R-X$, o que acarreta subalcances e sobrealcances. Há também uma correspondência entre as reatâncias vistas para faltas em trechos de 0 a 10 e de 180 a 190 graus elétricos, com impedâncias distintas somente por desvios resistivos da ordem de 6Ω .

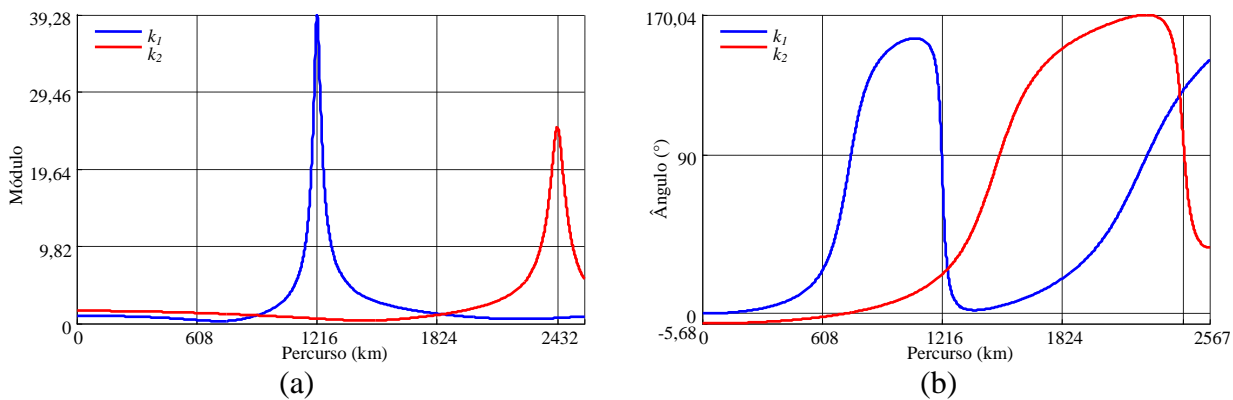
Ao se considerar k_1 e k_2 constantes, exceto para faltas ABCT, além de um deslocamento análogo no plano $R-X$ (unidade BT para faltas BCT), são constatados desvios resistivos e reativos irregulares. Na Figura 4.16 são ilustradas as variações dos módulos e das fases de tais parâmetros ao longo de $\lambda/2^+$.

Figura 4.15 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC, (c) BCT e (d) ABCT



Fonte: Dados da pesquisa

Figura 4.16 – Variação do (a) módulo e da (b) fase de k_1 e k_2 ao longo de $\lambda/2^+$

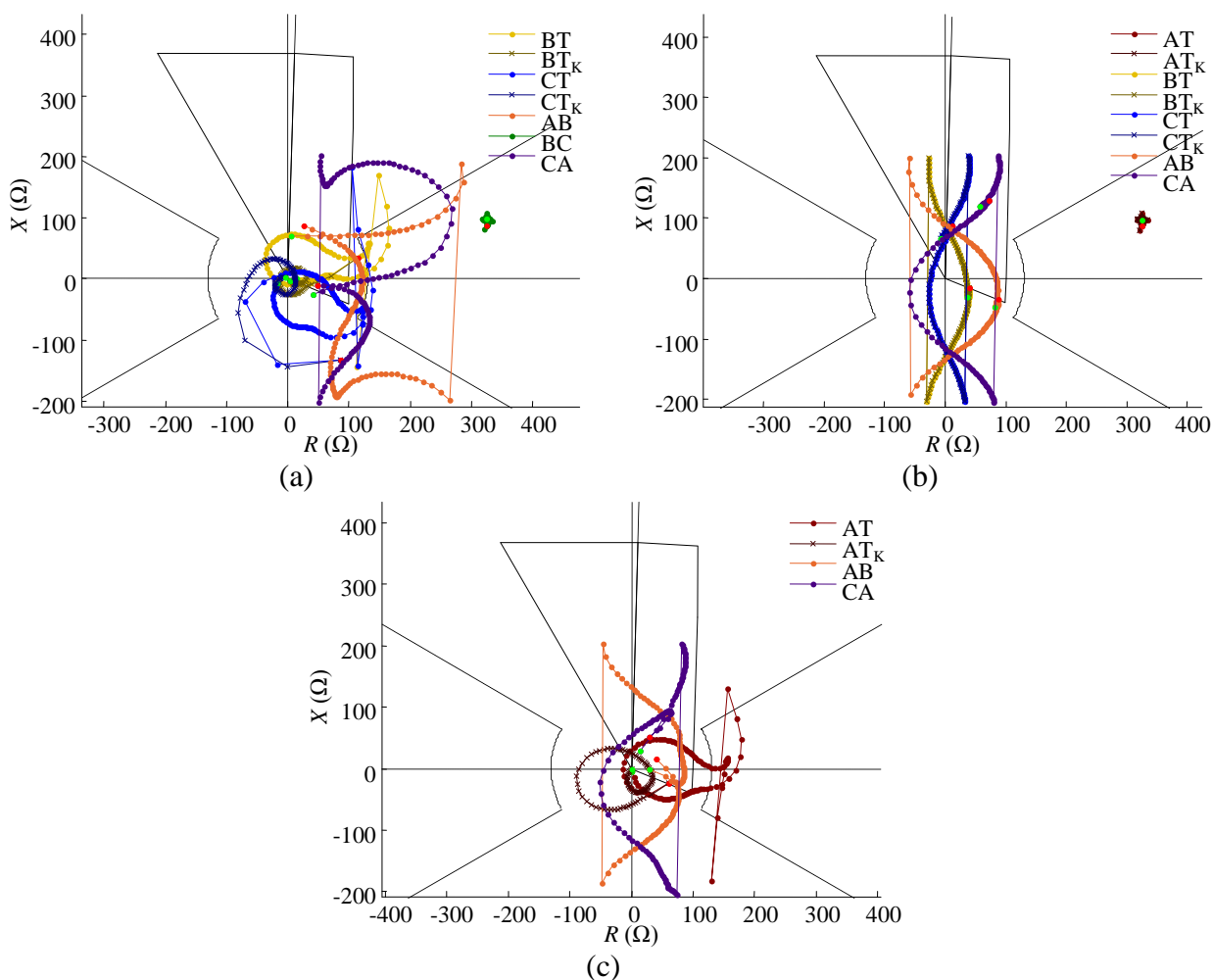


Fonte: Dados da pesquisa

Conforme evidenciado no Capítulo 3, a adoção de k_1 e k_2 constantes não compromete a eficácia da aplicação da proteção de distância não convencional em uma linha longa, da ordem de 792 km. Entretanto, como se constata pelas variações bastante significativas dos módulos e das fases de tais parâmetros ao longo de 190° elétricos, tal premissa não é válida para uma LT de $\lambda/2^+$.

A Figura 4.17 exibe as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que não deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT.

Figura 4.17 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que não deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC e (c) BCT

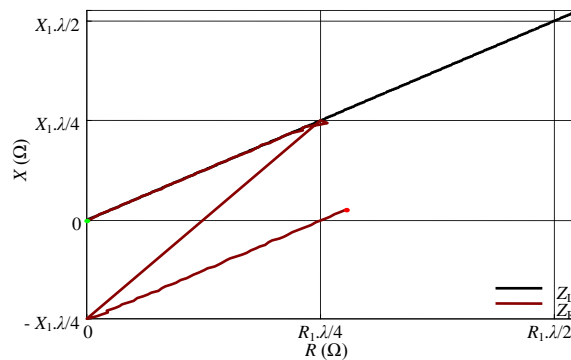


Fonte: Dados da pesquisa

Do mesmo modo que para a proteção de distância convencional, apesar do comportamento peculiar, são vistas na característica de operação impedâncias de unidades que não deveriam operar para os tipos de falta simulados, o que exige a utilização de um algoritmo de seleção de fases adequado.

Na Figura 4.18 são mostradas as impedâncias vistas pela unidade AT (k_1 e k_2 exatos) para faltas AT e a impedância de sequência positiva da LT, tendo o fator de escala do eixo R sido aumentado convenientemente.

Figura 4.18 – Impedância de sequência positiva e impedâncias vistas pela unidade AT da proteção de distância não convencional para faltas AT ao longo da LT de $\lambda/2^+$



Fonte: Dados da pesquisa

Certifica-se de que o deslocamento das impedâncias aparentes no plano R - X ocorre para defeitos em pontos a partir de $\lambda/4$. Küsel, Lopes e Silva (2013) propuseram um método de identificação e correção de tal deslocamento, tendo sugerido a representação deste por uma impedância erro, do tipo:

$$Z_{erro} = R_1 \frac{\lambda}{4} + jX_1 \frac{\lambda}{2} \quad (4.13)$$

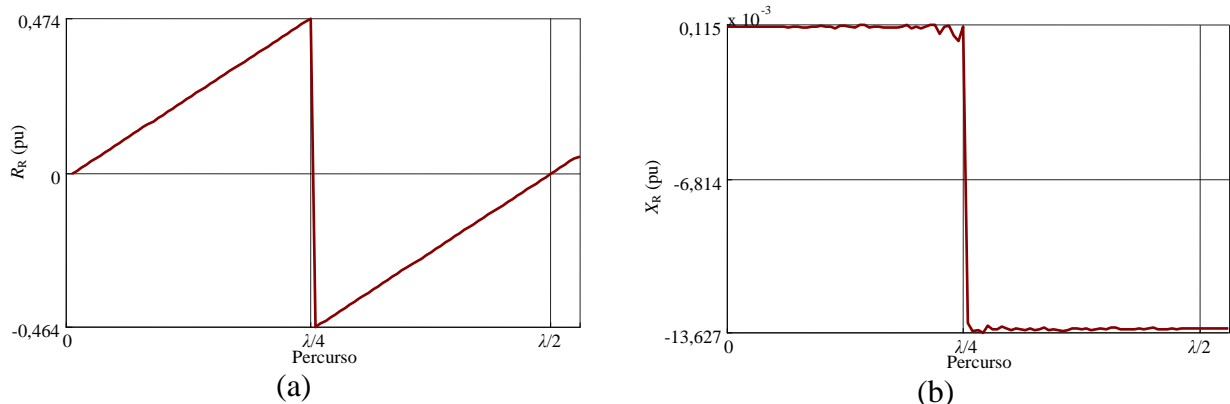
Expressou-se em pu as impedâncias vistas pela proteção de distância não convencional e a impedância erro, tomando como base a impedância nominal de sequência positiva da LT:

$$Z_R^{pu} = \frac{Z_R^*}{Z_L} = \frac{R_R^* + jX_R^*}{R_1\ell + jX_1\ell} = \text{Re}(Z_R^{pu}) + j\text{Im}(Z_R^{pu}) \quad (4.14)$$

$$Z_{erro}^{pu} = \frac{Z_{erro}}{Z_L} = \frac{R_1 \frac{\lambda}{4} + jX_1 \frac{\lambda}{2}}{R_1\ell + jX_1\ell} = \frac{\frac{\lambda}{2} \left(\frac{R_1^2}{2} + X_1^2 \right)}{(R_1^2 + X_1^2)\ell} + j \frac{\frac{\lambda}{4} (R_1 X_1)}{(R_1^2 + X_1^2)\ell} = \Delta r + j\Delta i \quad (4.15)$$

A Figura 4.19 apresenta a variação das partes real e imaginária das impedâncias em pu vistas pela unidade AT para faltas AT ao longo de $\lambda/2^+$.

Figura 4.19 – Variação das partes (a) real e (b) imaginária das impedâncias em pu vistas pela unidade AT da proteção de distância não convencional para faltas AT ao longo de $\lambda/2^+$



Fonte: Dados da pesquisa

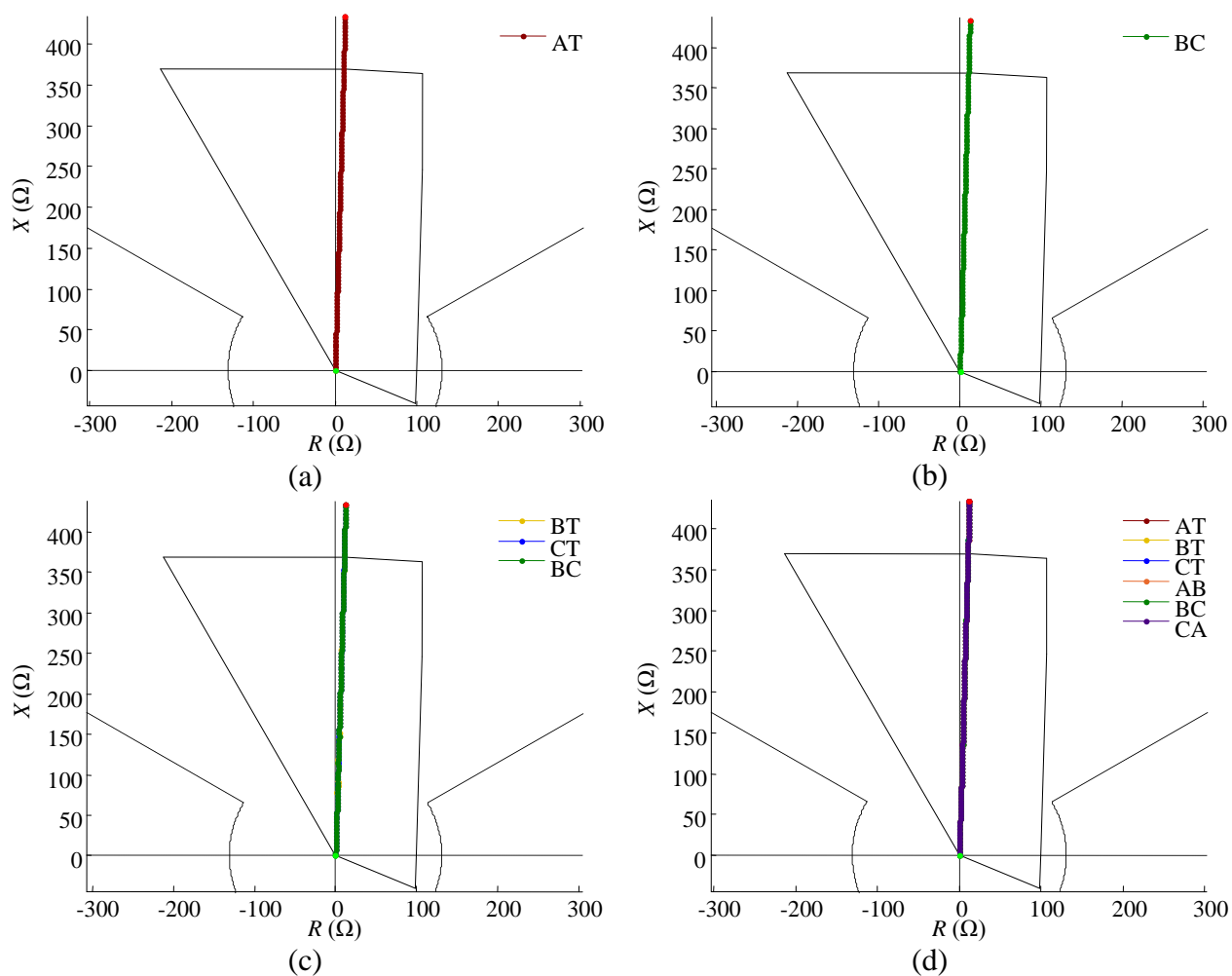
Tanto a resistência quanto a reatância em pu são deslocadas para faltas em pontos posteriores a $\lambda/4$, sendo que X_R^{pu} possui variações mínimas para faltas aplicadas ao longo dos trechos anterior e posterior ao ponto de deslocamento, com valores bem distintos para cada trecho. Isto posto, a estratégia proposta por Küsel, Lopes e Silva (2013) consiste de comparar o módulo da parte imaginária de Z_R^{pu} com metade do valor da parte imaginária de Z_{erro}^{pu} , somando a impedância erro à impedância vista pela proteção de distância não convencional quando o primeiro for maior ou igual ao segundo, da forma:

$$Z_R^{**} = \begin{cases} |Im(Z_R^{pu})| < 0,5\Delta i \rightarrow Z_R^* \\ |Im(Z_R^{pu})| \geq 0,5\Delta i \rightarrow Z_R^* + Z_{erro} \end{cases} \quad (4.16)$$

na qual Z_R^{**} é a impedância vista pela proteção de distância não convencional corrigida.

