

## Influência dos Cabos Para-raios nas Tensões Transitórias de Linhas de Transmissão

Tainá Fernanda Garbelim Pascoalato\*  
Anderson Ricardo Justo de Araújo\*\* Sérgio Kurokawa\*  
José Pissolato Filho\*\*

\* Departamento de Engenharia Elétrica, UNESP, Ilha Solteira, SP  
Brasil, (e-mails: tfg.pascoalato@unesp.br; sergio.kurokawa@unesp.br).

\*\* Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, UNICAMP,  
Campinas, SP Brasil, (e-mails: ajaraujo@unicamp.br;  
pisso@unicamp.br).

---

**Abstract:** This article investigates the influence of overhead ground wires (OGWs) on transient responses in power transmission lines (TLs). For this study, several simulations were performed considering two three-phase TLs, one of 138 kV and the other of 230 kV, both towers situated on the soil of 1000  $\Omega$ .m. The ground-return impedance and admittance are calculated by Nakagawa's formulation and the frequency-dependent soil electrical parameters are represented by the Alípio and Visacro's formulation. The line parameters (resistance, inductance, and capacitance) were calculated for a frequency range from 10 Hz to 10 MHz, for the TLs with and without OGWs. Then, the transient voltages developed for energizing (switching maneuver at one phase) the TLs for these same conditions were studied. The results showed that a significant variation is obtained for the self and mutual resistances and inductances when the effect of the OGWs is reflected on the impedance and admittance matrices of the line. However, this variation is negligible for the capacitance. As a consequence, the voltages generated in the open-receiving end of the TLs presented variations that are more expressive for the induced voltages on the non-energized phases.

**Resumo:** Este artigo investiga a influência dos cabos para-raios nas respostas transitórias em linhas de transmissão (LTs). Para esse estudo, diversas simulações foram realizadas considerando duas LTs trifásicas, uma de 138 kV e outra de 230 kV, ambas localizadas sobre um solo de 1.000  $\Omega$ .m. A impedância e a admitância de retorno pelo solo são calculadas pela formulação de Nakagawa e os parâmetros elétricos do solo são assumidos dependentes da frequência, sendo representados pela formulação de Alípio e Visacro. Os parâmetros da linha (resistência, indutância e capacitância) foram calculados para uma faixa de frequência de 10 Hz a 10 MHz, para as LTs com e sem os cabos para-raios. Em seguida, as tensões transitórias desenvolvidas para uma energização de um degrau (operação de manobra) das LTs para essas mesmas condições foram estudadas. Os resultados mostraram que uma variação significativa é obtida para as resistências e indutâncias próprias e mútuas quando o efeito dos para-raios é refletido sobre as matrizes de impedância e admitância da linha. Entretanto, essa variação é negligenciável para a capacitância. Como consequência, as tensões geradas no terminal em aberto das LTs apresentaram variações que são mais expressivas para as tensões induzidas nas fases não energizadas.

**Keywords:** electromagnetic transient; switching maneuver; frequency-dependent soil; transmission line parameters; overhead ground wires.

**Palavras-chaves:** transitórios eletromagnéticos; operação de manobra; solos dependentes da frequência; parâmetros da linha de transmissão; cabos para-raios.

---

### 1. INTRODUÇÃO

Uma linha de transmissão (LT) é composta por cabos condutores de fase ( $n_f$ ) e cabos para-raios ( $n_p$ ). Os cabos

para-raios são instalados no topo das torres de transmissão acima dos condutores de fase (Tleis, 2007), baseado numa configuração geométrica e são aterrados ao solo em cada estrutura, seja por conexão elétrica à estrutura ou por meio de cabos de descida que são conectados ao aterramento da linha (Visacro, 2005).

---

\* O presente trabalho foi realizado com o apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de financiamento 001 e da Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) processos nº 2020/10141-4 e 2019/01396-1.

A finalidade dos cabos para-raios é proteger os condutores de fase (Fuchs, 1979) interceptando as descargas atmosféricas incidentes no sistema de potência, direcionando-as para

o solo de forma mais segura, reduzindo significativamente o número de faltas transitórias (Phan, 2019). Além disso, os cabos para-raios podem ser utilizados para fornecer energia elétrica às pequenas comunidades próximas às LTs por meio da tecnologia de Cabos Para-Raios Energizados (PRE) (Borges et al., 2017). Assim como os condutores de fase, os cabos para-raios possuem parâmetros elétricos (impedância longitudinal e admitância transversal). A impedância e a admitância dos cabos para-raios afetam a impedância longitudinal e a admitância transversal da linha, dessa maneira, as propriedades dos cabos para-raios devem ser levadas em consideração ao se calcular esses parâmetros (Margitová et al., 2019). Para que isso aconteça, o conjunto de cabos para-raios pode ser representado de forma explícita ou implícita (Kurokawa et al., 2005).

