

Cálculo de Parâmetros de Linhas Aéreas sob Condições de Interferência e Solo Estratificado: Estudo da Influência sobre Localizadores de Faltas

Amauri G. Martins Britto
Universidade de Brasília
amaurigmartins@gmail.com

Felipe Vigolvino Lopes
Universidade de Brasília
felipevlopes@unb.br

Resumo — Neste trabalho, apresenta-se uma metodologia de cálculo dos parâmetros de linhas de transmissão (LTs) aéreas sujeitas a interferências por acoplamento magnético com outras instalações metálicas, considerando o solo como um meio estratificado em camadas horizontais, com diferentes resistividades elétricas. Para tanto, a solução analítica em forma fechada da integral de Carson é empregada para cálculo das impedâncias próprias e mútuas da LT. A metodologia é validada por meio da simulação de um caso hipotético de paralelismo entre uma tubulação metálica e uma LT e comparação com a rotina *Line Constants* do *Alternative Transients Program* (ATP). Por fim, os efeitos da presença da tubulação nas proximidades da LT são investigados por meio de simulações de curto-circuito e testes de desempenho de três algoritmos de localização de faltas em LTs, comumente empregados por concessionárias. Dos resultados, demonstra-se que a interferência pode ter influência significativa sobre técnicas de monitoramento de LTs, devendo ser considerada em situações práticas adversas.

Palavras-chaves — ATP, curto-circuito, interferências eletromagnéticas, linhas de transmissão, localização de faltas, métodos numéricos, parâmetros de linha.

I. INTRODUÇÃO

O problema das influências eletromagnéticas mútuas entre LTs e outras estruturas metálicas, tais como gasodutos, oleodutos, cercas etc., permanece atual e ainda impõe desafios à comunidade científica. Sobretudo em razão da necessidade de investimentos no setor elétrico, diante de regulamentações ambientais cada vez mais restritivas em relação ao uso do espaço, os casos de interferência ou compartilhamento de faixas de servidão tem se tornado comuns, o que vem motivando estudos nessa área [1]-[2].

Uma tubulação metálica, quando exposta aos condutores energizados de uma LT, é sujeita a uma variedade de fenômenos, que resultam no surgimento de tensões induzidas ao longo de seu traçado, decorrentes dos acoplamentos indutivo, condutivo e capacitivo entre as duas estruturas, tanto em regime permanente (durante a operação normal da LT) e quanto em regime transitório (no caso de faltas na LT).

Esses mecanismos dependem diretamente da geometria das instalações, tipo e disposição dos condutores, classe de tensão, níveis de corrente, tipo de revestimento da tubulação, resistividade elétrica do solo, dentre outros fatores. Adicionalmente, eles acarretam riscos potenciais à integridade do patrimônio (instalações envolvidas) e de pessoas, como situações de: choque elétrico por tensões de

toque ou passo, ruptura do dielétrico do revestimento isolante, corrosão eletroquímica do metal por correntes alternadas e, por fim, danos por imposição de corrente ao metal e equipamentos ligados ao duto [2].

Reciprocamente, a presença de uma tubulação metálica nas proximidades de uma LT energizada, especialmente em longos comprimentos de paralelismo, também impõe os referidos acoplamentos aos condutores da LT, o que influencia diretamente no cálculo dos parâmetros no domínio de sequências da LT [3]. Para aplicações que dependem do conhecimento desses parâmetros, tais como estudos de curto-circuito, algoritmos de proteção de LTs e de localização de faltas, a presença de uma estrutura metálica interferida pode afetar sobremaneira os resultados, visto que resulta em ajustes possivelmente equivocados em situações nas quais a interferência não é considerada.

A formulação clássica do cálculo de parâmetros de LTs é baseada na expansão em série de potências da equação de Carson [4], sendo tipicamente utilizados os dois primeiros termos da série e desconsiderados os demais. Essa é uma abordagem conveniente e computacionalmente eficaz, que produz resultados satisfatórios para baixas frequências, como as adotadas em sistemas elétricos de potência, e para afastamentos relativamente pequenos entre condutores mutuamente acoplados, como é o caso das distâncias usuais entre condutores fase e para-raios [1]. Entretanto, esta simplificação tende a introduzir erros significativos em estudos mais complexos, especialmente quando existem interferências entre a LT e tubulações metálicas enterradas. De fato, as distâncias envolvidas podem atingir a ordem de grandeza de alguns quilômetros [2], tornando inadequados os métodos de cálculo de acoplamentos mútuos que imponham demasiadas restrições sobre o afastamento entre condutores.

Outra fonte de erro reconhecida são as incertezas relacionadas à resistividade elétrica do solo [5]. Solos reais são meios anisotrópicos, isto é: suas propriedades variam com a direção e a profundidade. Contudo, sua influência no modelo de acoplamento clássico é expressa, na equação de Carson, por meio de um parâmetro uniforme ρ . Neste contexto, sabe-se que é comum, na indústria, considerar um valor padrão de resistividade elétrica igual a 100 $\Omega \cdot m$, porém esta premissa retrata poucos casos reais [6].