Na Figura 4.20 são expostas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional corrigida que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito simulado. Os parâmetros k_1 e k_2 foram calculados para as localizações exatas dos defeitos.

Figura 4.20 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional corrigida que deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC, (c) BCT e (d) ABCT



Fonte: Dados da pesquisa

São vistas impedâncias equivalentes a xZ_l para os quatro tipos de falta simulados ao longo de toda a extensão da LT. Constata-se, então, um desempenho satisfatório da proteção de distância não convencional corrigida, tendo em vista a correção adequada das discontinuidades das impedâncias aparentes no plano $R-X$.

4.2.3.1 Análise de sensibilidade da proteção de distância não convencional

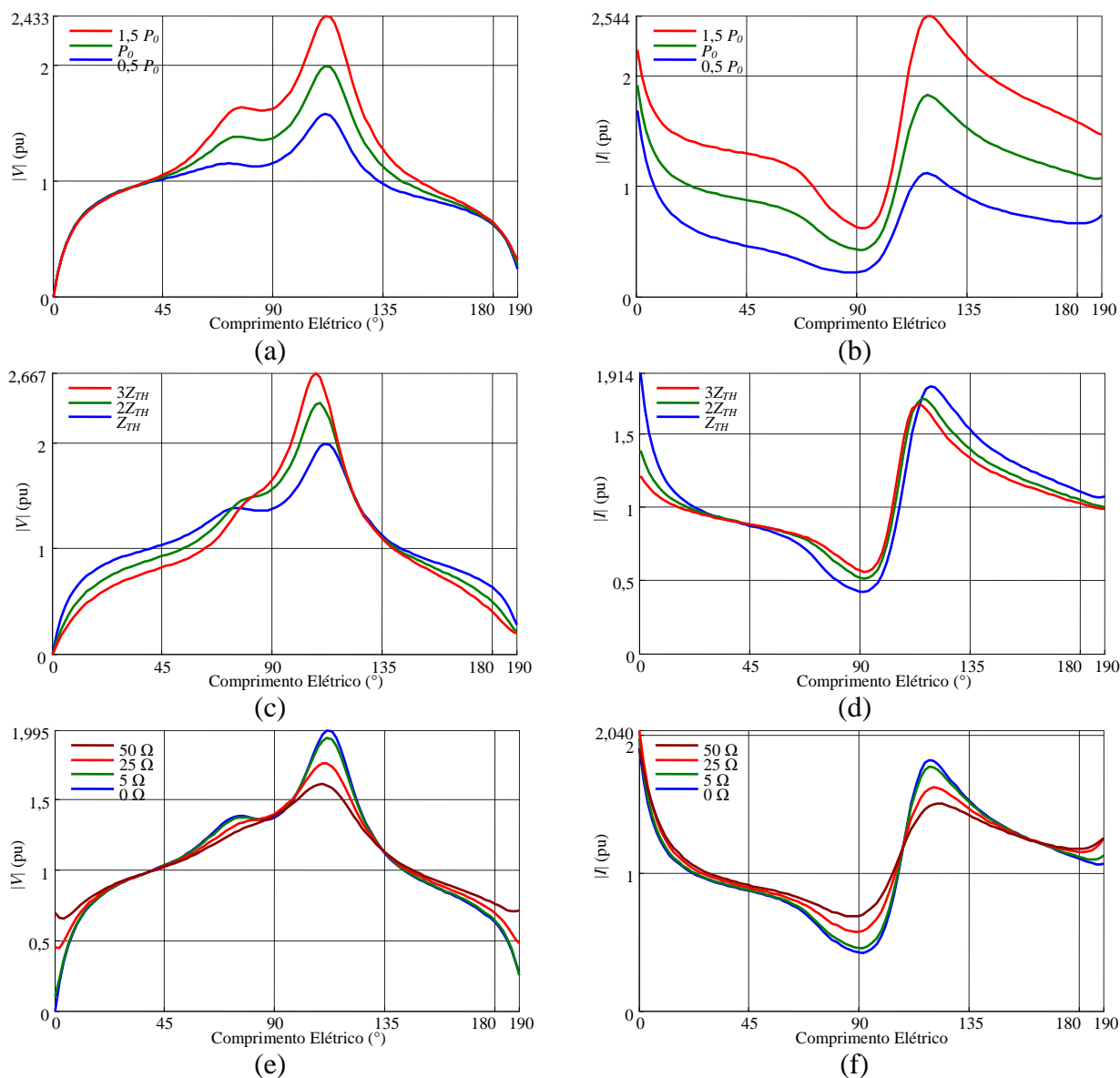
Procedeu-se, então, uma análise de sensibilidade da proteção de distância não convencional corrigida em relação ao carregamento pré-falta, à relação entre a impedância de fonte e a impedância da linha, e à resistência de falta.

As Figuras 4.21 e 4.22 exibem os perfis das tensões e correntes da fase A vistas na barra do relé para curtos-circuitos AT e ABCT, de modo respectivo, ao longo de $\lambda/2^+$ para casos de carregamentos pré-falta iguais a 0,5, 1 e 1,5 P_0 ; impedâncias de fonte multiplicadas por 1, 2 e 3; e resistências de falta iguais a 0, 5, 25, e 50 Ω . Ao se variar o carregamento pré-falta, foram consideradas impedâncias das fontes multiplicadas por 1 e resistência de falta nula. Da mesma forma, ao se variar a SIR foi considerado um carregamento pré-falta igual a P_0 e R_F igual a 0 Ω , e ao se variar R_F foi considerado um carregamento pré-falta igual a P_0 e impedâncias das fontes multiplicadas por 1.

Para curtos-circuitos AT, carregamentos pré-falta maiores implicam correntes maiores ao longo de toda a linha. Já as tensões possuem uma variação predominantemente inversa em relação ao carregamento até aproximadamente 33° elétricos, quando assumem uma variação direta e mais pronunciada, conduzindo a picos mais elevados. Nos casos de curtos-circuitos ABCT, tanto a corrente quanto a tensão variam diretamente em relação ao carregamento ao longo de toda a LT, com picos mais proeminentes. Independentemente do carregamento, são observadas correntes drasticamente reduzidas em 90° elétricos e uma equiparabilidade dos módulos de tensão e corrente em 0 e 180° elétricos. Ademais, os comportamentos das curvas de ambas as grandezas para ambos os tipos de curtos-circuitos são semelhantes aos verificados nos casos base.

Com relação às impedâncias de fonte, tensão e corrente variam inversamente em trechos próximos aos extremos emissor e receptor, e diretamente em um trecho intermediário da linha.

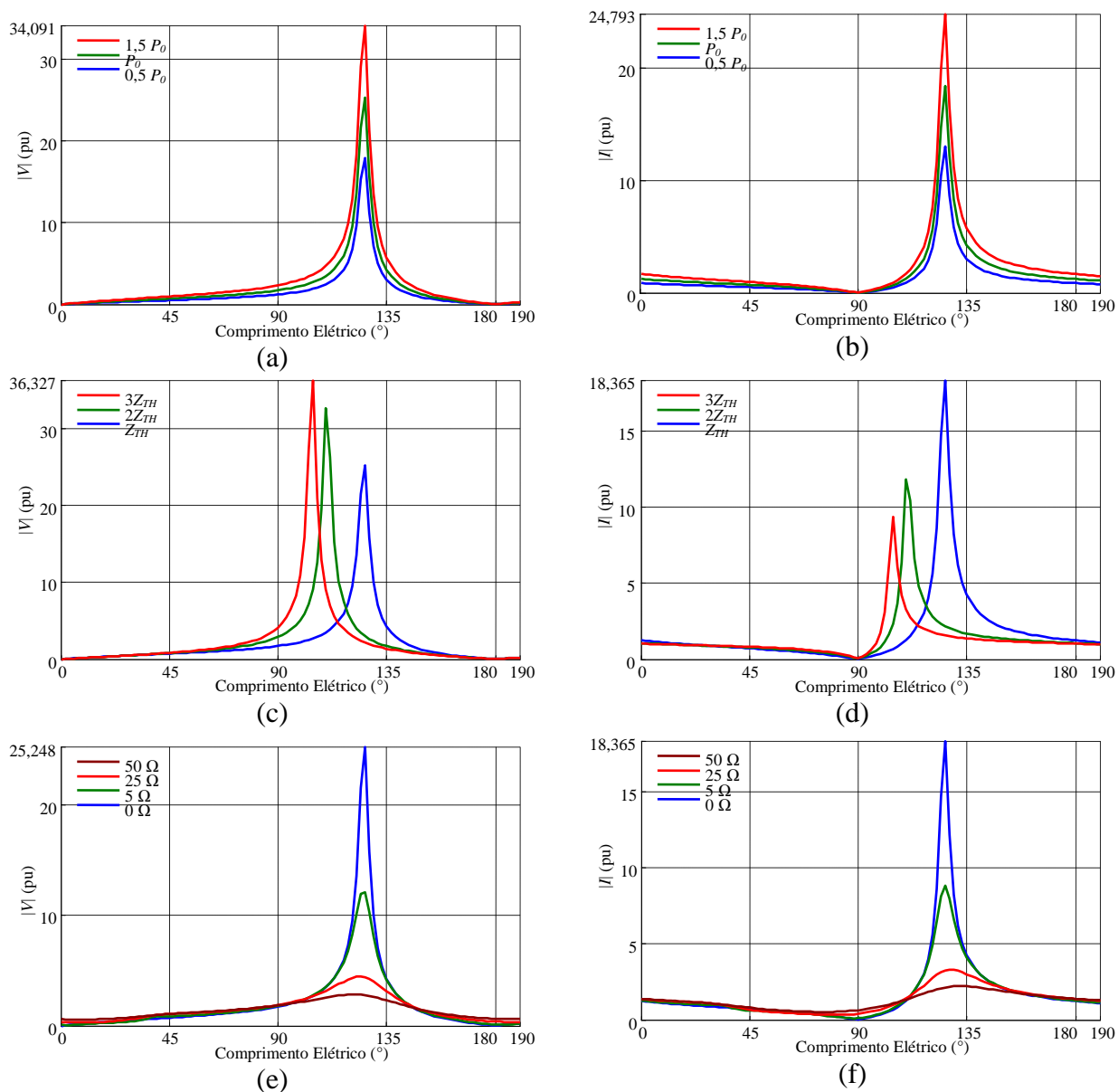
Figura 4.21 – Perfis de tensão e corrente da fase A vistas na barra 2 para curtos-circuitos AT com variação de (a) (b) carregamento pré-falta, (c) (d) SIR, e (e) (f) resistência de falta



Fonte: Dados da pesquisa

Impedâncias de fonte maiores conduzem a picos de tensão mais elevados e picos de corrente mais atenuados, ambos deslocados proporcionalmente no sentido do extremo emissor. Nos casos AT, são percebidos vales de corrente também mais atenuados. Nos casos ABCT, os vales de corrente em 90° elétricos e a equivalência entre os módulos de tensão e corrente em 0 e 180° elétricos são indiferentes à variação das impedâncias de fonte.

Figura 4.22 – Perfis de tensão e corrente da fase A vistas na barra 2 para curtos-circuitos ABCT com variação de (a) (b) carregamento pré-falta, (c) (d) SIR, e (e) (f) R_F



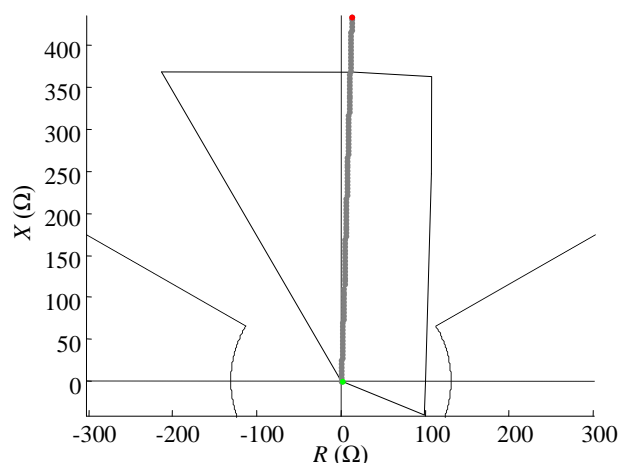
Fonte: Dados da pesquisa

Resistências de falta mais elevadas acarretam um amortecimento das curvas de tensão e corrente, com variações irregulares ao longo da linha e menores picos e vales, sendo estes drasticamente reduzidos nos casos ABCT.