Os cabos para-raios são considerados como condutores adicionais na representação explícita, ou seja, as matrizes de impedância longitudinal e de admitância transversal da linha são formadas por condutores de fases e cabos para-raios com dimensão  $(n_f + n_p) \times (n_f + n_p)$ . Com a representação implícita é possível inserir os efeitos dos cabos para-raios nos condutores de fase, no entanto, as matrizes de impedância e admitância da linha são equivalentes com dimensão  $n_f \times n_f$ . Para que essa representação seja empregada, os cabos para-raios devem estar aterrados em todas as estruturas da torre, e com isso a tensão entre os terminais desses cabos deve ser assumida como zero. A principal vantagem em se utilizar a representação implícita dos cabos para-raios é diminuir a dimensão das matrizes de impedância e admitância da linha e com isso, reduzir o tempo computacional para o cálculo dos transitórios eletromagnéticos. Na literatura científica encontram-se trabalhos em que os cabos para-raios são representados de forma explícita (Diniz et al., 2022), outros de forma implícita (Garbelim Pascoalato et al., 2021) e alguns em que os cabos para-raios são desconsiderados (De Conti and Emídio, 2016; Papadopoulos et al., 2020). Entretanto, sabe-se que em LTs atingidas por descargas atmosféricas, cujos cabos para-raios são desconsiderados, resultam em sobretensões que perturbam as condições de operação do sistema.

Dessa forma, o objetivo desse artigo é investigar a influência da presença dos cabos para-raios em linhas de transmissão, em seus parâmetros elétricos (resistência, indutância e capacitância) sendo esses elementos dados por unidade de comprimento (p.u.c). Além disso, as tensões transitórias desenvolvidas para uma energização do tipo degrau em apenas uma das fases e o terminal receptor em aberto são calculadas para duas topologias de LTs, sendo uma de 138 kV com um cabo para-raios, e a outra de 230 kV com dois cabos para-raios. Nessa análise, a impedância e a admitância de retorno pelo solo são computadas usando a fórmula de Nagakawa para um intervalo de 10 Hz a 10 MHz, sendo que as LTs estão localizadas sobre um solo de 1.000  $\Omega \cdot m$  cujos parâmetros elétricos do solo (resistividade e permissividade) são assumidos dependentes da frequência. Os resultados indicaram que os elementos próprios e mútuos da resistência e da indutância apresentam variações significativas quando o efeito dos cabos para-raios é refletido sobre a impedância e a admitância da linha. Essa variação é mais pronunciada para a LT de 230 kV com dois cabos para-raios. No entanto, para a

capacitância o efeito da presença dos cabos para-raios é negligenciável para toda a faixa de frequência adotada. Por fim, os resultados mostraram que as tensões geradas no terminal em aberto das LTs apresentaram variações em suas respostas transitórias sendo que essas respostas são mais expressivas para as tensões induzidas nas fases não energizadas.

Este trabalho se baseia no artigo de Kurokawa et al. (2005), no qual a influência dos cabos para-raios sobre os parâmetros elétricos da linha (resistência e indutância) são considerados para um solo e parâmetros elétricos constantes e a admitância de retorno pelo solo é negligenciada. Como contribuição desse trabalho, uma extensão do artigo de Kurokawa et al. (2005) é realizado no qual a admitância e a impedância de retorno pelo solo são calculadas usando a formulação de Nagakawa. Os parâmetros elétricos são calculados para LTs localizadas sobre solos cujos parâmetros elétricos são variantes com a frequência usando a modelagem de Alípio e Visacro. E por fim, para o cálculo das respostas temporais, a decomposição modal é realizada por uma matriz de transformação dependente da frequência obtida com o método numérico de Newton-Raphson, em vez da matriz de transformação de Clarke com elementos constantes.

## 2. MODELAGEM DA LINHA DE TRANSMISSÃO

Uma LT é representada por sua impedância longitudinal  $Z_\ell(\omega)$  [ $\Omega/m$ ] e por sua admitância transversal  $Y_t(\omega)$  [ $S/m$ ], sendo seus parâmetros elétricos p.u.c. A impedância longitudinal é composta pela soma de três parcelas dadas por

$$Z_\ell(\omega) = Z_i(\omega) + Z_e(\omega) + Z_s(\omega), \quad (1)$$

sendo da impedância interna  $Z_i(\omega)$  [ $\Omega/m$ ], da impedância externa  $Z_e(\omega)$  [ $\Omega/m$ ] e da impedância de retorno pelo solo  $Z_s(\omega)$  [ $\Omega/m$ ]. O termo  $(\omega = 2\pi f)$  [rad/s] é a frequência angular e  $f$  [Hz] é a frequência de operação do sistema. A admitância transversal é dada pela relação a seguir