Diante da importância do tema, apresenta-se neste trabalho uma metodologia aprimorada para cálculo de parâmetros de LT interferidas, considerando o solo estratificado e verificando a influência destes fatores sobre

algoritmos tradicionalmente empregados em localizadores de faltas. Para as referidas avaliações, realizam-se testes usando o ATP, por meio dos quais se comprova a influência da interferência e do solo estratificado em métodos de localização de faltas que dependem dos parâmetros da LT.

II. MODELAGEM MATEMÁTICA

A. Cálculo dos Parâmetros de LTs Interferidas

O cálculo dos parâmetros no domínio de sequências de uma LT parte da determinação da matriz de impedâncias série do sistema, envolvendo os condutores e suas imagens. Os termos dessa matriz expressam em ohms por unidade de comprimento as impedâncias próprias e mútuas dos condutores com caminho de retorno pela terra. Esses termos são obtidos por meio da equação de Carson (1), referindo à geometria retratada na Fig. 1, a qual representa um condutor aéreo qualquer pertencente à LT, designado pelo índice i , uma tubulação subterrânea com traçado paralelo à LT e sua imagem, designadas pelo índice j , e o solo homogêneo com resistividade elétrica ρ .

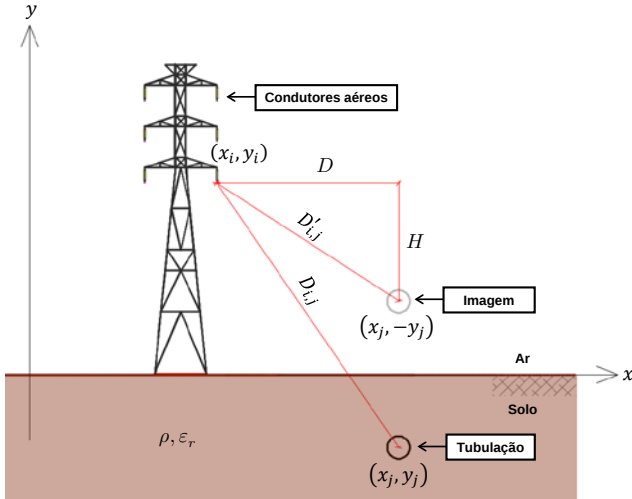


Fig. 1 Condutores aéreos, tubulação subterrânea e sua imagem.

$$Z_{i,j} = \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \ln\left(\frac{D'_{i,j}}{D_{i,j}}\right) + \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} IC, \quad (1)$$

$$IC = \int_0^\infty \frac{2e^{-H\lambda}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon_0\epsilon_r}} \cos(\lambda D) d\lambda, \quad (2)$$

sendo $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m a constante de permeabilidade magnética do espaço livre; ρ a resistividade elétrica do solo local, em $\Omega \cdot m$; ϵ_r a permissividade elétrica relativa do solo local; H , D , $D_{i,j}$ e $D'_{i,j}$ afastamentos relativos que dependem das posições e dos meios onde estão os condutores i e j .

A primeira parcela de (1) corresponde à impedância do circuito com caminho de retorno pela terra para o meio perfeitamente condutor. A segunda parcela, contendo o termo identificado por IC , corresponde a uma integral imprópria, que representa os efeitos do solo com resistividade finita, incluindo as perdas no retorno da corrente. A solução da integral de Carson vem sendo abordada por inúmeros pesquisadores, por meio de técnicas de integração numérica utilizando quadraturas ou, principalmente, pela dedução de expressões simplificadas [1]. Essas simplificações limitam o

domínio de validade do modelo de cálculo de acoplamento, exigindo o conhecimento profundo das particularidades do problema de interferências em estudo.

Um trabalho recente, desenvolvido em [7], demonstra que a integral de Carson pode ser calculada analiticamente, com precisão de ponto flutuante e sem problemas de convergência, por meio de uma solução em forma fechada, isto é: expressa em termos de uma ou mais funções cujo comportamento é conhecido. Com efeito, a integral imprópria de (1) é equivalente a:

$$IC = \frac{\pi}{2u_1} [\hat{H}_1(u_1) - \hat{Y}_1(u_1)] - \frac{1}{u_1^2} + \frac{\pi}{2u_2} [\hat{H}_1(u_2) - \hat{Y}_1(u_2)] - \frac{1}{u_2^2}, \quad (3)$$

em que $\hat{H}_1$ é a função de Struve e $\hat{Y}_1$ é a função de Bessel de segunda espécie [7], ambas de primeira ordem, com a seguinte mudança de variáveis:

$$u_1 = \sqrt{j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon_0\epsilon_r} (H - jD), \quad (4)$$

$$u_2 = \sqrt{j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon_0\epsilon_r} (H + jD). \quad (5)$$

As impedâncias mútuas do sistema são calculadas para todo $i \neq j$, utilizando as equações precedentes. As impedâncias próprias dos condutores são obtidas fazendo $i = j$, $D_{j,j} = GMR$, $D'_{j,j} = H = 2|y_j|$ e $D = 0$. O termo GMR corresponde ao raio médio geométrico do condutor ou feixe de condutores, sendo um parâmetro comumente fornecido pelos fabricantes de cabos.