A Figura 4.23 mostra as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional corrigida que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito simulado para casos de carregamentos pré-falta iguais a 0,5, 1 e 1,5 P_0 , e de impedâncias de fonte multiplicadas por 1,

2 e 3. Os parâmetros k_1 e k_2 foram calculados para as localizações exatas dos defeitos. As curvas das impedâncias aparentes são coincidentes para todos os casos especificados.

Figura 4.23 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional corrigida que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito simulado

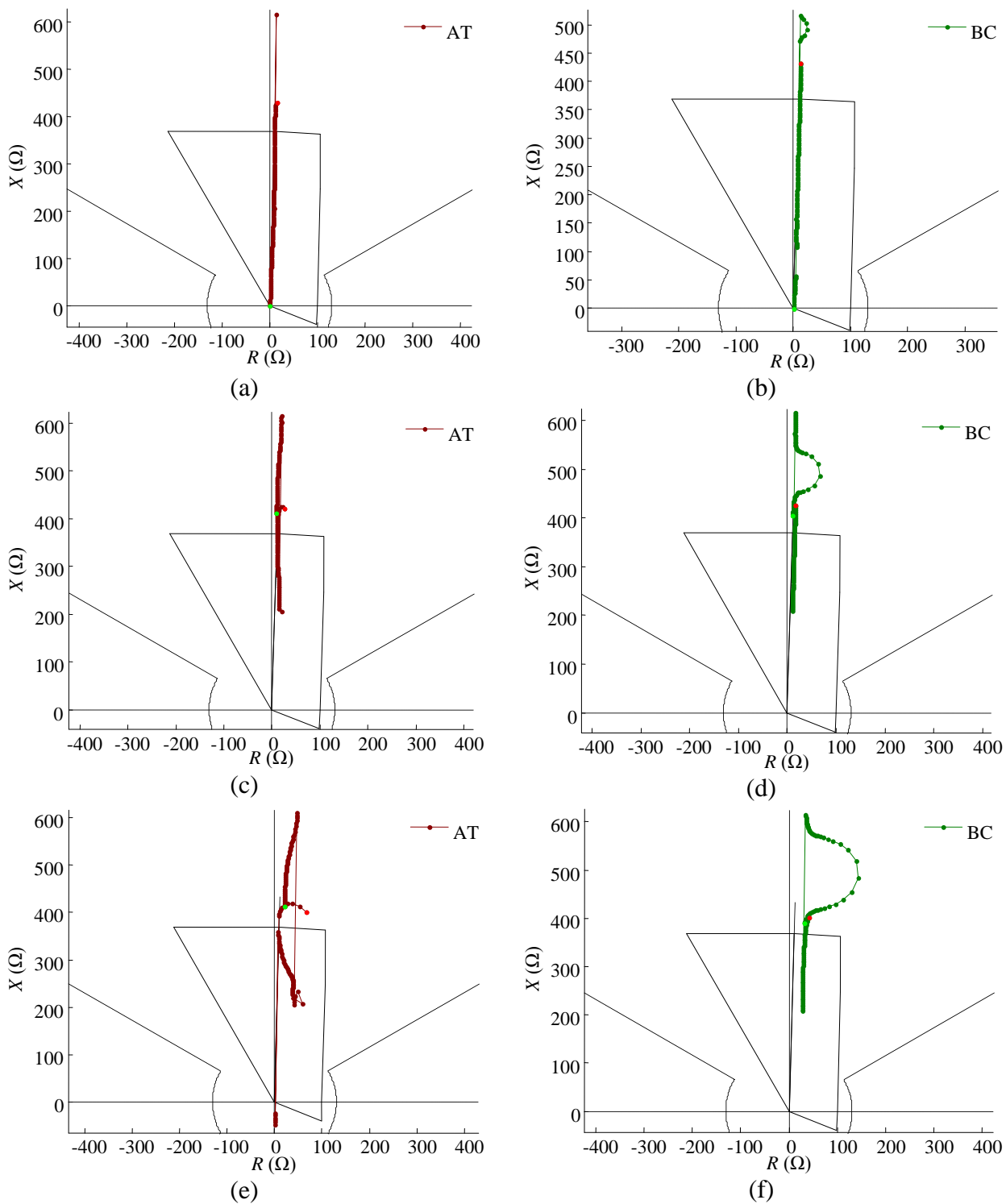


Fonte: Dados da pesquisa

Os deslocamentos no plano R - X são corrigidos adequadamente em todos os casos simulados. Evidencia-se que a proteção de distância não convencional corrigida é insensível ao carregamento pré-falta e à relação entre a impedância de fonte e a impedância da linha.

Não obstante, nos casos de variação de R_F , impedâncias vistas para faltas internas são deslocadas para fora da característica de operação, como pode ser constatado na Figura 4.24 (k_1 e k_2 exatos). Nos casos de resistências de falta iguais a 1 e 3 Ω , são deslocadas impedâncias vistas para curtos-circuitos em pequenos trechos, localizados no primeiro quarto de onda. À medida que se aumenta o valor de R_F , são deslocadas impedâncias vistas para faltas em trechos maiores do primeiro quarto de onda. Os desvios em relação a xZ_I são mais acentuados quando de defeitos que não possuem componentes de sequência zero, casos em que a curva das impedâncias aparentes tem um deslocamento resistivo proeminente na região em que $\text{Re}(Z_\pi)$ tem um ponto de máximo. Nos casos de resistências de falta iguais a 5, 10, 25 e 50 Ω , impedâncias vistas para curtos-circuitos em todo o primeiro quarto de onda são deslocadas para fora da característica de operação, com desvios tanto mais pronunciados quanto maior o valor de R_F . Ademais, impedâncias vistas para faltas AT com $R_F = 50 \Omega$ em um trecho do segundo quarto de onda não são corrigidas.

Figura 4.24 – Impedâncias vistas pelas unidades AT e BC da proteção de distância não convencional corrigida para faltas AT e BC, respectivamente, com resistências de falta iguais a (a) 3 Ω , (b) 1 Ω , (c) 10 Ω , (d) 5 Ω , (e) 50 Ω e (f) 25 Ω

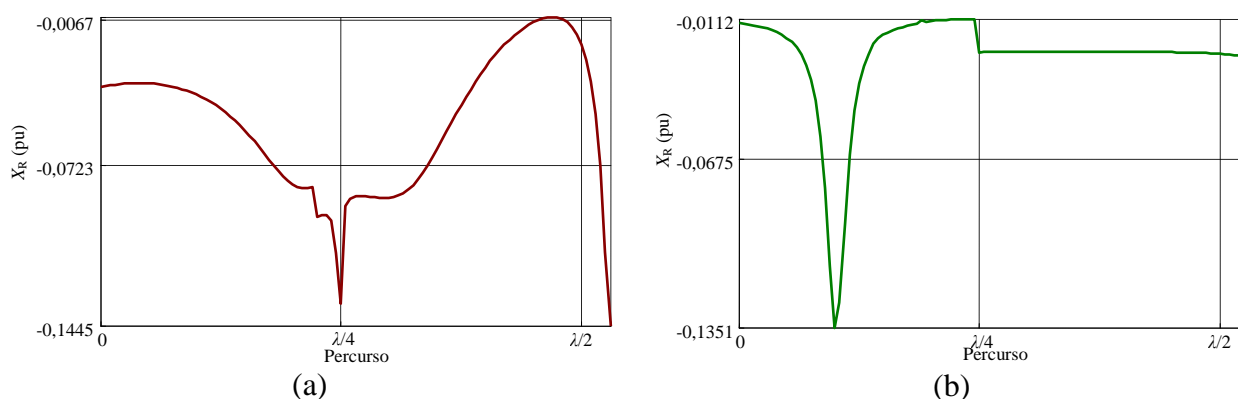


Fonte: Dados da pesquisa

Os resultados não satisfatórios observados se devem à sensibilidade da correção proposta em relação ao deslocamento resistivo. Vale ressaltar que é justamente a consideração das resistências no critério de correção que permite a distinção das impedâncias vistas pelas unidades de detecção para curtos-circuitos entre 0 e 10° elétricos daquelas vistas para curtos-circuitos entre 180 e 190° elétricos, por possuírem reatâncias equivalentes.

A Figura 4.25 exibe as variações das partes imaginárias das impedâncias em pu vistas pelas unidades AT e BC da proteção de distância não convencional para faltas AT e BC ao longo de $\lambda/2^+$, com resistências de falta iguais a 50Ω e 5Ω , de modo respectivo.

Figura 4.25 – Variações de X_R^{pu} vistas pelas unidades (a) AT e (b) BC da proteção de distância não convencional para faltas AT com $R_F = 50 \Omega$ e BC com $R_F = 5 \Omega$, respectivamente, ao longo de $\lambda/2^+$



Fonte: Dados da pesquisa

Para faltas AT, é verificada uma variação irregular de X_R^{pu} ao longo de todo o comprimento da linha. Já para faltas BC, tal parâmetro varia expressivamente ao longo do primeiro quarto de onda. Como são corrigidas impedâncias que possuem $|X_R^{pu}|$ superior a $0,5 \Delta i$, que corresponde a $0,0067$ pu, os comportamentos observados não permitem a correta identificação e correção das impedâncias deslocadas em ambos os casos.

Essas análises demonstram que se faz necessária uma melhor identificação e correção do fenômeno de deslocamento constatado, visto que o relé subalcança alguns trechos da LT mesmo para faltas com pequenos valores de R_F , valores esses ainda inferiores aos médios de resistência de arco através das cadeias de isoladores ou entre fases em decorrência de queimadas.

A função complexa $\text{tgh}^{-1}(z)$ é dada por:

$$\operatorname{tgh}^{-1}(z) = \frac{1}{2} [\ln(1+z) - \ln(1-z)] = \frac{1}{2} \ln\left(\frac{1+z}{1-z}\right) = \frac{1}{2} \ln(w) \quad (4.17)$$

sendo

$$\frac{1}{2} \ln(w) = \frac{\ln|w|}{2} + i \left[\frac{\arg(w) + 2\pi k_{ln}}{2} \right] \quad (4.18)$$

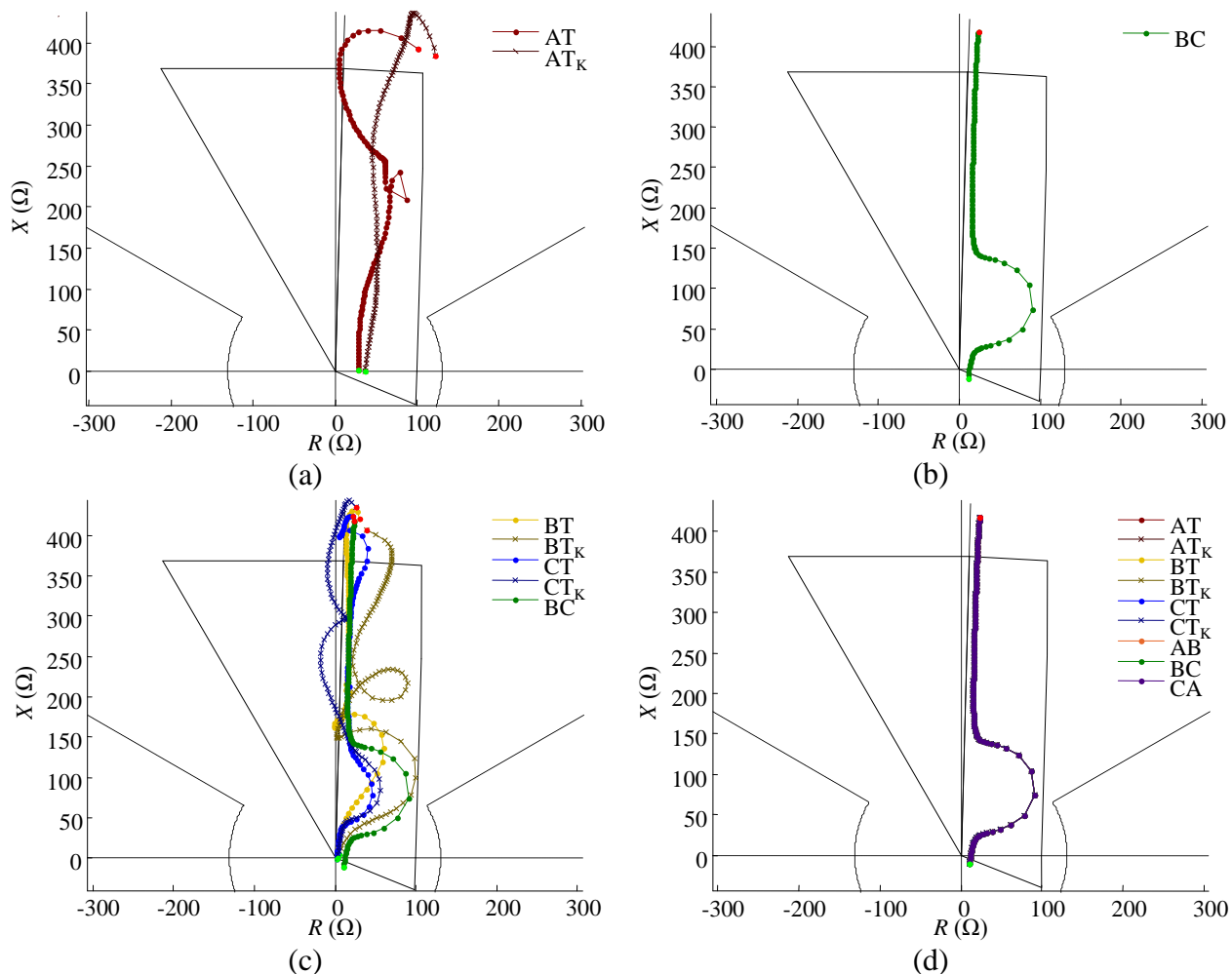
$$k_{ln} = \dots -2, -1, 0, 1, 2, \dots \quad (4.19)$$

De acordo com Fabián E. e Tavares (2015), a descontinuidade das impedâncias vistas pela proteção de distância não convencional em $\lambda/4$ se deve ao fato de muitos softwares utilizarem a convenção $\arg(z) \in (-\pi; \pi]$. Caso fosse adotado $\arg(z) \in (0; 2\pi]$, tal descontinuidade não ocorreria. Assim, é possível determinar o valor de k_{ln} de forma a se obter uma equivalência entre as impedâncias calculadas e xZ_I ao longo de toda a LT.