$$Y_t(\omega) = (Y_e^{-1}(\omega) + Y_s^{-1}(\omega))^{-1}, \quad (2)$$

onde  $Y_e(\omega)$  [ $S/m$ ] é a admitância externa e  $Y_s(\omega)$  [ $S/m$ ] é a admitância de retorno pelo solo. Para o cálculo da impedância interna são utilizadas as funções de Bessel (Dommel, 1985), enquanto que para o da impedância externa e da admitância externa são usadas equações clássicas da literatura (Martinez-Velasco, 2009). Para a impedância e admitância de retorno pelo solo, alguns aspectos devem ser levados em consideração para o cálculo adequado desses parâmetros. Na literatura existem diversas formulações que se baseiam na propagação de ondas eletromagnéticas pelo solo, tais como a de Carson (1926), Sunde (1968), Pettersson (1999) e Nakagawa (1981).

### 2.1 Impedância de retorno pelo solo

As LTs estão localizadas sobre solos imperfeitos que são modelados como um meio dielétrico, sendo que, tal aproximação é fundamental para o cálculo das tensões e das correntes ao longo da linha. Na literatura, o primeiro modelo desenvolvido para calcular a impedância de retorno pelo solo foi proposto por Carson (1926). Entretanto, esse modelo considera o solo representado por apenas uma resistividade ( $\rho_s$ ) constante e negligência as correntes de

deslocamento pelo solo. Sabe-se que tal consideração leva à superestimação das tensões e das correntes transitórias, especialmente para distúrbios de frente rápida, como demonstrado em De Conti and Emídio (2016) e Moura et al. (2014). Nesse trabalho, adota-se a formulação proposta por Nakagawa (1981) que considera o efeito da penetração do campo magnético em um solo não-homogêneo dado por um plano semi-infinito e as correntes de deslocamento. Além disso, os parâmetros elétricos (resistividade e permissividade) variantes com a frequência podem ser incluídos nessa formulação. A impedância de retorno pelo solo  $Z_s(\omega)$  proposta por Nakagawa (1981) é dada por

$$Z_{s_{ii}}(\omega) = j \frac{\omega \mu_0}{\pi} \int_0^\infty \frac{e^{-2h_i \lambda}}{\alpha_1 \frac{\mu_s}{\mu_0} + \lambda} d\lambda, \quad (3)$$

$$Z_{s_{ij}}(\omega) = j \frac{\omega \mu_0}{\pi} \int_0^\infty \frac{e^{-(h_i+h_j)\lambda}}{\alpha_1 \frac{\mu_s}{\mu_0} + \lambda} \cos(r_{ij}\lambda) d\lambda, \quad (4)$$

$$\alpha_1 = \sqrt{\lambda^2 + \gamma_s^2 - \gamma_0^2}, \quad (5)$$

$$\gamma_s^2 = j\omega\mu_s(j\omega\epsilon_r\epsilon_0 + \sigma_s), \quad \gamma_0^2 = -\omega^2\mu_0\epsilon_0. \quad (6)$$

Em (3)-(6)  $\mu_0$  é a permeabilidade magnética do vácuo  $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$  H/m,  $h_i$  e  $h_j$  [m] são as alturas dos condutores acima do solo,  $\mu_s$  é a permeabilidade magnética do solo no qual em aplicações práticas, é assumida ser igual à permeabilidade magnética do vácuo e  $r_{ij}$  [m] é a distância horizontal entre os condutores. Os termos  $\gamma_s^2$  e  $\gamma_0^2$  são as constantes quadradas de propagação do solo e do ar,  $\epsilon_r$  é a permissividade relativa,  $\epsilon_0$  é a permissividade do vácuo ( $\epsilon_0 = 8,854 \times 10^{-12}$  F/m) e  $\sigma_s$  [S/m] é a condutividade do solo.