Especificamente no caso do condutor tubular ilustrado na Fig. 2, o raio médio geométrico da estrutura, denotado por RMG_{TU} , é calculado utilizando a equação a seguir [8]:

$$\ln(RMG_{TU}) = \ln(r_{ext}) - \frac{\frac{r_{ext}^4}{4} - r_{ext}^2 r_{int}^2 + r_{int}^4 \left[\frac{3}{4} + \ln\left(\frac{r_{int}}{r_{ext}}\right) \right]}{(r_{ext}^2 - r_{int}^2)^2}, \quad (6)$$

em que r_{ext} e r_{int} expressam, respectivamente, o raio externo e o raio interno do condutor, em metros.

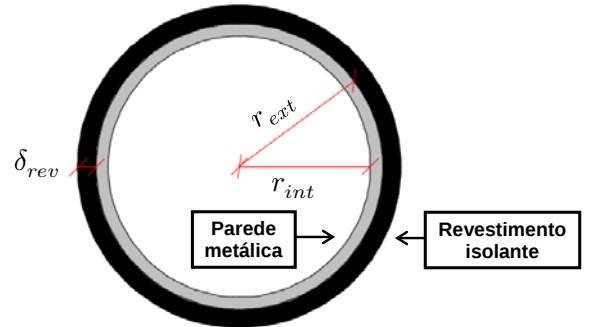


Fig. 2 Condutor tubular.

Uma vez construída a matriz de impedâncias série, os condutores para-raios e a tubulação metálica são eliminados por meio da redução de Kron. Em seguida é aplicada a transposição da LT e, finalmente, a matriz de transformação de componentes simétricas, resultando nas impedâncias de sequência zero, positiva e negativa da LT. Essas etapas de cálculo estão documentadas na literatura [3] e serão omitidas.

B. Inclusão da estratificação do solo no modelo de cálculo

A Fig. 1 retrata um caso em que o solo é perfeitamente uniforme, com resistividade elétrica ρ para todo $y \in (0, \infty)$,

sendo esse o parâmetro considerado nas equações (1)-(5). Ocorre que solos reais são estruturas mais complexas, compostas por elementos sólidos, líquidos e gasosos, cuja resistividade elétrica é dependente da presença de água, porosidade das partículas, tipo de eletrólito e temperatura [9].

Em situações práticas, a resistividade elétrica do solo é comumente obtida por meio do método de Wenner [10], o qual consiste na tomada de sucessivas leituras, a partir da superfície do solo, de um valor de resistividade elétrica dita aparente, em localidades distintas e para diversas profundidades. Ao processo de modelagem matemática do solo em camadas finitas e resistividades reais, com base nos valores de resistividade aparente, é dado o nome de estratificação do solo. Na Fig. 3, exemplifica-se um solo real, com várias camadas com resistividades ρ_i e espessuras h_i , e seu modelo correspondente:

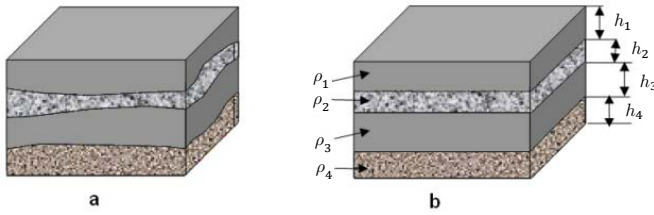


Fig. 3 Solo real: (a) solo estratificado; (b) solo reproduzido de [10].

O modelo de solo uniforme corresponde à simples média aritmética dos valores de resistividade aparente. A modelagem do solo estratificado em duas ou mais camadas requer métodos numéricos mais sofisticados. O problema da estratificação do solo é bem conhecido em aplicações de aterramento elétrico [9], assim como as imprecisões que surgem se considerada resistividade do solo uniforme [11].

Uma estratégia para a solução de problemas envolvendo solos multicamadas consiste em reduzi-lo a um equivalente uniforme e aplicar as equações de acoplamento clássicas, como a de Carson. Tal abordagem tem apresentado resultados válidos em estudos anteriores [1]. Um solo multicamadas, descrito por N valores de resistividade $[\rho_1, \rho_2, \rho_3, \dots, \rho_N]$ e $N - 1$ valores de espessura $[h_1, h_2, h_3, \dots, h_{N-1}]$, pode ser reduzido a um modelo equivalente de duas camadas por meio da fórmula de Hummel [12], expressa a seguir, cujo efeito é ilustrado na Fig. 4.