Para carregamentos pré-falta iguais a 0,5, 1 e 1,5 P_0 , e impedâncias de fonte multiplicadas por 1, 2 e 3, definindo k_{ln} igual a 1 quando de impedâncias deslocadas e calculando k_1 e k_2 para as localizações exatas dos defeitos, são vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito simulado impedâncias correspondentes às da Figura 4.23.

Definindo k_{ln} igual a 1 quando de impedâncias deslocadas, calculando k_1 e k_2 para as localizações exatas dos defeitos e assumindo tais parâmetros constantes para falta a 60° elétricos do extremo emissor, as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que deveriam operar para curtos-circuitos AT com $R_F = 100 \Omega$ e BC, BCT e ABCT com $R_F = 10 \Omega$ são expostas na Figura 4.26. Constata-se que as unidades de fase e as unidades de terra quando de defeitos ABCT subalcançam pontos próximos ao extremo emissor – o que poderia ser aprimorado com a utilização de uma característica polarizada. Nos demais casos, são verificados comportamentos aceitáveis, inclusive quando de k_1 e k_2 constantes, levando a se inferir que a proteção de distância não convencional poderia ser aplicada diretamente em LTs de $\lambda/2^+$.

Figura 4.26 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional que deveriam operar para faltas (a) AT com $R_F = 100 \Omega$, (b) BC com $R_F = 10 \Omega$, (c) BCT com $R_F = 10 \Omega$ e (d) ABCT com $R_F = 10 \Omega$



Fonte: Dados da pesquisa

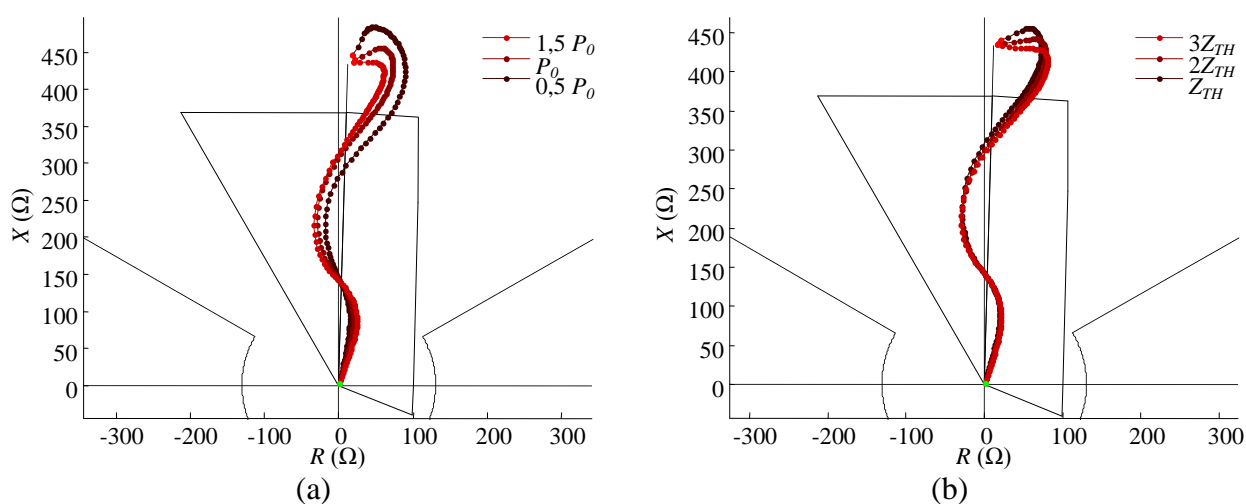
Percebe-se uma baixa tolerância à resistência de falta para defeitos que envolvem mais de uma fase, ademais de um comportamento diverso das impedâncias vistas pelas unidades de terra para curtos-circuitos AT e BCT. Caso fosse utilizado um algoritmo de seleção de fases que habilitasse apenas a unidade de fase quando de defeitos bifásicos-terra, a tolerância à R_F seria um pouco ampliada. Vale destacar que defeitos entre fases apresentam tipicamente baixos valores de R_F , da ordem de até 10Ω (PEREIRA, 2013).

Tendo em vista que independentemente da descontinuidade em $\lambda/4$, do carregamento pré-falta, da SIR e da R_F , são vistas na característica de operação impedâncias de unidades que não

deveriam operar nos casos simulados – apesar de tais impedâncias serem influenciadas –, o uso de um algoritmo de seleção de fases adequado se faz essencial.

Enfim, a adoção de k_1 e k_2 constantes, além de acarretar perfis de impedância significativamente distintos a depender do ponto de cálculo, torna a proteção sensível a variações de carregamento pré-falta e de SIR, como se pode atestar na Figura 4.27.

Figura 4.27 – Impedâncias vistas pela unidade AT da proteção de distância não convencional, com k_1 e k_2 constantes, calculados considerando a falta a 60° elétricos do extremo emissor, para casos de variação de carregamento pré-falta e de SIR



Fonte: Dados da pesquisa

Carregamentos pré-falta menores que a potência natural ocasionam um afastamento das impedâncias em relação à característica de operação, podendo provocar subalcances. Observa-se uma sensibilidade tênue em relação às impedâncias de fonte, mais destacada para faltas em pontos próximos ao extremo receptor.

Dadas as simplificações admitidas nas análises e a robustez requerida para a proteção de um sistema de tal magnitude, a adoção de k_1 e k_2 constantes não é recomendada para a aplicação da proteção de distância não convencional em LTs de $\lambda/2^+$.

CAPÍTULO 5

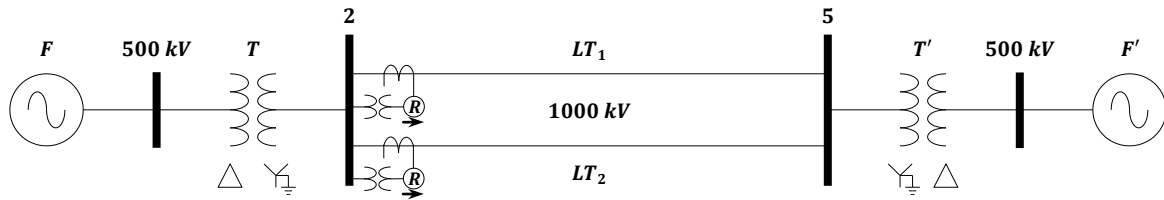
PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO DE POUCO MAIS DE MEIO COMPRIMENTO DE ONDA PARALELAS

Neste capítulo é feita uma análise da influência do acoplamento mútuo de sequência zero entre LTs de $\lambda/2^+$ paralelas no desempenho da proteção de distância não convencional. Avalia-se também o comportamento das tensões e correntes frente a curtos-circuitos monofásicos aplicados ao longo de uma das linhas, além do efeito da compensação da impedância mútua de sequência zero.

5.1 Proteção de distância não convencional em linhas de pouco mais de meia onda paralelas

Considera-se LTs paralelas com parâmetros idênticos, trifásicas em corrente alternada, com comprimento de pouco mais de meia onda (2571 km), perfeitamente transpostas e em RPS de 60 Hz. Ademais, é admitido que todo o sistema é equilibrado, possuindo apenas tensões e correntes simétricas de sequência positiva de fases. A Figura 5.1 mostra o diagrama unifilar do sistema modelado.

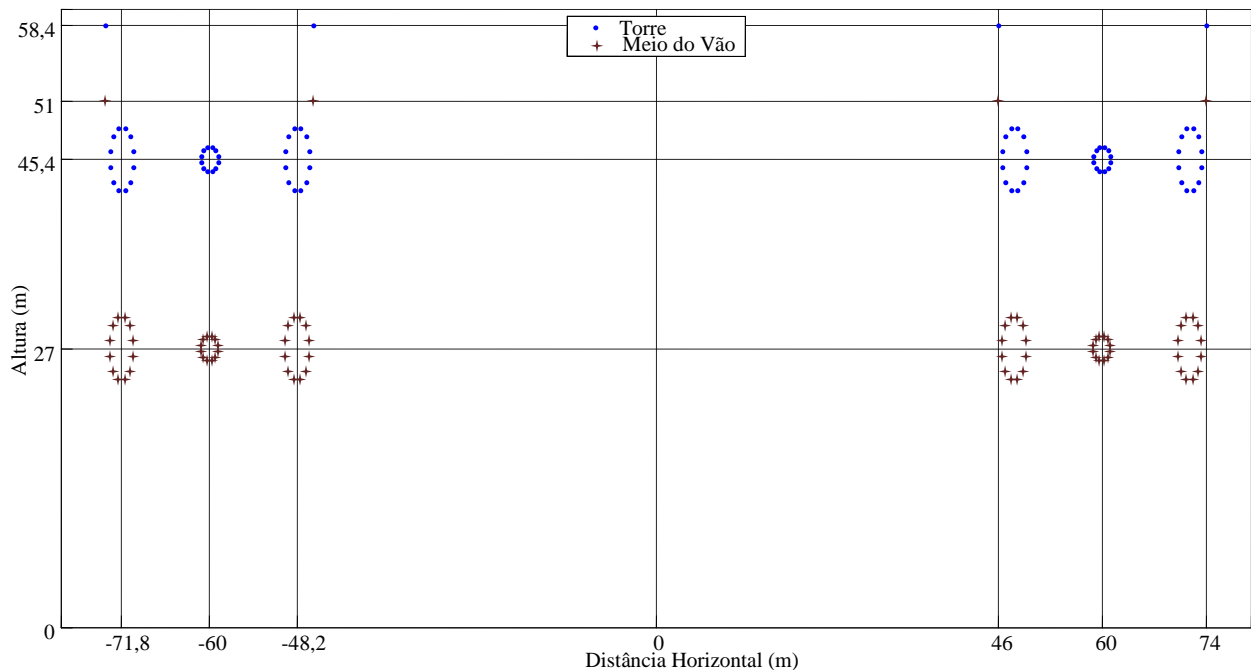
Figura 5.1 – Diagrama unifilar do sistema



Fonte: Elaborada pelo autor

Foram adotadas as configurações de geometria de torres e de feixes de condutores propostas por Dias et al. (2011), as quais são ilustradas na Figura 5.2. Definiu-se uma faixa de passagem de 120 m (GRAHAM, 2012). A posição relativa de cada condutor em cada tipo de feixe é especificada na Tabela 5.1, tomando como referencial o centro de cada feixe. Utiliza-se 12 condutores ACSR *Bluejay* 1113 MCM (diâmetro externo de 3,1953 cm e resistência CC de 0,0606914 Ω/km) por fase e 2 cabos para-raios EHS 3/8" (diâmetro externo de 0,9144 cm e resistência CC de 4,41402 Ω/km) por torre, admitindo temperaturas iguais a 65 e 40°C, de modo respectivo (GENERAL ELECTRIC COMPANY, 1982). O solo é assumido como homogêneo com resistividade igual a 1000 Ωm .

Figura 5.2 – Disposição dos condutores nas torres



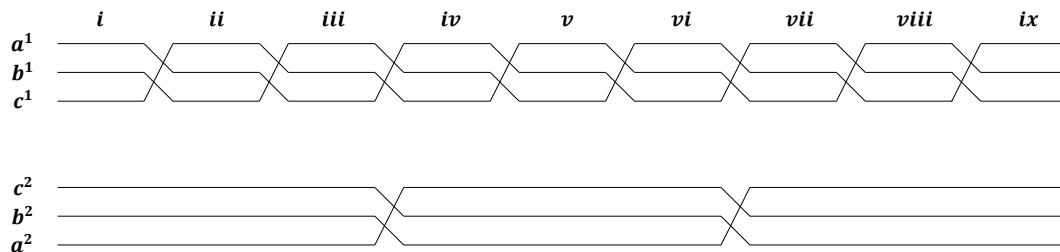
Fonte: Adaptado de DIAS et al., 2011

Tabela 5.1 – Posição relativa dos condutores nos feixes

Condutor	Coordenadas (m)	
	Feixe Circular	Feixe Elíptico
1	(0,31 , -1,15)	(0,43 , -3,00)
2	(0,84 , -0,84)	(1,17 , -2,20)
3	(1,15 , -0,31)	(1,60 , -0,80)
4	(1,15 , 0,31)	(1,60 , 0,80)
5	(0,84 , 0,84)	(1,17 , 2,20)
6	(0,31 , 1,15)	(0,43 , 3,00)
7	(-0,31 , 1,15)	(-0,43 , 3,00)
8	(-0,84 , 0,84)	(-1,17 , 2,20)
9	(-1,15 , 0,31)	(-1,60 , 0,80)
10	(-1,15 , -0,31)	(-1,60 , -0,80)
11	(-0,84 , -0,84)	(-1,17 , -2,20)
12	(-0,31 , -1,15)	(-0,43 , -3,00)

Fonte: Adaptado de DIAS et al., 2011

O esquema de transposição de cada circuito é apresentado na Figura 5.3.

Figura 5.3 – Esquema de transposição dos circuitos

Fonte: Adaptado de CALERO, 2008

Os parâmetros das LTs – detalhados na Tabela 5.2 – foram calculados utilizando a ferramenta *Compute RLC Line Parameters* do bloco *Powergui* do MATLAB/Simulink. Como é sabido, mesmo transpondo perfeitamente cada circuito, não é possível eliminar o acoplamento mútuo de sequência zero.

Foram considerados os mesmos parâmetros de fonte e de transformador do caso da LT de $\lambda/2^+$ única, sendo utilizados bancos de 10 transformadores de 2000 MVA cada em vez de cinco, tendo em conta a potência natural de 7548,4 MW de cada LT.