## 2.2 Admitância de retorno pelo solo

Devido à penetração do campo elétrico no solo imperfeito, deve-se corrigir a admitância transversal de uma LT. Dessa forma, esse fator de correção é dado pela admitância de retorno pelo solo no qual algumas formulações são propostas na literatura por Kikuchi (1956), Wait (1972), Nakagawa (1981) e Pettersson (1999). As formulações que calculam a admitância de retorno pelo solo propostas por Nakagawa (1981) são escritas como

$$\mathbf{Y}_s(\omega) = j\omega \mathbf{P}_s^{-1}(\omega), \quad (7)$$

$$P_{s_{ii}}(\omega) = \frac{1}{\pi\epsilon_0} \int_0^\infty \frac{e^{-2h_i\lambda}}{\left(\frac{\lambda\gamma_s^2}{\gamma_0^2} + \alpha_1 \frac{\mu_s}{\mu_0}\right)} d\lambda, \quad (8)$$

$$P_{s_{ij}}(\omega) = \frac{1}{\pi\epsilon_0} \int_0^\infty \frac{e^{-(h_i+h_j)\lambda}}{\left(\frac{\lambda\gamma_s^2}{\gamma_0^2} + \alpha_1 \frac{\mu_s}{\mu_0}\right)} \cos(r_{ij}\lambda) d\lambda. \quad (9)$$

Essas formulações permitem que os parâmetros elétricos (resistividade e permissividade) variem com a frequência.

## 2.3 Modelagem do solo

Os parâmetros elétricos do solo (resistividade e permissividade) são dependentes da frequência devido aos diversos processos de polarização das moléculas que compõem o solo (CIGRE C4.33, 2019). Adicionalmente, os parâmetros elétricos são afetados pela temperatura, a umidade e o tamanho das partículas do solo (Li et al., 2016). Da literatura, diversos trabalhos de pesquisadores baseados em

medições de laboratório ou campo propuseram modelos que levam em consideração a dependência da frequência sobre os parâmetros do solo. Entre eles, o modelo causal semi-teórico de Alípio e Visacro baseado em medições de campo de diferentes solos no Brasil, propõem o cálculo da resistividade do solo  $\rho_s$  e da permissividade relativa  $\epsilon_r$  em função da frequência (Alípio and Visacro, 2014). Esse modelo adota três níveis de conservadorismo para levar em consideração a dispersão da dependência da frequência do solo e eventuais incertezas. Aplicando o nível médio de conservadorismo, as seguintes equações são obtidas (Alípio and Visacro, 2014)

$$\rho_s(f) = \rho_0 \left[ 1 + 4,7 \times 10^{-6} \rho_0^{0,73} f^{0,54} \right]^{-1}, \quad (10)$$

$$\epsilon_r(f) = 12 + 9,5 \times 10^4 \rho_0^{-0,27} f^{-0,46}, \quad (11)$$

onde  $\rho_0$  [ $\Omega \cdot m$ ] é a resistividade do solo em baixa frequência (medida a 100 Hz).

## 3. REDUÇÃO DOS CABOS PARA-RAIOS EM LTS

Os cabos para-raios em uma LT podem ser representados implicitamente ou explicitamente (Kurokawa et al., 2005). Quando utiliza-se a representação explícita, os cabos para-raios são considerados condutores adicionais de uma dada LT. Entretanto, na representação implícita os efeitos dos cabos para-raios (aterrados ou isolados) são refletidos sobre os condutores de fase. Dessa forma, a LT é vista apenas com ( $n_f$ ) condutores equivalentes. Como consequência, as matrizes de impedância longitudinal e admitância transversal são reduzidas (ordem  $n_f \times n_f$ ), o que reduz o tempo computacional para o cômputo dos transitórios eletromagnéticos (Kurokawa et al., 2005). Neste trabalho será utilizada a representação implícita dos cabos para-raios.

Considerando que (1) e (2) representam uma LT multifásica de  $n$  fases (sendo  $n=n_f+n_p$ ), a matriz de impedância longitudinal  $\mathbf{Z}_\ell(\omega)$  e a matriz de admitância transversal  $\mathbf{Y}_t(\omega)$ , ambas com dimensão  $n \times n$ , podem ser organizadas em matrizes expressas na forma (Moura et al., 2019)

$$\begin{bmatrix} \mathbf{V}_{ff} \\ \mathbf{V}_{pp} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{Z}_{ff} & \mathbf{Z}_{fp} \\ \mathbf{Z}_{pf} & \mathbf{Z}_{pp} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{ff} \\ \mathbf{I}_{pp} \end{bmatrix}, \quad (12)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{V}_{ff} \\ \mathbf{V}_{pp} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{P}_{ff} & \mathbf{P}_{fp} \\ \mathbf{P}_{pf} & \mathbf{P}_{pp} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{Q}_{ff} \\ \mathbf{Q}_{pp} \end{bmatrix}, \quad (13)$$

onde  $\mathbf{V}$  [V] são as tensões,  $\mathbf{I}$  [A] são as correntes,  $\mathbf{Q}$  [C] são as cargas acumuladas na LT e  $\mathbf{P}$  [km/F] é a matriz dos coeficientes de potenciais de Maxwell. Os subíndices  $ff$  e  $pp$  são relacionados aos condutores de fase e para-raios, respectivamente. Os subíndices  $fp$  e  $pf$  são elementos mútuos entre os condutores de fase e para-raios. Neste caso, as submatrizes referentes aos subíndices  $fp$  e  $pf$  têm a propriedade de ser uma transposta da outra. As matrizes de impedância e admitância são