$$\rho_1^{eq} = \frac{\sum_{i=1}^{N-1} h_i}{\sum_{i=1}^{N-1} \rho_i}, \quad (7)$$

$$h^{eq} = \sum_{i=1}^{N-1} h_i, \quad (8)$$

$$\rho_2^{eq} = \rho_N. \quad (9)$$

O modelo de solo de duas camadas pode ser subsequentemente reduzido para um modelo equivalente uniforme, por meio da seguinte relação, obtida por Tsiamitros *et al* [13] e que leva em conta o coeficiente de penetração da corrente no solo:

$$\rho^{eq} = \rho_1 \left[\frac{\left(\frac{1}{\sqrt{\rho_1}} + \frac{1}{\sqrt{\rho_2}} \right) + \left(\frac{1}{\sqrt{\rho_1}} - \frac{1}{\sqrt{\rho_2}} \right) e^{-2h \sqrt{\frac{\pi f \mu_1}{\rho_1}}}}{\left(\frac{1}{\sqrt{\rho_1}} + \frac{1}{\sqrt{\rho_2}} \right) - \left(\frac{1}{\sqrt{\rho_1}} - \frac{1}{\sqrt{\rho_2}} \right) e^{-2h \sqrt{\frac{\pi f \mu_1}{\rho_1}}}} \right]^2, \quad (10)$$

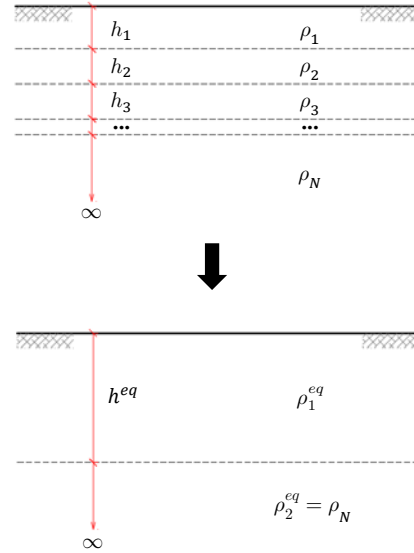


Fig. 4 Redução do solo multicamadas para o modelo equivalente de Hummel.

em que f é a frequência do sistema elétrico de potência, em hertz; e μ_1 é a permeabilidade magnética do solo na primeira camada, em henries por metro.

C. Localização de faltas em LTs

LTs aéreas são instalações de grande porte e expostas a intempéries, sendo sujeitas a faltas provocadas por descargas atmosféricas, queimadas, falhas de isolamento, vandalismo, contato com animais e árvores, dentre outros [5]. Caso uma falta ocorra, com o objetivo de conferir confiabilidade ao sistema de transmissão e viabilizar um pronto restabelecimento da rede elétrica, é conveniente isolar a parte defeituosa do sistema e promover sua inspeção. Neste contexto, são comumente empregados dispositivos localizadores de faltas, os quais executam rotinas que, em sua grande maioria, dependem dos parâmetros da LT monitorada. Dentre os métodos existentes, merecem destaque os baseados na análise de componentes fundamentais, os quais ainda são os mais utilizados por concessionárias de energia elétrica [5].

Em resumo, para os métodos baseados na análise de componentes fundamentais que utilizam os parâmetros elétricos da rede, uma vez conhecidas as impedâncias de sequência da LT e os fasores fundamentais das tensões e correntes durante o período de falta, esses algoritmos convergem para uma estimativa da distância entre o localizador de falta e o ponto de ocorrência do distúrbio, permitindo uma busca seletiva do ponto de falta ao longo dos condutores da LT, os quais podem ter comprimentos da ordem centenas de quilômetros.

Dentre os algoritmos de localização de faltas reportados na literatura, destacam-se os de um terminal, cujo princípio de funcionamento é de simples aplicação. Considerando como referência o terminal G do sistema ilustrado na Fig. 5, a localização do defeito consiste em estimar uma impedância aparente entre o localizador e o ponto de falta, a qual pode ser calculada usando:

$$Z_{app} = \frac{\hat{V}_G}{\hat{I}_G} = mZ_{L1} + R_F \left(\frac{\hat{I}_F}{\hat{I}_G} \right), \quad (11)$$

em que $\hat{V}_G$ e $\hat{I}_G$ são os fasores fundamentais de tensão e corrente registrados no terminal G da LT, dados, respectivamente, em volts e ampères; m é a distância por unidade de comprimento em relação ao terminal G; Z_{L1} é a impedância total de sequência positiva entre os terminais da LT; R_F é a resistência de falta, em ohms; e $\hat{I}_F$ é a corrente total de falta, em ampères.

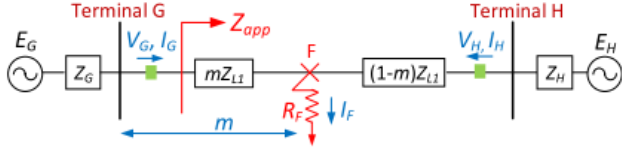


Fig. 5 Diagrama unifilar de um sistema de transmissão com ocorrência de falta no ponto F, reproduzido de [5].

Uma vez que as medições de tensão e corrente são realizadas em apenas um terminal da LT, (11) possui três incógnitas: m , R_F e I_F . Assim, tradicionalmente, os métodos de localização de faltas aplicam simplificações que permitem a redução das incógnitas para apenas uma: a distância m .

Os métodos indicados a seguir, cujos mecanismos são pormenorizadamente descritos em [5], permitem a eliminação dos termos R_F e I_F de (11) e, consequentemente, a obtenção da localização da falta.