Tabela 5.2 – Parâmetros das LTs

<i>Linhas de Transmissão</i>			
	<i>Sequência Positiva</i>	<i>Sequência Zero</i>	
		<i>Própria</i>	<i>Mútua</i>
R (Ω/km)	0,005469798299459	0,344293143260058	0,320361456614446
L (H/km)	0,000453200429821	0,003175250444254	0,001491204034032
C ($\mu\text{F}/\text{km}$)	0,0258224994260810	0,0096583995455937	-0,0003229503149883
Z (Ω/km)	$0,0054698 + j0,17085$	$0,34429 + j1,1970$	$0,32036 + j0,56217$
Y ($\mu\text{S}/\text{km}$)	$j9,7349$	$j3,6411$	$-j0,12175$

Fonte: Dados da pesquisa

Os diagramas sequenciais e o grafo orientado associado são mostrados nas Figuras 5.4 e 5.5, respectivamente.

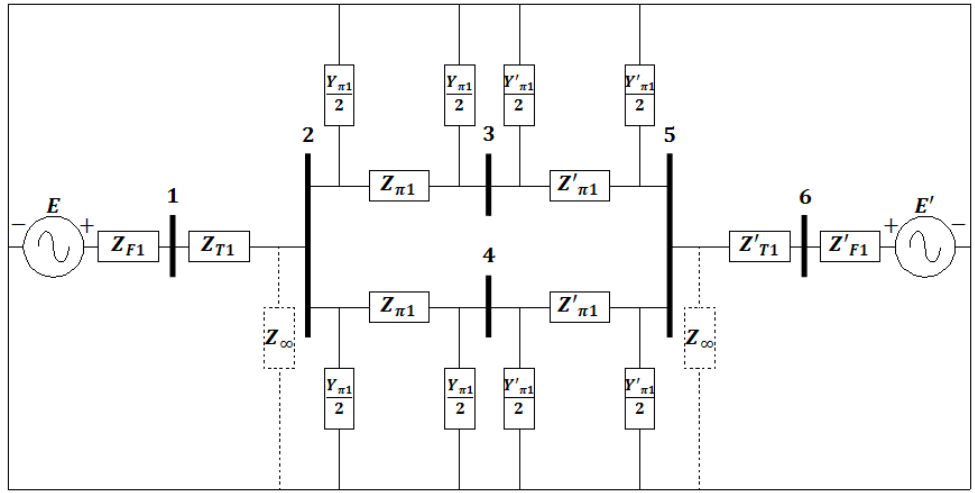
Os parâmetros dos circuitos π equivalentes de sequências positiva e negativa foram calculados de acordo com (2.13) e (2.14). Todavia, para a sequência zero é necessária uma abordagem específica, haja vista as impedâncias e admitâncias mútuas.

Kang e Liao (2012) propuseram uma formulação para o circuito π equivalente de sequência zero de linhas paralelas na condição de parâmetros idênticos e transposição perfeita, tendo sido baseada na solução de equações diferenciais no domínio do tempo que expressam as variações de tensão e corrente ao longo do trecho infinitesimal dx . Com grandezas da LT₂₋₃₋₅ indicadas pelo sobrescrito 1 e da LT₂₋₄₋₅ indicadas pelo sobrescrito 2, tais equações são descritas por:

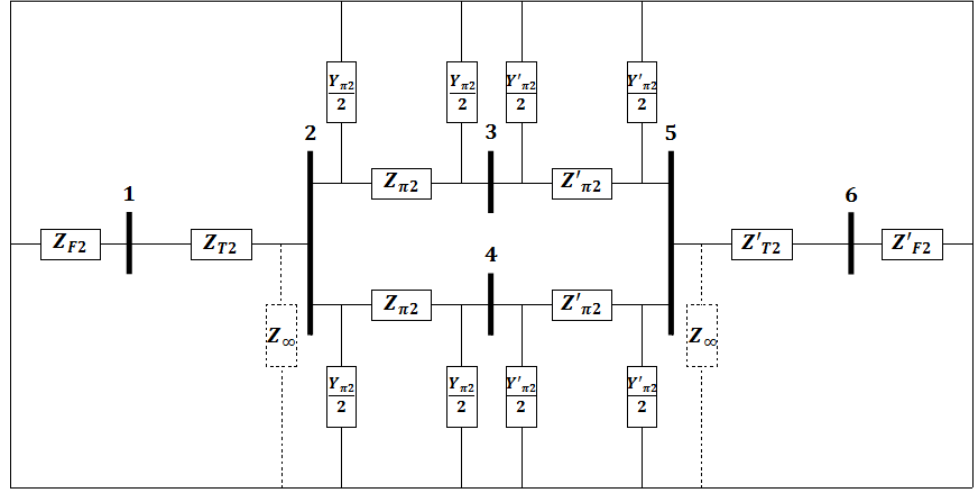
$$\begin{cases} \frac{dV_0^1}{dx} = I_0^1 Z_0 + I_0^2 Z_{0m} \\ \frac{dI_0^1}{dx} = V_0^1 (Y_0 + Y_{0m}) - V_0^2 Y_{0m} \end{cases} \quad (5.1)$$

$$\begin{cases} \frac{dV_0^2}{dx} = I_0^2 Z_0 + I_0^1 Z_{0m} \\ \frac{dI_0^2}{dx} = V_0^2 (Y_0 + Y_{0m}) - V_0^1 Y_{0m} \end{cases} \quad (5.2)$$

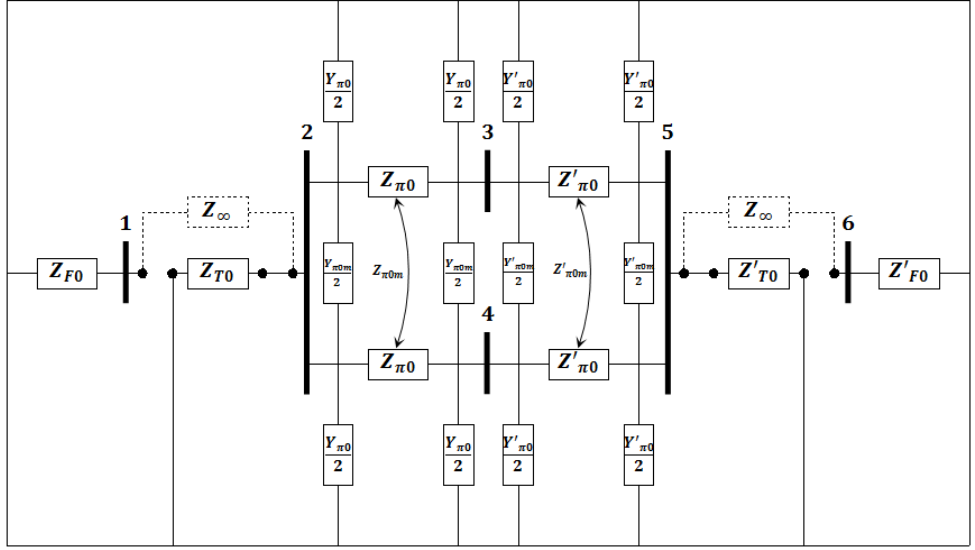
Figura 5.4 – Diagramas de impedância de seqüência positiva, negativa e zero



(+)



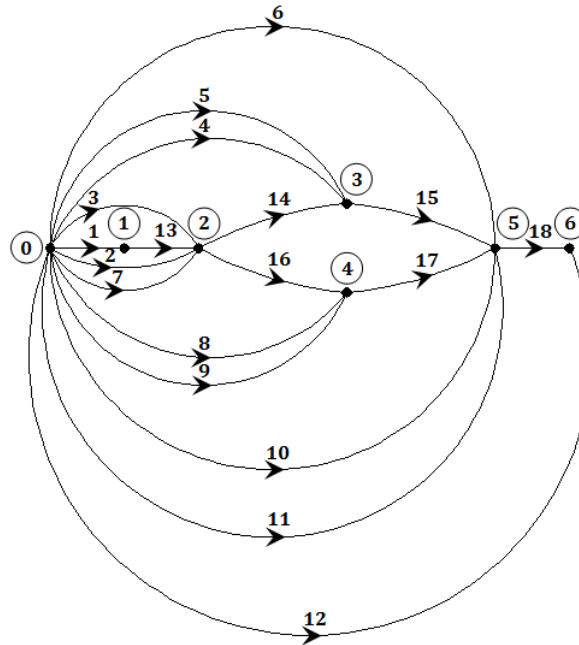
(-)



(0)

Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 5.5 – Grafo orientado



Fonte: Elaborada pelo autor

Os parâmetros do circuito π equivalente de sequência zero são obtidos por meio das seguintes equações:

$$Z_{\pi 0} = \frac{1}{2} [Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} \ell) + Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} \ell)] \quad (5.7)$$

$$Z_{\pi 0m} = \frac{1}{2} [Z_{Cm2} \sinh(\gamma_{m2} \ell) - Z_{Cm1} \sinh(\gamma_{m1} \ell)] \quad (5.8)$$

$$Y_{\pi 0} = \frac{2 \operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2} \ell}{2}\right)}{Z_{Cm2}} \quad (5.9)$$

$$Y_{\pi 0m} = \frac{\operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m1} \ell}{2}\right)}{Z_{Cm1}} - \frac{\operatorname{tgh}\left(\frac{\gamma_{m2} \ell}{2}\right)}{Z_{Cm2}} \quad (5.10)$$

nas quais

$$\gamma_{m1} = \sqrt{(Z_0 - Z_{0m})(Y_0 + 2Y_{0m})} \quad (5.3)$$

$$\gamma_{m2} = \sqrt{(Z_0 + Z_{0m})Y_0} \quad (5.4)$$

$$Z_{Cm1} = \sqrt{\frac{Z_0 - Z_{0m}}{Y_0 + 2Y_{0m}}} \quad (5.5)$$

$$Z_{Cm2} = \sqrt{\frac{Z_0 + Z_{0m}}{Y_0}} \quad (5.6)$$

Foram simulados curtos-circuitos AT, BC, BCT e ABCT ao longo de toda a extensão da LT₂₋₃₋₅, referida como linha faltosa, com o passo de 1% de meio comprimento de onda. As faltas foram aplicadas na barra 3, estando os relés instalados na barra 2. A LT₂₋₄₋₅ é referida no decorrer das análises como linha sã.

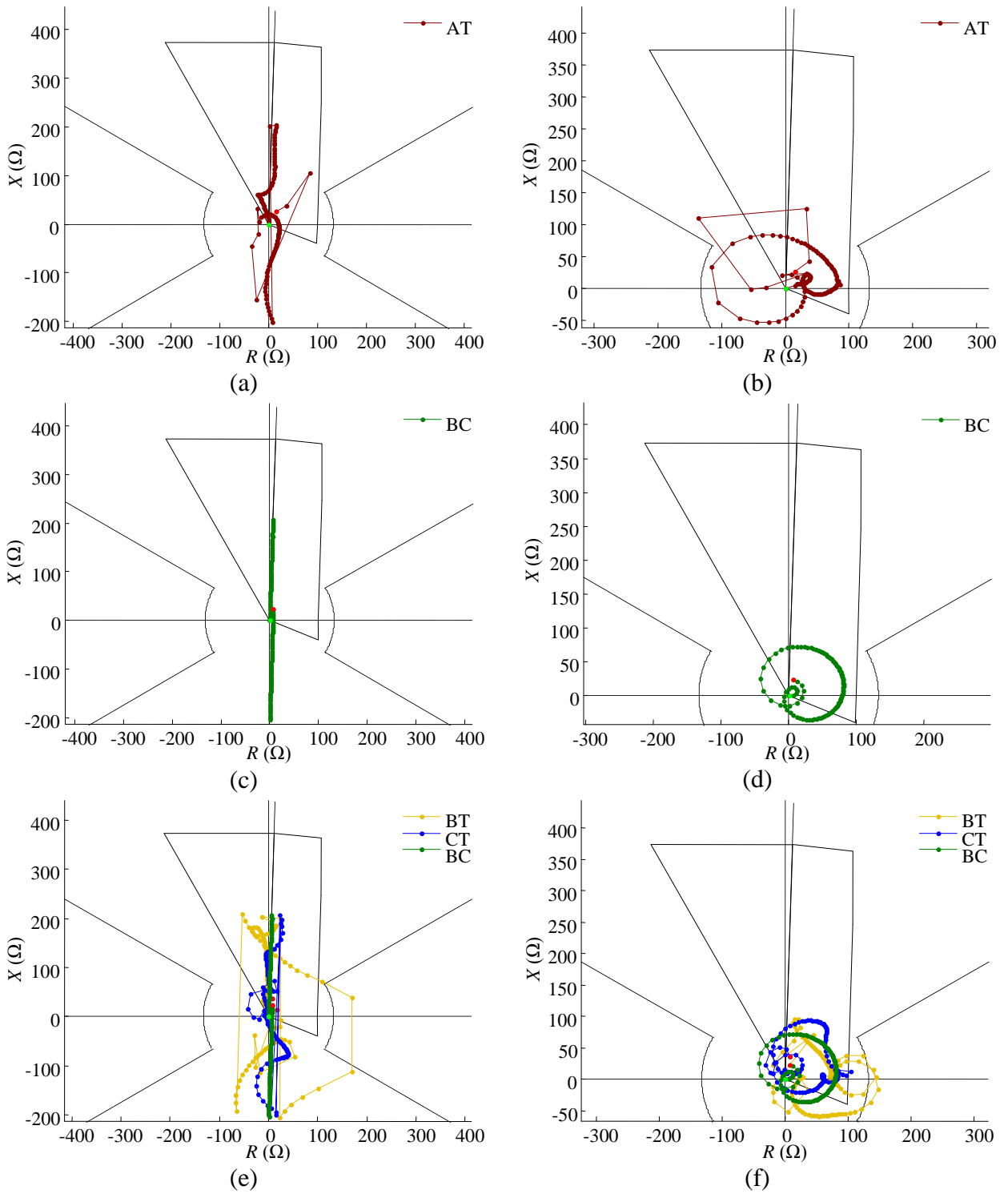
As fontes de tensão foram ajustadas para que em todos os casos a tensão pré-falta na barra dos relés fosse igual a 1 pu com fase 0°, e o carregamento pré-falta de cada LT fosse igual a P_0 . O modelo ABCD considerando o quadripolo equivalente das redes em paralelo é dado por:

$$\begin{bmatrix} V_E \\ I_E \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{A^1 B^2 + B^1 A^2}{B^1 + B^2} & \frac{B^1 B^2}{B^1 + B^2} \\ C^1 + C^2 + \frac{(A^1 - A^2)(D^2 - D^1)}{B^1 + B^2} & \frac{B^1 D^2 + D^1 B^2}{B^1 + B^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_R \\ I_R \end{bmatrix} \quad (5.11)$$

As análises foram realizadas em regime permanente, portanto não foram considerados os erros relativos à estimação de fasores.