$$\mathbf{Z}_\ell = \begin{bmatrix} \mathbf{Z}_{ff} & \mathbf{Z}_{fp} \\ \mathbf{Z}_{pf} & \mathbf{Z}_{pp} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{ff} + j\omega \mathbf{L}_{ff} & \mathbf{R}_{fp} + j\omega \mathbf{L}_{fp} \\ \mathbf{R}_{pf} + j\omega \mathbf{L}_{pf} & \mathbf{R}_{pp} + j\omega \mathbf{L}_{pp} \end{bmatrix}, \quad (14)$$

$$\mathbf{Y}_t = \begin{bmatrix} \mathbf{Y}_{ff} & \mathbf{Y}_{fp} \\ \mathbf{Y}_{pf} & \mathbf{Y}_{pp} \end{bmatrix} = j\omega \begin{bmatrix} \mathbf{C}_{ff} & \mathbf{C}_{fp} \\ \mathbf{C}_{pf} & \mathbf{C}_{pp} \end{bmatrix} = j\omega \begin{bmatrix} \mathbf{P}_{ff} & \mathbf{P}_{fp} \\ \mathbf{P}_{pf} & \mathbf{P}_{pp} \end{bmatrix}^{-1}, \quad (15)$$

onde a submatriz  $\mathbf{Z}_{ff}$  ( $n_f \times n_f$ ) representa os elementos próprios e mútuos somente para os condutores de fase, as

submatrizes  $\mathbf{Z}_{fp}$  ( $n_f \times n_p$ ) e  $\mathbf{Z}_{pf}$  ( $n_p \times n_f$ ) representam os elementos mútuos entre os condutores de fase e os cabos para-raios, e a submatriz  $\mathbf{Z}_{pp}$  ( $n_p \times n_p$ ) representa os elementos próprios e mútuos para os cabos para-raios. De modo análogo, os mesmos subíndices valem para as submatrizes  $\mathbf{Y}_{ff}$ ,  $\mathbf{Y}_{fp}$ ,  $\mathbf{Y}_{pf}$  e  $\mathbf{Y}_{pp}$ . O elemento  $\mathbf{R}$  [ $\Omega/m$ ] é a matriz de resistências,  $\mathbf{L}$  [ $H/m$ ] é a matriz de indutâncias (ambas considerando o efeito Skin) e  $\mathbf{C}$  [ $F/m$ ] é a matriz de capacitâncias (Torrez Caballero, 2018).

Quando os cabos para-raios são continuamente aterrados em cada estrutura da torre, e a impedância da torre pode ser negligenciada, a queda de tensão entre dois terminais de um cabo para-raios é aproximadamente zero (Moura et al., 2019). Neste caso, a queda de tensão nos cabos para-raios  $[\mathbf{V}_{pp}] \approx 0$ , e então (14) e (15), podem ser reescritos na seguinte forma (Moura et al., 2019)

$$\mathbf{Z}'_\ell = \mathbf{Z}_{ff} - \mathbf{Z}_{fp}\mathbf{Z}_{pp}^{-1}\mathbf{Z}_{pf}, \quad (16)$$

$$\mathbf{Y}'_t = j\omega[\mathbf{P}_{ff} - \mathbf{P}_{fp}\mathbf{P}_{pp}^{-1}\mathbf{P}_{pf}]^{-1}. \quad (17)$$

A partir de (16) e (17), as matrizes reduzidas para a resistência  $\mathbf{R}'$ , indutância  $\mathbf{L}'$  e capacitância  $\mathbf{C}'$  são expressas por

$$\mathbf{R}' = \mathbf{R}_{ff} - \mathbf{R}_{fp}\mathbf{R}_{pp}^{-1}\mathbf{R}_{pf}, \quad (18)$$

$$\mathbf{L}' = \mathbf{L}_{ff} - \mathbf{L}_{fp}\mathbf{L}_{pp}^{-1}\mathbf{L}_{pf}, \quad (19)$$

$$\mathbf{C}' = [\mathbf{P}_{ff} - \mathbf{P}_{fp}\mathbf{P}_{pp}^{-1}\mathbf{P}_{pf}]^{-1}. \quad (20)$$

Em (16)-(20),  $\mathbf{Z}'_\ell$ ,  $\mathbf{Y}'_t$ ,  $\mathbf{R}'$ ,  $\mathbf{L}'$  e  $\mathbf{C}'$  são as matrizes da impedância longitudinal, da admitância transversal, da resistência, da indutância e da capacitância em suas formas reduzidas sem os cabos para-raios, respectivamente.