O método da Reatância assume que a resistência de falta R_F é puramente resistiva, sendo a distância m calculada utilizando:

$$m = \frac{\text{Im}\left(\frac{\hat{V}_G}{\hat{I}_G}\right)}{\text{Im}(Z_{L1})}. \quad (12)$$

Outro método bastante difundido na literatura é o de Takagi, o qual introduz um ganho de desempenho em relação ao método da Reatância. Por meio da decomposição do sistema em um circuito de pré-falta e um circuito puramente de falta, a corrente de carregamento é suprimida da corrente total de falta e, consequentemente, os erros de reatância provenientes do carregamento do sistema são minimizados. Além disso, obtém-se uma formulação matemática que reduz o efeito da resistência de falta, de forma que sendo a distância m é calculada utilizando:

$$m = \frac{\text{Im}(\hat{V}_G \times \Delta \hat{I}_G^*)}{\text{Im}(Z_{L1} \times \hat{I}_G \times \Delta \hat{I}_G^*)}. \quad (13)$$

em que valores de $\hat{V}_G$, $\hat{I}_G$ e $\Delta \hat{I}_G$ dependem do tipo de falta ocorrida. Por exemplo, para um curto-circuito monofásico entre a fase A e a terra, tem-se que:

$$\hat{V}_G = \hat{V}_{AF}, \quad (14)$$

$$\hat{I}_G = \hat{I}_{AF} + k \hat{I}_{G0}, \quad (15)$$

$$k = \frac{Z_{L0}}{Z_{L1}} - 1, \quad (16)$$

$$\Delta \hat{I}_G = \hat{I}_{AF} - \hat{I}_{Apre}, \quad (17)$$

sendo $\hat{V}_{AF}$ a tensão de falta na fase A, registrada no terminal G, em volts; $\hat{I}_{AF}$ a corrente de falta na fase A, registrada no terminal G, em ampères; Z_{L0} a impedância total de sequência zero entre os terminais G e H, em ohms; $\hat{I}_{G0}$ a corrente de sequência zero registrada no terminal G, em ampères; e $\hat{I}_{Apre}$ a corrente de pré-falta na fase A, registrada no terminal G, em ampères.

Finalmente, como uma evolução da técnica anterior, reportam-se na literatura versões modificadas do método de Takagi, conhecidas como métodos de Takagi Modificado, as quais dispensam a necessidade de se conhecer as correntes de pré-falta do sistema. Em sua abordagem de sequência zero, $\Delta \hat{I}_G$ é substituída pela corrente de sequência zero $\hat{I}_{G0}$, sendo a distância m ao ponto de falta obtida por meio da seguinte expressão:

$$m = \frac{\text{Im}(\hat{V}_G \times 3 \hat{I}_{G0}^*)}{\text{Im}(Z_{L1} \times \hat{I}_G \times 3 \hat{I}_{G0}^*)}. \quad (18)$$

Por todo o equacionamento exposto, é de se esperar que eventuais imprecisões no cálculo das impedâncias da LT se propaguem para as respostas de curto-circuito e de dispositivos de localização de faltas, o que é investigado na seção seguinte para os casos de LTs com e sem interferência, considerando ou não o solo estratificado.

III. SIMULAÇÃO DE UM CASO TESTE

A. Descrição do cenário

A Fig. 6 ilustra um sistema de transmissão composto por uma LT que conecta dois circuitos equivalentes de Thévenin que representam os sistemas em torno da LT. O modelo foi construído no *software* ATP para realização de simulações de curto-circuito e obtenção das formas de onda de corrente e tensão, necessárias para aplicação dos algoritmos de localização de faltas. A LT opera em 230 kV, circuito simples, configuração horizontal e, em condições nominais de carregamento, com uma corrente de 500 A por fase. Além disso, a LT possui 200 km de extensão e compartilha a faixa de servidão com uma tubulação em aço carbono subterrânea, diâmetro 8", instalada a 1,5 m de profundidade, que segue paralelamente ao eixo da LT ao longo de todo o percurso. Na Fig. 7, apresenta-se a geometria da torre da referida LT, com indicação do afastamento em relação à tubulação paralela, com cotas indicadas em metros.

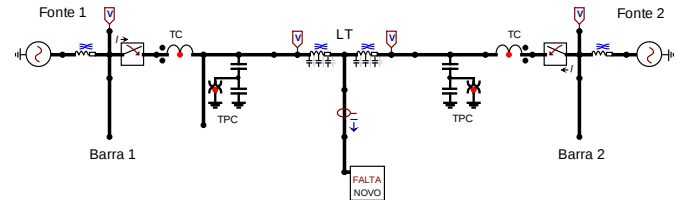


Fig. 6 Modelo construído no ATP para simulação de curto-circuito.

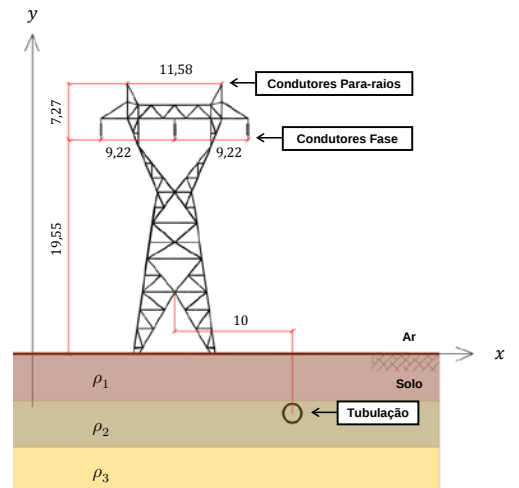


Fig. 7 Geometria da torre típica

A especificação dos condutores da LT é apresentada na Tabela I. Adicionalmente, as características da tubulação são descritas na Tabela II.