As impedâncias vistas pelas unidades dos relés de distância não convencionais das linhas faltosa e sã que deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT são expostas na Figura 5.6 (k_1 e k_2 exatos). As impedâncias vistas pelas unidades que deveriam operar para curtos-circuitos ABCT são coincidentes com as impedâncias vistas pela unidade BC para curtos-circuitos BC.

Figura 5.6 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional das linhas (a) (c) (e) faltosa e (b) (d) (f) são que deveriam operar para faltas AT, BC e BCT



Fonte: Dados da pesquisa

Com relação à linha faltosa, são vistas pelas unidades de fase e pelas unidades de terra para faltas ABCT impedâncias de comportamento análogo ao do caso de circuito de $\lambda/2^+$ único. Já pelas unidades de terra quando de faltas que possuem componentes de sequência zero, além da descontinuidade em $\lambda/4$, são vistas impedâncias com desvios resistivos e reativos irregulares em relação a xZ_l – decorrentes do efeito do acoplamento mútuo entre as linhas.

Verifica-se que o relé da linha sã operaria para curtos-circuitos ao longo de trechos expressivos da linha faltosa, independentemente do tipo de falta.

Na Figura 5.7 são exibidas as impedâncias vistas pelas unidades dos relés de distância não convencionais das linhas faltosa e sã que não deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT (k_1 e k_2 exatos). Com exceção das unidades BC e AT para faltas AT e BC, respectivamente, as impedâncias das unidades que não deveriam operar são vistas dentro da característica de operação para defeitos simulados ao longo de trechos consideráveis, tanto da linha faltosa quanto da linha sã.

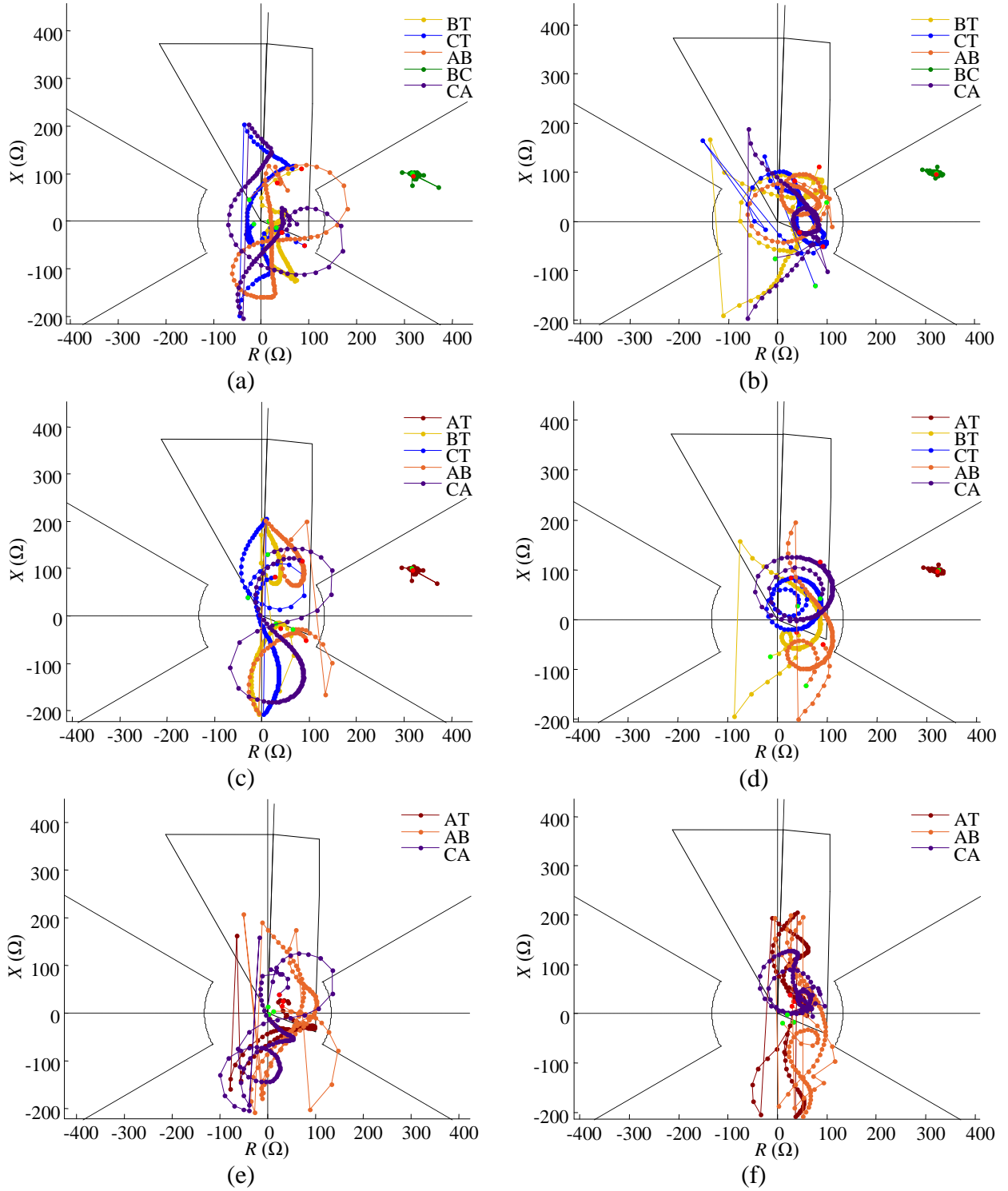
5.1.1 Análise do comportamento das tensões e correntes frente a curtos-circuitos

A Figura 5.8 apresenta os perfis dos módulos das tensões e correntes vistas na barra dos relés das linhas faltosa e sã, em componentes de fase e sequenciais, para curtos-circuitos AT simulados ao longo da linha faltosa. São observados para ambas as linhas perfis de tensão similares, tanto em componentes de fase quanto de sequência. As correntes possuem picos mais proeminentes em aproximadamente 45° e 135° elétricos, sendo estes mais pronunciados no primeiro para a linha sã e no segundo para a linha faltosa. A corrente da fase A da linha faltosa é drasticamente reduzida (0,02 pu) em $88,2^\circ$ elétricos, ao passo que, com exceção de trechos próximos a 180° elétricos, para a linha sã é verificada uma corrente de valor superior ao de pré-falta.

5.1.2 Correção da descontinuidade das impedâncias aparentes

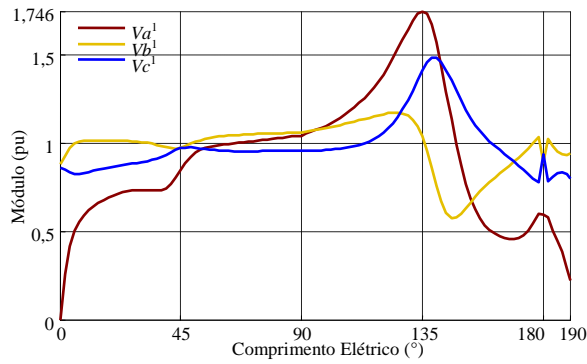
Na Figura 5.9 são expostas as impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional corrigida das LTs faltosa e sã que deveriam operar para curtos-circuitos AT, BC e BCT (k_1 e k_2 exatos).

Figura 5.7 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não convencional das linhas (a) (c) (e) faltosa e (b) (d) (f) são que não deveriam operar para faltas AT, BC e BCT

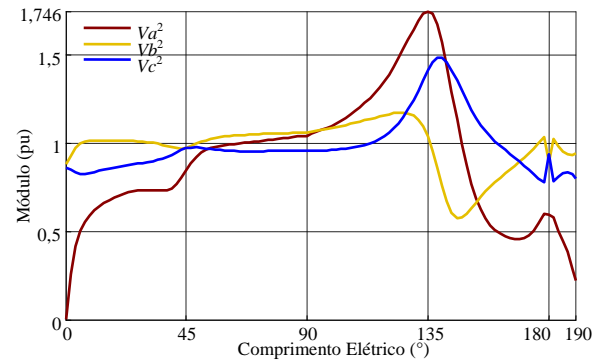


Fonte: Dados da pesquisa

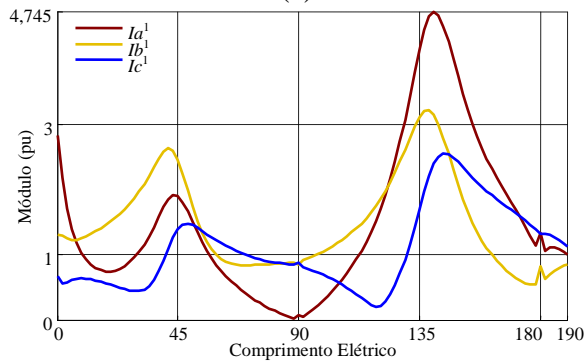
Figura 5.8 – Perfis dos módulos das grandezas vistas na barra dos relés das linhas (a) (c) (e) (g) faltosa e (b) (d) (f) (h) são para faltas AT ao longo da linha faltosa



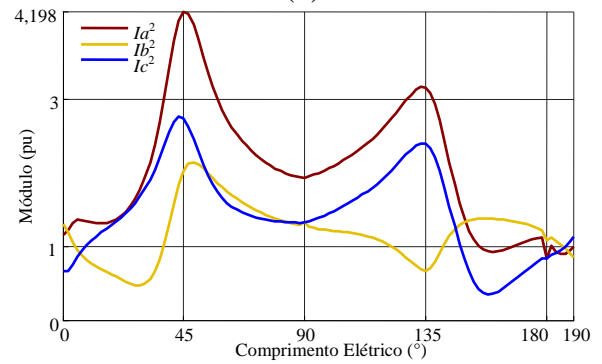
(a)



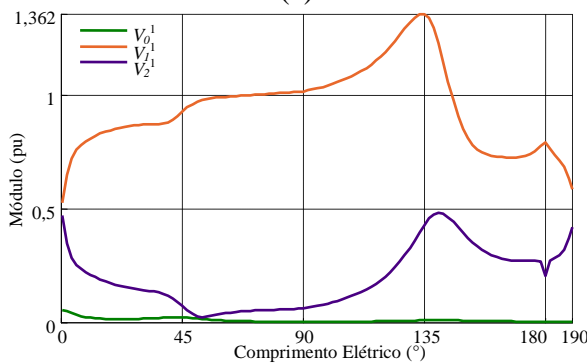
(b)



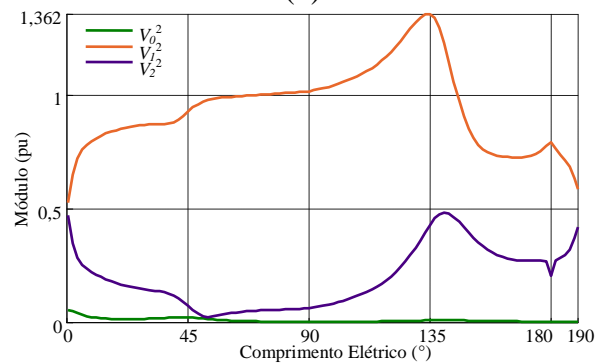
(c)



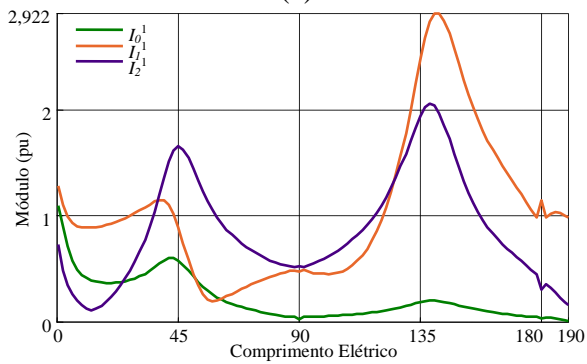
(d)



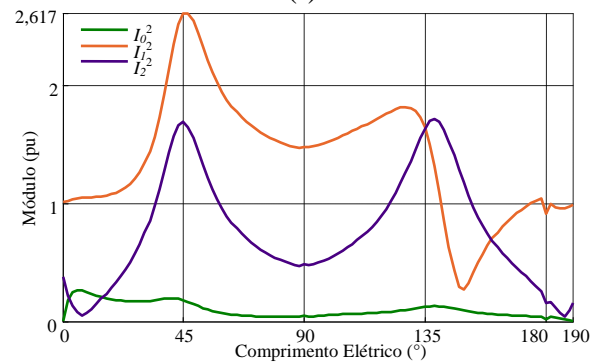
(e)



(f)