#### 4. RESULTADOS NUMÉRICOS

A fim de investigar o efeito da redução dos cabos para-raios nas matrizes de impedância e admitância e na performance dos transitórios eletromagnéticos em linhas de transmissão, dois casos são considerados neste estudo. Com esse intuito, duas configurações LTs de: (i) 138 kV com geometria vertical e um cabo para-raios apresentada na Figura 1a e (ii) 230 kV com geometria horizontal e dois cabos para-raios mostrada na Figura 1b são empregadas. Ambas as LTs possuem um comprimento total de 10 km e estão localizadas acima de um solo com resistividade de baixa-frequência ( $\rho_0$ ) de 1.000  $\Omega.m$ . As dimensões dos condutores de fase e dos cabos para-raios são as mesmas para os dois casos considerados e são ilustradas na Figura 1. A impedância longitudinal e a admitância transversal dessas LTs foram calculadas como mostrado em (1) e (2), sendo que a impedância e a admitância de retorno pelo solo são calculadas pelas equações de Nakagawa apresentadas em (3)-(9). Além disso, os parâmetros do solo ( $\rho_s$  e  $\epsilon_r$ ) são dependentes da frequência e obtidos por (10) e (11). Esses resultados são divididos em duas subseções, conforme a seguir.

##### 4.1 Cálculo dos parâmetros elétricos da LT

Os parâmetros elétricos (resistência, indutância e capacitância) própria (elemento 11) e mútua (elemento 12) são calculadas para um intervalo de frequência entre 10 Hz e 10 MHz. Os parâmetros computados com a LT considerando

os cabos para-raios de forma implícita aplicando (16)-(20) são comparados com os obtidos com a mesma LT desconsiderando os cabos para-raios. A Figura 2 apresenta as resistências, as indutâncias e as capacitâncias desses dois elementos calculadas para as LTs de 138 kV e 230 kV.

A Figura 2a ilustra o comportamento da resistência própria  $R_{11}$  e mútua  $R_{12}$  calculadas com e sem o efeito dos cabos para-raios. Nota-se que até aproximadamente 1 kHz, os elementos  $R_{11}$  e  $R_{12}$  obtidos com os cabos para-raios são superiores quando comparados com os calculados com as LTs sem os cabos para-raios para ambas as topologias de linhas (veja área detalhada). Entretanto, a partir dessa frequência, ocorre uma inversão de comportamento e os elementos  $R_{11}$  e  $R_{12}$  calculados com os cabos para-raios são inferiores aos computados sem os cabos para-raios. Além disso, os valores de  $R_{11}$  crescem com o aumento da frequência devido ao efeito Skin, e esses elementos obtidos sem os cabos para-raios são mais elevados nas altas frequências. Em relação ao  $R_{12}$ , tem-se que o próprio solo afeta significativamente o seu valor para as altas frequências. Pode-se observar que os elementos  $R_{11}$  e  $R_{12}$  apresentam valores similares para a LT de 138 kV para todo intervalo da frequência, porém essa diferença se torna mais significativa para a LT de 230 kV nas altas frequências, a partir de 1 MHz.

A Figura 2b apresenta a variação da indutância  $L_{11}$  e  $L_{12}$  ao longo da faixa de 10 Hz a 10 MHz. Dessa figura, nota-se que as indutâncias apresentam valores similares para a faixa de frequência entre 10 Hz a 100 Hz. A partir desse valor de frequência, os elementos  $L_{11}$  e  $L_{12}$  calculados com os cabo para-raios são inferiores quando comparados com os obtidos sem os cabos para-raios, sendo esse comportamento observado para as duas topologias de torre. Entretanto, a diferença entre os valores obtidos para as indutâncias  $L_{11}$  e  $L_{12}$  é mais pronunciada para a LT de 230 kV, onde dois cabos para-raios são instalados no topo da torre. Dessa forma, o efeito de dois cabos para-raios é mais significativo sobre a matriz de impedância longitudinal primitiva  $\mathbf{Z}_\ell(\omega)$ . Por fim, conforme ilustra a Figura 2c, as capacitâncias própria  $C_{11}$  e mútua  $C_{12}$  são praticamente constantes para todo o intervalo de frequência, sendo que, a presença dos cabos para-raios não altera significativamente seus valores para ambas topologias de torres.