TABELA I. ESPECIFICAÇÃO DOS CONDUTORES DA LT

Condutor	Descrição	Temperatura
Fases	ACSR 636 MCM 27/7 (Peacock)	50 °C
Para-raios	Aço 3/8" HS 7 fios	50 °C

TABELA II. CARACTERÍSTICAS DA TUBULAÇÃO METÁLICA

Parâmetro	Valor
Raio interno (m)	0,1014
Raio externo (m)	0,1095
Resistividade elétrica ($\Omega \cdot m$)	$1,72 \times 10^{-7}$
Permeabilidade magnética (H/m)	$3,77 \times 10^{-4}$

Para evidenciar com maior clareza o efeito da resistividade elétrica do solo, são utilizados dados de resistividade aparente disponibilizados no anexo B.2 da norma ABNT NBR 7117 [10], reproduzidos na Tabela III, os quais representam um modelo de solo estratificado em três camadas, cujos parâmetros estão contidos na Tabela IV.

TABELA III. MEDIÇÕES DE RESISTIVIDADE APARENTE, EXTRAÍDO DE [10]

Espacamento (m)	Resistividade aparente ($\Omega \cdot m$)
2,0	680,0
4,0	840,0
8,0	930,0
16,0	690,0
32,0	330,0
Modelo uniforme	$\rho = 694,00 \Omega \cdot m$

TABELA IV. ESTRATIFICAÇÃO DO SOLO EM TRÊS CAMADAS, CONFORME [10]

Camada	Resistividade ($\Omega \cdot m$)	Espessura (m)
1	340,0	0,69
2	1020,0	14,31
3	150,0	∞

Aplicando (7)-(10) aos parâmetros do solo estratificado, é obtido um valor de resistividade elétrica equivalente uniforme igual a $154,77 \Omega \cdot m$, cerca de 22% do resultado para modelo uniforme obtido diretamente a partir das medições de resistividade aparente do solo, indicado na Tabela III.

B. Impedâncias da LT no domínio de seqüências

A Tabela V contém o comparativo entre o método de cálculo proposto para cálculo dos parâmetros da LT, utilizando o modelo de solo estratificado em camadas e levando em conta a presença da tubulação interferida, e os resultados obtidos por meio da rotina *Line Constants* do ATP, seguindo as práticas comumente adotadas por projetistas de LTs, isto é: o solo é assumido uniforme e os efeitos da tubulação interferida são desprezados.

TABELA V. IMPEDÂNCIAS DA LT NO DOMÍNIO DE SEQUÊNCIAS

Método	$Z_{+} (\Omega/km)$	$Z_{0} (\Omega/km)$
Proposto	$0,1108 + 0,5336j$	$0,3211 + 1,2180j$
ATP	$0,1107 + 0,5337j$	$0,4766 + 1,5894j$
Erro (%)	0,0142%	31,7323%

As admitâncias da LT resultaram nos mesmos valores para os dois métodos de cálculo, com $Y_{+} = 3,1034j \mu S/km$ e $Y_{0} = 2,2323j \mu S/km$. Isto se explica pelo fato da capacitância da LT independer da resistividade elétrica do solo e pelo fato de a tubulação interferida ser subterrânea, ou seja, imersa em um meio condutor e, conseqüentemente, isenta de acoplamentos eletrostáticos com os condutores energizados da LT em questão. Deve-se ainda ressaltar que os parâmetros de seqüência positiva não apresentaram grandes diferenças.

Porém, a impedância de seqüência zero demonstrou ser significativamente influenciada pelas condições de interferência e de solo estratificado.

C. Simulações de curto-circuito e localização de faltas

As Tabelas VI e VII apresentam os módulos dos valores de corrente de curto-circuito no ramo de falta, para casos de curtos-circuitos sólidos dos tipos fase-terra (AT) e fase-fase (AB), aplicados a distâncias m de 20%, 40%, 60% e 80% do comprimento da LT, isto é: 40 km, 80 km, 120 km e 160 km, utilizando os valores de impedância contidos na Tabela V.