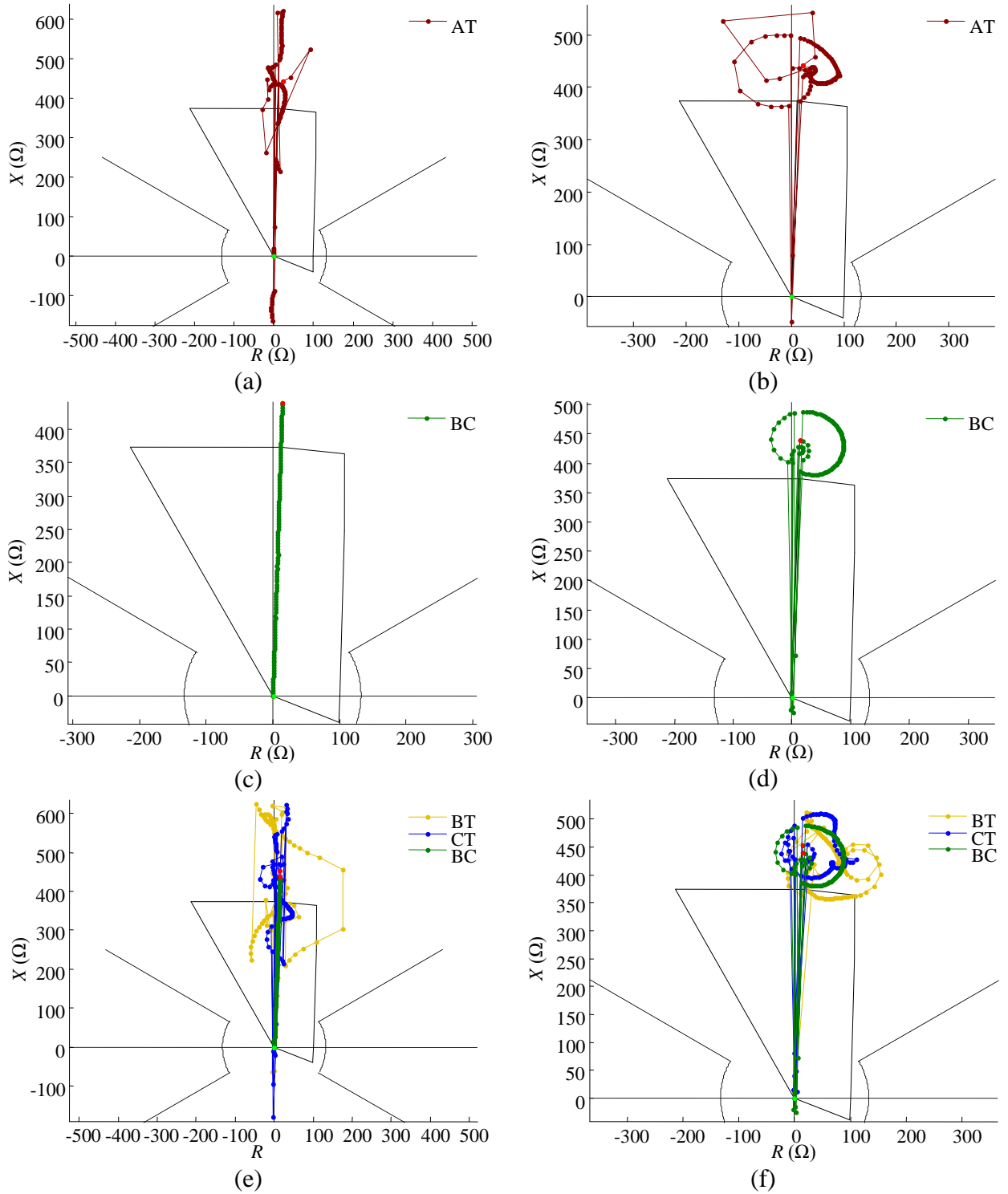
(g)



(h)

Fonte: Dados da pesquisa

Figura 5.9 – Impedâncias vistas pelas unidades da proteção de distância não corrigida das linhas (a) (c) (e) faltosa e (b) (d) (f) são que deveriam operar para faltas AT, BC e BCT

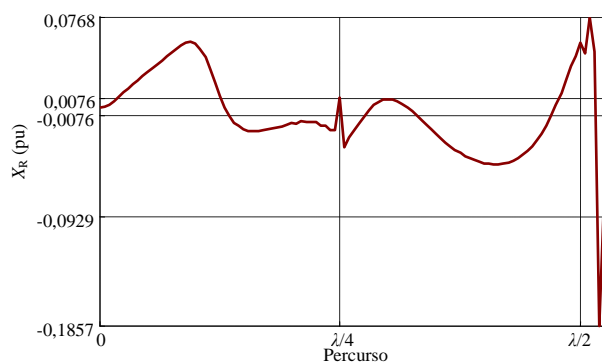


Fonte: Dados da pesquisa

As descontinuidades em $\lambda/4$ são corrigidas adequadamente quando de impedâncias vistas pelas unidades de fase do relé da linha faltosa. No entanto, em virtude do deslocamento resistivo resultante do acoplamento mútuo de sequência zero, impedâncias vistas pelas unidades de terra do relé da linha faltosa para curtos-circuitos AT e BCT em trechos do primeiro quarto de onda são deslocadas para fora da característica de operação, ao passo que em trechos do segundo quarto de onda não são corrigidas, em ambos os casos comprometendo a eficácia do esquema de proteção. As impedâncias vistas pelas unidades do relé da linha sã para os tipos de curto-circuito simulados ao longo de trechos bastante expressivos da LT faltosa são deslocadas para fora da característica de operação – o que é desejável. Todavia, impedâncias com desvios resistivos mínimos em relação a Z_L não são corrigidas, além de impedâncias vistas para faltas em trechos específicos permanecerem na característica de operação mesmo com tal deslocamento.

A Figura 5.10 mostra o perfil das partes imaginárias das impedâncias em pu vistas pela unidade AT do relé da linha faltosa para defeitos AT ao longo de sua extensão.

Figura 5.10 – Partes imaginárias das impedâncias em pu vistas pela unidade AT do relé de distância não convencional da linha faltosa para defeitos AT ao longo de sua extensão

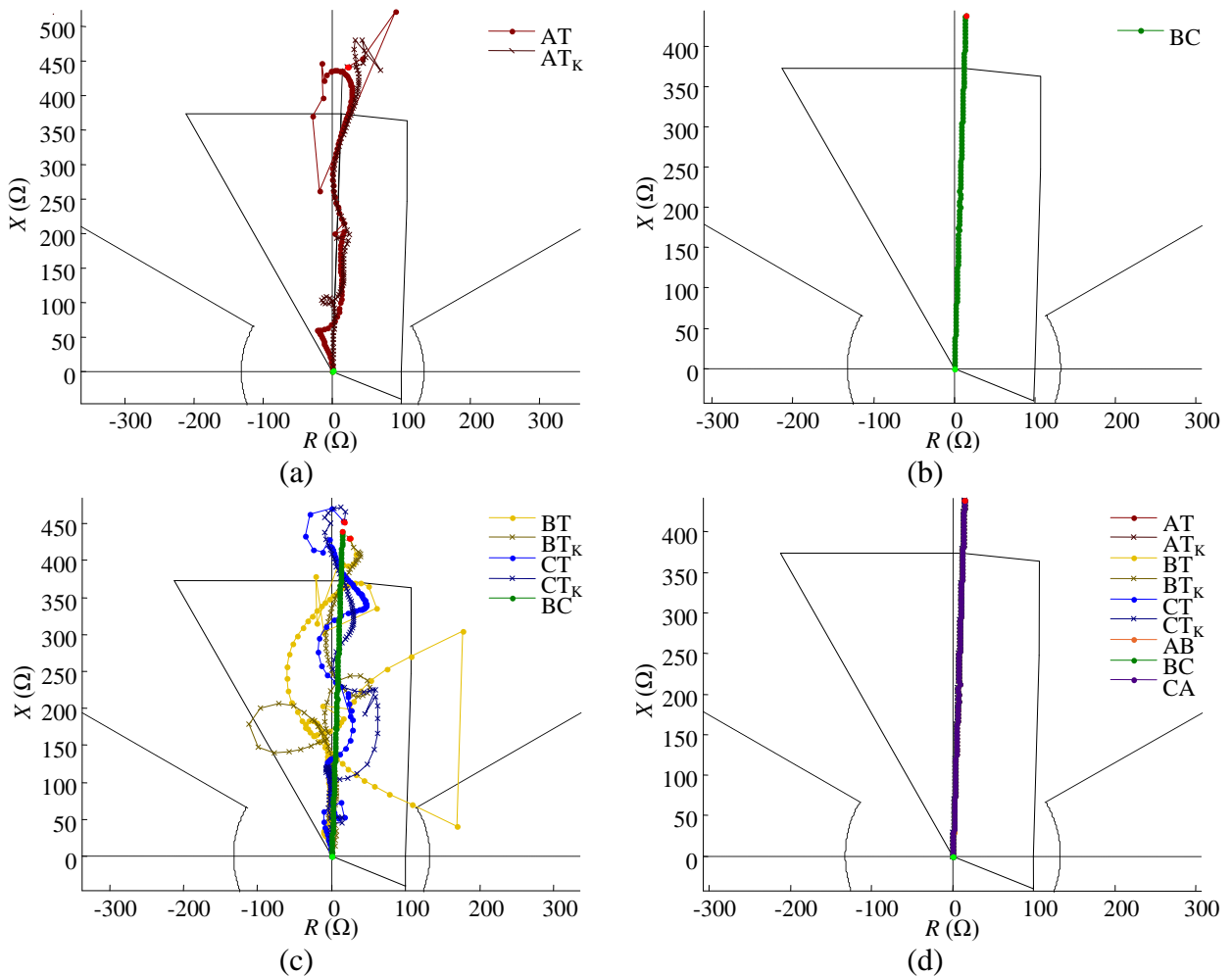


Fonte: Dados da pesquisa

Tendo que $0,5 \Delta i$ é igual a 0,0076 pu, impedâncias com $|X_R^{pu}|$ superior a tal valor são corrigidas, incluindo impedâncias vistas para faltas no primeiro quarto de onda e excluindo impedâncias vistas para faltas no segundo quarto de onda, indevidamente.

Definindo k_{ln} igual a 1 quando de impedâncias deslocadas, calculando k_1 e k_2 para as localizações exatas dos defeitos e assumindo tais parâmetros constantes para falta a 60° elétricos do extremo emissor, na Figura 5.11 são exibidas as impedâncias vistas pelas unidades do relé não convencional da linha faltosa que deveriam operar para cada tipo de curto-circuito simulado.

Figura 5.11 – Impedâncias vistas pelas unidades do relé de distância não convencional da linha faltosa que deveriam operar para faltas (a) AT, (b) BC, (c) BCT e (d) ABCT.



Fonte: Dados da pesquisa

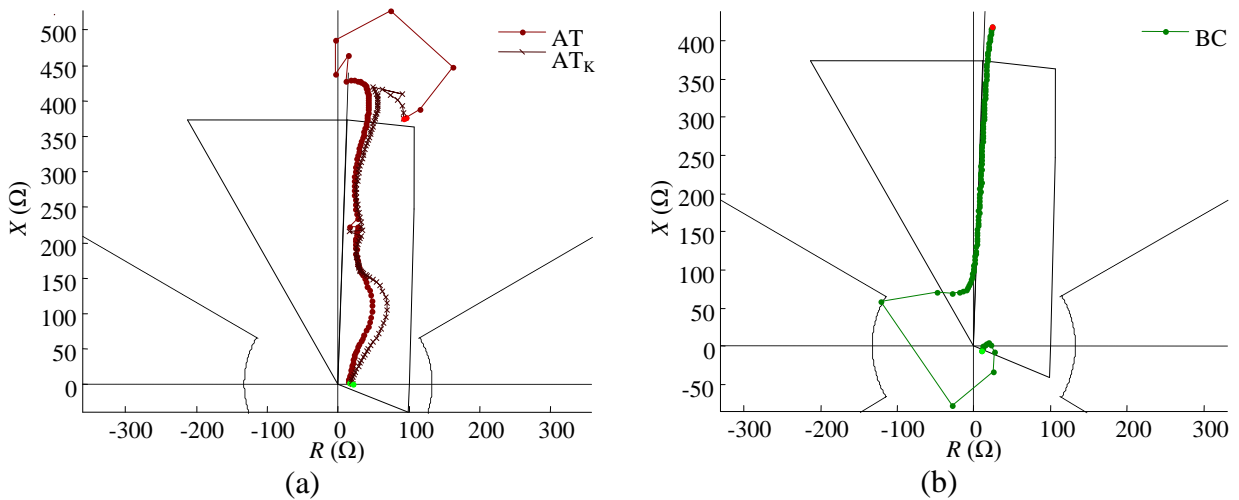
Com exceção das unidades BT e BT_K para faltas BCT, são notados desempenhos aceitáveis mesmo em casos de k_1 e k_2 constantes, levando à inferência de que a proteção de distância não convencional poderia ser aplicada diretamente em LTs de $\lambda/2^+$ paralelas com a utilização de um algoritmo de seleção de fases apropriado.

Contudo, conforme demonstrado no Capítulo 4, a utilização de k_1 e k_2 constantes torna a proteção – já consideravelmente sensível em relação ao ponto de falta determinado –, sensível também ao carregamento pré-falta e à SIR, não sendo recomendada.

5.1.2.1 Variação da resistência de falta

Definindo k_m igual a 1 em casos de impedâncias deslocadas no plano R - X , na Figura 5.12 são apresentadas as impedâncias vistas pelas unidades do relé de distância não convencional da linha faltosa: AT e AT_K para defeitos AT com resistência de falta igual a 50 Ω, e BC para defeitos BC com resistência de falta igual a 10 Ω.

Figura 5.12 – Impedâncias vistas pelas unidades do relé de distância não convencional da linha faltosa: (a) AT e AT_K para faltas AT com $R_F = 50 \Omega$ e (b) BC para faltas BC com $R_F = 10 \Omega$



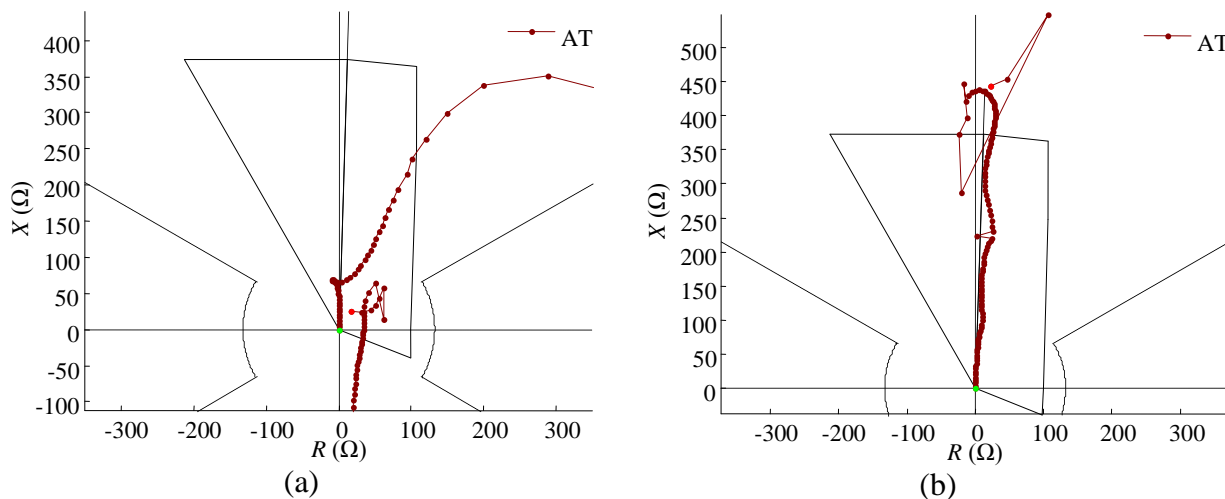
Fonte: Dados da pesquisa

Observa-se um desempenho aceitável quando de curtos-circuitos para a terra. Entretanto, para faltas BC, a unidade BC subalcança um trecho próximo ao extremo emissor, o que compromete a eficácia do esquema de proteção.