Em ordem de quantificar as variações nas resistências e nas indutâncias computadas anteriormente, emprega-se o desvio quadrático médio normalizado (DQMN)  $\delta(\%)$ , dado por

$$\delta(\%) = \frac{1}{\Delta} \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{N_P} (C_{CP} - S_{CP})^2}{N_P}} \times 100\%, \quad (21)$$

onde  $C_{CP}$  e  $S_{CP}$  são os valores da resistência e da indutância obtidos nas simulações com cabos para-raios e sem cabos para-raios, respectivamente. O  $N_P$  é o número de pontos na faixa de frequência ( $N_P = 10.000$ ),  $\Delta = S_{\max} - S_{\min}$  é a diferença entre o valor máximo e o valor mínimo de cada elemento analisado. O DQMN calculado para as resistências e indutâncias das LTs de 138 kV e 230 kV são ilustrados na Figura 3.

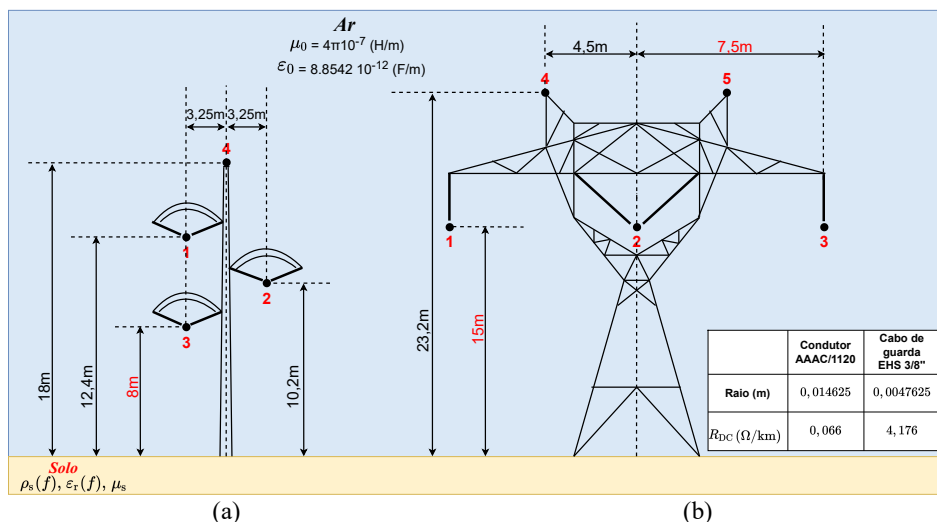


Figura 1. Configurações das linhas de transmissão aéreas estudadas no artigo: (a) 138 kV com 1 cabo para-raios e (b) 230 kV com dois cabos para-raios.