TABELA VI. CORRENTES DE CURTO-CIRCUITO PARA FALTA AT

Método	$m = 20\%$	$m = 40\%$	$m = 60\%$	$m = 80\%$
Proposto	3705,38 A	2842,85 A	2833,09 A	3672,22 A
ATP	3165,01 A	2424,81 A	2416,75 A	3134,04 A
Erro (%)	14,58%	14,71%	14,70 %	14,66%

TABELA VII. CORRENTES DE CURTO-CIRCUITO PARA FALTA AB

Método	$m = 20\%$	$m = 40\%$	$m = 60\%$	$m = 80\%$
Proposto	4624,12 A	3546,00 A	3533,91 A	4577,31 A
ATP	4623,49 A	3545,50 A	3533,41 A	4576,68 A
Erro (%)	0,01%	0,01%	0,01%	0,01%

Percebe-se que as divergências entre os valores das correntes de curto-circuito ocorrem apenas para a falta AT, o que condiz com o esperado, visto que apenas os parâmetros da LT de seqüência zero apresentam diferenças quando consideradas ou não as condições de interferência e de solo estratificado. Desse modo, é de se esperar que problemas surjam apenas em situações nas quais a terra está envolvida no defeito, mais especificamente, na unidade de medição dos dispositivos de monitoração. Sendo assim, cabe destacar que mesmo para faltas bifásicas-terra, curtos estes que envolvem a terra, as unidades de medição não fariam uso dos dados de seqüência zero, de forma que é possível afirmar que o impacto da interferência da tubulação e do solo estratificado somente existirá em situações de curtos-circuitos monofásicos, os quais, diga-se de passagem, são os mais comuns em redes de transmissão. Por isso, nas análises subsequentes, apenas curtos-circuitos do tipo AT serão avaliados.

As Figs. 8 e 9 representam a convergência dos algoritmos de localização testados, aplicados à simulação do curto-circuito AT considerando os algoritmos ajustados da forma tradicional, sem incluir os efeitos da interferência da tubulação e da estratificação do solo para os seguintes cenários: 1) LT com solo uniforme e desprezando a tubulação interferida; e 2) LT com solo estratificado na presença da tubulação. As Tabelas VIII e IX contêm os erros médios de localização para as simulações de Faltas AT. Adicionalmente, os erros absolutos para cada caso avaliado de localização de faltas são apresentados na Fig. 10 na forma de gráficos de dispersão, nos quais pontos dentro das regiões inferior à direita e superior à esquerda representam situações de erros menores e maiores, respectivamente, quando consideradas as condições de interferência e solo estratificado.

Dos resultados, percebe-se que os desempenhos dos algoritmos de localização de faltas avaliados pioram quando incluída a presença da tubulação nas proximidades da LT bem como do solo estratificado. Em situações práticas, conforme demonstrado, erros na localização da ordem de vários quilômetros poderiam ser verificados, o que implicaria em um maior tempo de inspeção da LT para encontrar o ponto a ser reparado.

IV. CONCLUSÕES

Os resultados discutidos neste artigo indicam que os parâmetros de sequência zero de uma LT são sensíveis à estratificação do solo e à presença de interferências, tendo apresentado um erro de 31,73% em relação ao procedimento de cálculo em que essas variáveis são ignoradas. Os parâmetros de sequência positiva se mostram pouco afetados pela resistividade elétrica do solo e pelo acoplamento indutivo com outras instalações interferidas.

O desvio na impedância de sequência zero se propaga para as respostas em curto-circuito fase-terra, com incremento de 14% na corrente máxima no ramo de falta. Esse valor corresponde a cerca de 500 A, erro consideravelmente superior às tolerâncias admissíveis para dispositivos de proteção. Não ocorrem alterações significativas nos casos de curto-circuito fase-fase.

Da mesma maneira, a desconsideração do solo estratificado e de estruturas interferidas no modelo de cálculo influencia no desempenho de algoritmos de localização de faltas, em especial os métodos de um terminal, que dependem dos parâmetros de sequência zero da LT em situações de faltas monofásicas, a exemplo dos métodos da Reatância, Takagi e Takagi Modificado de sequência zero. No pior caso, o erro de localização da falta chega próximo de 20 km, ou 10% do comprimento da LT, o que pode inviabilizar a aplicação dessas técnicas de localização.

Do exposto, considera-se de importância fundamental que, no desenvolvimento de projetos de LTs, estudos de curto-circuito, dimensionamento e calibração de dispositivos de proteção e localização de faltas, sejam utilizados métodos numéricos realistas para cálculo dos parâmetros elétricos. Porém, é igualmente necessário assegurar a qualidade das informações coletadas em campo, notadamente as medições de resistividade elétrica do solo e o levantamento cadastral de interferências com outras instalações.