5.2 Análise da compensação da impedância mútua de sequência zero

Nas Figuras 5.13a e 5.13b são expostas as impedâncias vistas pela unidade AT da proteção de distância convencional para linhas paralelas e da proteção de distância não convencional (k_1 e k_2 exatos) considerando $I_R^1 = I_a^1 + 3k_1 I_{a0}^1 + k_m I_{a0}^2$, respectivamente, para defeitos AT francos ao longo linha faltosa.

Figura 5.13 – Impedâncias vistas pela unidade AT da (a) proteção de distância convencional para linhas paralelas e da (b) proteção de distância não convencional com compensação de Z_{0m} para defeitos AT ao longo da linha faltosa



Fonte: Dados da pesquisa

Nos casos da proteção de distância convencional para linhas paralelas, é verificada uma correspondência entre as impedâncias aparentes e xZ_I para faltas em distâncias curtas e médias (até 240 km), em virtude da correção do efeito da impedância mútua de sequência zero. Para faltas em distâncias maiores, as divergências se acentuam gradativamente e significativamente, por causa da desconsideração do efeito capacitivo.

Nos casos da proteção de distância não convencional com compensação de Z_{0m} , são obtidos para as impedâncias aparentes desvios bastante reduzidos em relação aos observados na Figura 5.11a, principalmente para impedâncias vistas para faltas no primeiro quarto de onda – sendo os desvios remanescentes devidos à admitância mútua de sequência zero, não compensada.

O desenvolvimento de uma estratégia de proteção que leve em conta tanto a impedância quanto a admitância mútua de sequência zero entre LTs paralelas ou de circuito duplo pode possuir boa aplicabilidade em linhas longas.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

Esta dissertação apresentou uma avaliação da eficácia da aplicação da proteção de distância não convencional em LTs de $\lambda/2^+$. Tal configuração se mostra uma alternativa viável para a transmissão de grandes blocos de energia a distâncias extra longas, podendo vir a ser adotada em uma eventual ampliação do sistema de transmissão da Amazônia.

No Capítulo 2, foi realizada uma revisão bibliográfica sobre modelos de LTs no domínio da frequência e sobre a seleção das grandezas de entrada para a proteção de distância convencional, não convencional e convencional para linhas paralelas. Dessa forma, possibilitou-se uma compreensão mais ampla das análises realizadas ao longo deste trabalho.

No Capítulo 3, foi avaliada a eficácia da aplicação da proteção de distância convencional e não convencional em uma LT longa para casos de não compensação e de compensação *shunt* no meio da linha. Verificou-se que a desconsideração do efeito capacitivo acarreta erros grosseiros quando da aplicação da proteção de distância em linhas longas. Constatou-se a necessidade da utilização de um algoritmo de seleção de fases eficaz, sendo mostrado que algoritmos baseados na diferença angular entre as correntes de sequência negativa e zero não possuem adequabilidade para uma LT de aproximadamente 800 km. Certificou-se de que a adoção de k_1 e k_2 constantes não compromete o desempenho da proteção de distância não convencional em uma LT longa, no entanto, o ponto de falta admitido para o cálculo de tais parâmetros pode afetar o perfil das impedâncias aparentes. A unidade de medição de admitância não apresentou boa adaptabilidade à característica de falta, sendo recomendada a utilização de uma característica poligonal polarizada. A inclusão de LTs externas provocou um afastamento das impedâncias aparentes vistas pelas unidades de detecção que não deveriam operar em relação

à origem do plano $R-X$. Mostrou-se que, quando ligado em um ponto intermediário da linha, um reator *shunt* afeta as medições de impedância para faltas em pontos posteriores ao de sua instalação. O método de medição específico avaliado demonstrou boa aplicabilidade, tendo o critério de comparação de reatâncias conduzido a melhores resultados. À vista disso, a proteção de distância não convencional desempenha satisfatoriamente em LTs longas.

No Capítulo 4, foi analisada a eficácia da aplicação da proteção de distância convencional e não convencional em uma LT de $\lambda/2^+$. Verificou-se que, para tal configuração, não há ocorrência de efeito Ferranti e a estabilidade é equiparável à de linhas curtas, de forma que não se requer compensação em derivação nem série. Viu-se também que tais linhas devem operar com potência natural, já que carregamentos maiores implicam sobretensões em $\lambda/4$, e que as perdas quando de cargas leves podem ser minimizadas com a utilização de autotransformadores com *taps* variáveis em ambos os terminais da LT. Confirmou-se a inadequabilidade da aplicação da proteção de distância convencional. As tensões e correntes frente a curtos-circuitos ao longo da linha apresentaram comportamentos bastante peculiares, como sobretensões e subcorrentes em trechos específicos. Ao se aplicar a proteção de distância não convencional, observou-se um deslocamento no plano $R-X$ para impedâncias vistas para faltas em pontos posteriores a $\lambda/4$, ademais de um comportamento irregular para casos com k_1 e k_2 constantes para falta no final da linha. O método de correção da descontinuidade em $\lambda/4$ avaliado se mostrou satisfatório para curtos-circuitos francos e insensível à variação do carregamento pré-falta e da relação entre a impedância de fonte e a impedância da linha, contudo, muito sensível ao deslocamento resistivo e, portanto, à variação da resistência de falta. Admitindo que tal descontinuidade decorre do domínio do argumento de um número complexo adotado no MATLAB, a proteção de distância não convencional se mostrou adequada mesmo para casos com k_1 e k_2 constantes para falta a 60° elétricos do terminal emissor. Não obstante, tal consideração torna a proteção sensível também a variações de carregamento e de SIR. Tendo em vista tais sensibilidades, as simplificações assumidas nas análises e a robustez requerida para um sistema de tal magnitude, conclui-se que ainda existem desafios a serem superados para que a proteção de distância não convencional possa ser aplicada em linhas de $\lambda/2^+$.

No Capítulo 5, foi feita uma análise da influência do acoplamento mútuo de sequência zero entre LTs de $\lambda/2^+$ paralelas no desempenho da proteção de distância não convencional. Observou-se um comportamento análogo ao do caso de LT de $\lambda/2^+$ única para impedâncias vistas

pelas unidades de fase e pelas unidades de terra quando de faltas que não possuem componentes de sequência zero. As impedâncias vistas pelas unidades de terra para faltas que possuem componentes de sequência zero apresentaram deslocamentos resistivos e reativos irregulares em relação às impedâncias de sequência positiva reais. Verificou-se também que o relé da linha são operaria para curtos-circuitos ao longo de trechos expressivos da linha faltosa. Ao se analisar o comportamento das tensões e correntes frente a curtos-circuitos monofásicos, foram constatados perfis de tensão idênticos para as LTs faltosa e são. Devido ao deslocamento resistivo provocado pela influência do acoplamento eletromagnético, o método de correção da descontinuidade em $\lambda/4$ avaliado se mostrou não satisfatório inclusive para curtos-circuitos monofásicos e bifásicos-terra francos. Admitindo que a descontinuidade resulta do domínio do argumento de um número complexo adotado no MATLAB, a proteção de distância não convencional obteve um desempenho aceitável até para casos com k_1 e k_2 constantes para falta a 60° elétricos do extremo emissor, todavia, ao se variar a resistência de falta foi notado que para uma falta BC, a unidade BC subalcança um trecho próximo ao extremo emissor, o que inviabiliza a aplicação de tal proteção em linhas de $\lambda/2^+$ paralelas. Por fim, mostrou-se que a compensação da impedância mútua de sequência zero conduz a desvios reduzidos, fazendo-se necessário o desenvolvimento de uma estratégia de proteção que leve em conta também a admitância mútua de sequência zero.

O fato de todas as análises terem sido realizadas em regime permanente permitiu a abordagem de uma gama maior de casos, o que possibilitou uma melhor compreensão do problema.

6.1 Possíveis desdobramentos

São sugestões para trabalhos futuros:

- a) desenvolver uma solução eficiente para o uso dos parâmetros k_1 e k_2 ;
- b) avaliar a influência dos erros relativos à estimação de fasores nos resultados obtidos;
- c) avaliar a eficácia e a eficiência da utilização de uma unidade de medição polarizada para os casos simulados;
- d) avaliar a influência do efeito corona sobre os resultados apresentados;

- e) propor um esquema de proteção que leve em conta tanto a impedância quanto a admitância mútua de sequência zero entre LTs longas paralelas;
- f) propor um esquema de proteção eficaz e eficiente para LTs de $\lambda/2^+$.

REFERÊNCIAS

- CALERO, Fernando. **Mutual impedance in parallel lines: protective relaying and fault location considerations**. 2008. Disponível em: <<https://www.selinc.com/WorkArea/DownloadAsset.aspx?id=3488>>. Acesso em: 11 maio 2015.
- COSTELLO, David; ZIMMERMAN, Karl. Determining the faulted phase. In: ANNUAL CONFERENCE FOR PROTECTIVE RELAY ENGINEERS, 63., 2010, College Station, TX. **Proceedings...** College Station, TX: IEEE, 2010. p. 1 – 20.
- DIAS, Robson Francisco da Silva. **Derivação ou injeção de energia em uma linha de transmissão de pouco mais de meio comprimento de onda por dispositivos de eletrônica de potência**. 2008. 261 f. Tese (Doutorado) – Curso de Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2008.
- DIAS, Robson; LIMA, Antônio; PORTELA, Carlos; AREDES, Maurício. Extra long-distance bulk power transmission. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S. l.], v. 26, n. 3, p.1440–1448, jul. 2011.
- EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA. **Estudos para a licitação da expansão da transmissão – Detalhamento da alternativa de referência: Relatório R2 – Expansão da interligação entre as regiões Norte/Nordeste e Sudeste/Centro-Oeste: elo de corrente contínua ± 800 kV Xingu – Terminal Rio**. Rio de Janeiro, 2014.
- FABIÁN E., Renzo G.; TAVARES, M. C. Distance protection for half wavelength transmission lines. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS, 11., 2015, Cavtat. **Proceedings...** Cavtat: IPST, 2015. p. 1 – 6.
- FUCHS, Rubens Dario. **Transmissão de energia elétrica: linhas aéreas**. Rio de Janeiro: LTC, 1977.
- GENERAL ELECTRIC COMPANY. **Transmission line reference book: 345 kV and above**. 2. ed. Palo Alto, CA: Electric Power Research Institute, 1982.
- GIL, Antonio Carlos. **Como elaborar projetos de pesquisa**. 4. ed. São Paulo: Atlas, 2002.
- GLOVER, J. Duncan; SARMA, Mulukutla S.; OVERBYE, Thomas J. **Power system analysis and design**. 5. ed. Stamford, CT: Cengage Learning, 2012.
- HUBERT, F. J.; GENT, M. R. Half-wavelength power transmission lines. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S. l.], v. 84, n. 10, p.965–974, out. 1965.
- JOHN GRAHAM. ABB Power Systems. **Cigré B4 workshop CC-UAT: tecnologias em ±800 kV**. 2012. Disponível em: <ftp://ftp.cepel.br/upload/UAT/Workshop_UATCC_Cigre-Brasil_2012/2012-10-03 Morning/05_WS_UATCC_2012_Cigré B4 ±800 kV HVDC John Graham ABB.pdf>. Acesso em: 11 mar. 2015.

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

KUNDUR, Prabha. **Power system stability and control**. New York: McGraw-Hill, 1994.

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

KÜSEL, Bernard Fernandes; LOPES, Felipe Vigolvinho; SILVA, Kleber Melo. Proteção de distância não convencional aplicada às linhas de transmissão com pouco mais de meio comprimento de onda. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, 22., 2013, Brasília. **Anais...** Brasília: Cigré-Brasil, 2013. p. 1 – 9.

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

MELLO, F. P. **Proteção de sistemas elétricos de potência**. Santa Maria: Ed. da UFSM, 1979.

OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO. **ONS – Sistema interligado – conf. jun/2014 versão 22/08/2014 – BR1406A.ANA**.

PEREIRA, Clever. **Redes elétricas no domínio da frequência: técnicas de análise, modelos de componentes, técnicas computacionais**. São Paulo: Artliber, 2015.

PEREIRA, Clever. **Proteção de distância**. 05 ago. 2013, 09 dez. 2013. 90 f. Notas de Aula.

PORTELA, C.; ALVIM, M. Soluções não convencionais em CA adequadas para transmissão a distância muito longa: uma alternativa para o sistema de transmissão da Amazônia. In: TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA A LONGA DISTÂNCIA, 2007, Recife. **Anais...** Recife: Policonsult, 2007. p. 1 – 30.

PRABHAKARA, F. S.; PARTHASARATHY, K.; RAMACHANDRA RAO, H. N. Analysis of natural half-wave-length power transmission lines. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S. l.], v. 88, n. 12, p.1787–1794, dez. 1969.

SCHWEITZER ENGINEERING LABORATORIES INC. (Estados Unidos da América). Jeffrey B. Roberts; Edmund O. Schweitzer III. **Fault identification system for use in protective relays for power transmission lines**. EUA nº US5515227 A, 20 jun. 1995, 07 maio 1996.

SIEMENS. **SIPROTEC: distance protection 7SA6**. Nürnberg, 2011.

TOZONI-REIS, Marília Freitas de Campos. **Metodologia da pesquisa**. 2. ed. Curitiba: IESDE Brasil, 2009.

VIDIGAL, Rodrigo Fernandes. **Análise do comportamento de uma linha de um pouco mais de meio comprimento de onda sob diferentes condições de operação em regime permanente e durante a manobra de energização**. 2010. 128 f. Dissertação (Mestrado) – Curso de Engenharia Elétrica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2010.

XU, Z. Y.; HUANG, S. F.; RAN, LI; LIU, J. F.; QIN, Y. L.; YANG, Q. X.; HE, J. L. A distance protection relay for a 1000-kV UHV transmission line. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S. l.], v. 23, n. 4, p.1795–1804, out. 2008.