V. REFERÊNCIAS

- [1] A. G. L. Furlan, "Estudo de Interferências Eletromagnéticas entre Linhas de Transmissão e Dutos Enterrados," Universidade Federal de Santa Catarina, 2015.
- [2] WG-36.02, "Publication n. 95 - Guide on the Influence of High Voltage AC Power Systems on Metallic Pipelines." CIGRÉ, Paris, pp. 1–135, 1995.
- [3] H. Saadat, *Power System Analysis*, 2nd ed. 2002.
- [4] J. R. Carson, "Wave Propagation in Overhead Wires with Ground Return," *Bell Syst. Tech. J.*, vol. 5, pp. 539–554, 1926.
- [5] S. Das, S. Santoso, A. Gaikwad, and M. Patel, "Impedance-based Fault Location in Transmission Networks: Theory and Application," *IEEE Access*, vol. 2, pp. 537–557, 2014.
- [6] E. Whelan, J.M; Hanratty, B.; Morgan, "Earth Resistivity in Ireland," in *CDEGS Users' Group*, 2010, pp. 155–164.
- [7] T. Theodoulidis, "On the Closed-Form Expression of Carson's Integral," *Period. Polytech. Electr. Eng.*, vol. 59, no. 1, pp. 26–29, 2015.
- [8] H. L. Seneff, "Study of the Method of Geometric Mean Distances Used in Inductance Calculations," 1947.
- [9] J. He, R. Zeng, and B. Zhang, *Methodology and Technology for Power System Grounding*. 2012.
- [10] ABNT, "NBR 7117 - Medição da Resistividade e Determinação da Estratificação do Solo." pp. 1–72, 2012.
- [11] IEEE, "Std 80-2000 - IEEE Guide for Safety in AC Substation Grounding." pp. 1–202, 2000.
- [12] J. M. Kindermann, G. ; Campagnolo, *Aterramento Elétrico*, 3ª. Porto Alegre / RS, 1995.
- [13] D. A. Tsiamitros, G. K. Papagiannis, P. S. Dokopoulos, and A. O. L. Arrangement, "Homogenous Earth Approximation of Two-Layer Earth Structures: An Equivalent Resistivity Approach," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 22, no. 1, pp. 658–666, 2007.

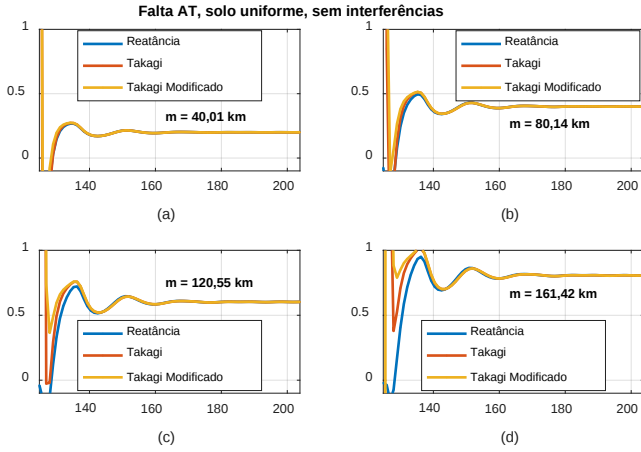


Fig. 8 Estimativas de localização de faltas para modelo de solo uniforme e desprezando a tubulação interferida, para curto-circuito AT simulado a: (a) 40 km, (b) 80 km, (c) 120 km e (d) 160 km.

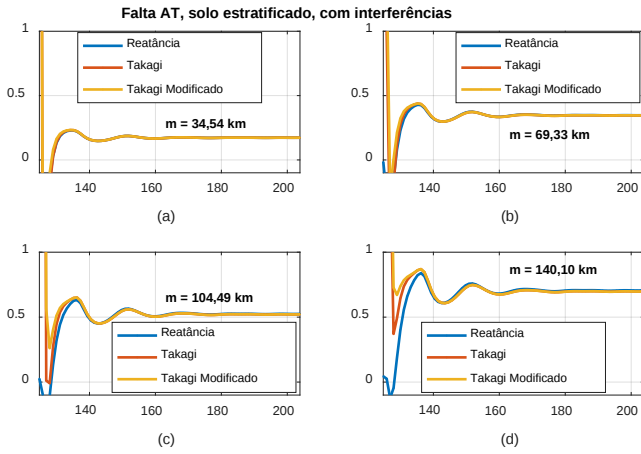


Fig. 9 Estimativas de localização de faltas para modelo de solo estratificado e incluindo a tubulação interferida, para curto-circuito AT simulado a: (a) 40 km, (b) 80 km, (c) 120 km e (d) 160 km.

TABELA VIII. ERROS DE LOCALIZAÇÃO PARA FALTA AT, SOLO UNIFORME, SEM INTERFERÊNCIAS

Erro	m = 20%	m = 40%	m = 60%	m = 80%
Relativo	2,73%	5,33%	7,76%	9,95%
Absoluto	5,46 km	10,67 km	15,51 km	19,90 km

TABELA IX. ERROS DE LOCALIZAÇÃO PARA FALTA AT, SOLO ESTRATIFICADO, COM INTERFERÊNCIAS

Erro	m = 20%	m = 40%	m = 60%	m = 80%
Relativo	0,005%	0,07%	0,27%	0,71%
Absoluto	0,01 km	0,14 km	0,55 km	1,42 km

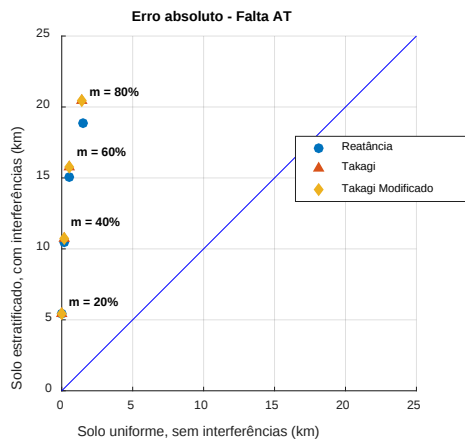


Fig. 10 Dispersão do erro absoluto para Faltas AT