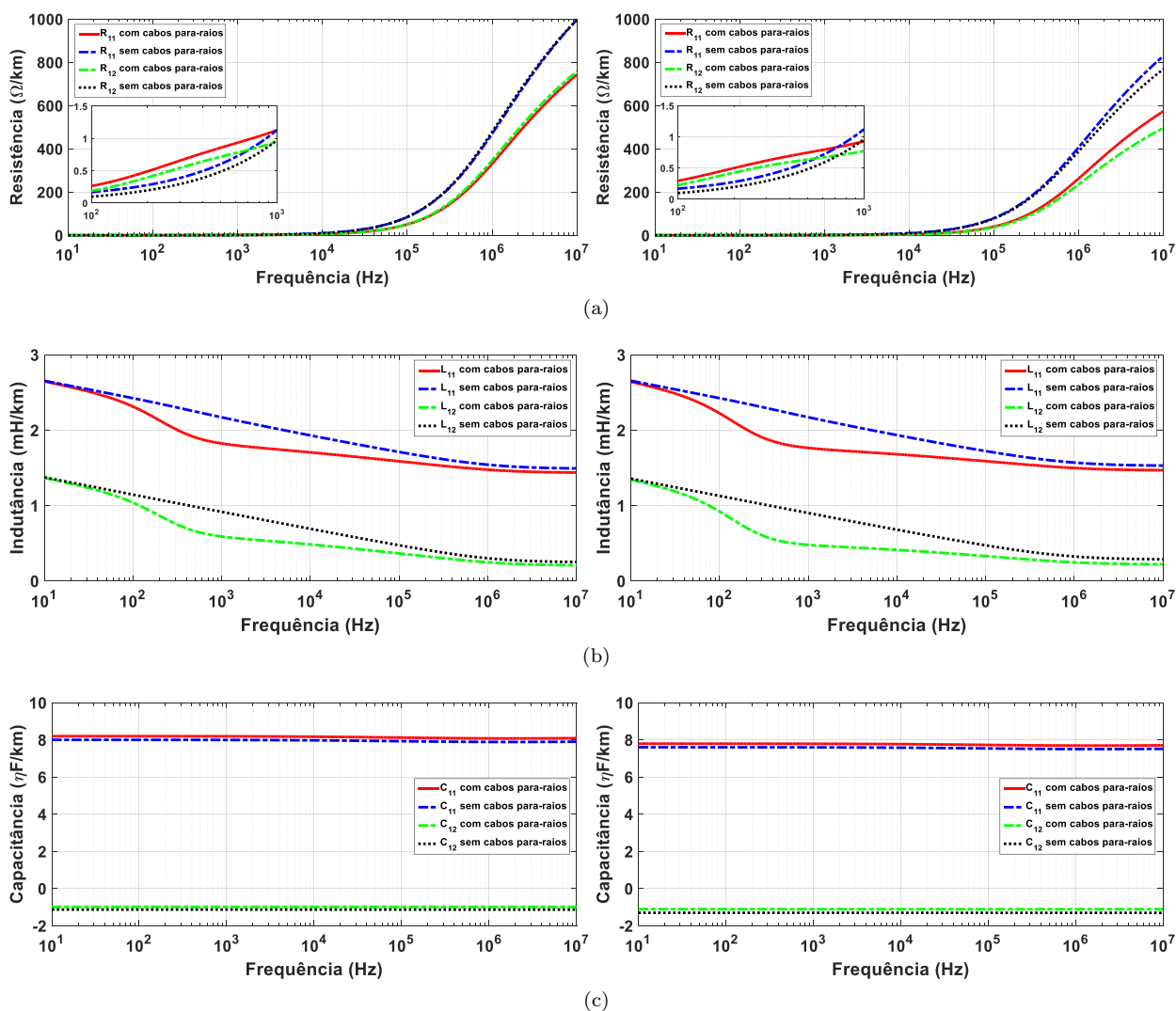


Figura 2. Parâmetros da LT de 138 kV (esquerda) e de 230 kV (direita): (a) resistência; (b) indutância e (c) capacitância.

Nota-se que os elementos próprios e mútuos calculados para a LT de 230 kV apresentam DQMN maiores em relação aos calculados para a de 138 kV. Em especial,

os desvios percentuais obtidos pelas indutâncias  $L_{11}$  de 20,21% e  $L_{12}$  de 22,14% para a LT de 230 kV são mais expressivos, conforme observado pela diferença mais pro-

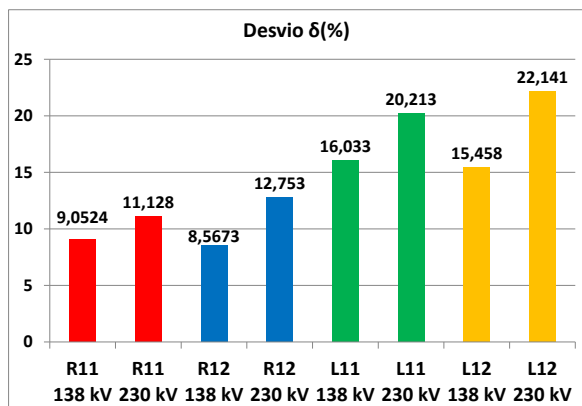


Figura 3. Desvio  $\delta(\%)$  para os parâmetros próprios e mútuos estudados neste trabalho.

nunciada nas curvas das indutâncias ilustradas na Figura 2b. Os DQMNs para a LT de 230 kV são mais elevados devido a presença de dois cabos para-raios cujos efeitos são refletidos sobre as matrizes de impedância e admitância. Adicionalmente, as distâncias entre os condutores de fase e os cabos para-raios são maiores para a LT de 230 kV, tendo assim uma maior influência na redução das resistências e indutâncias.

#### 4.2 Tensões transitórias

As tensões desenvolvidas para uma operação de manobra (energização por uma fonte de tensão constante) são analisadas nesta seção. Para essas simulações, as LTs de 138 kV e 230 kV possuem um comprimento de 10 km e são energizadas apenas na fase 1, enquanto que as fases 2 e 3 são curto-circuitadas no terminal emissor A. As tensões são calculadas no terminal receptor B em aberto. Uma representação genérica para LT sem cabos para-raios ou com o efeito dos cabos para-raios refletidos sobre a LT é mostrada na Figura 4. As LTs são localizadas em um solo com parâmetros elétricos variantes com a frequência assumindo uma resistividade de baixa-frequência ( $\rho_0$ ) de 1.000  $\Omega.m$ . A resistividade e a permissividade são calculadas pelas expressões propostas por Alípio e Visacro conforme (10) e (11). As tensões são calculadas no domínio da frequência utilizando o método da decomposição modal empregando a matriz de transformação exata. Essa matriz é composta por elementos dependentes da frequência computados para cada ponto na faixa de frequência entre 10 Hz e 10 MHz empregando o método numérico de Newton-Raphson. Nesse sentido, essa matriz de decomposição é dita exata e reduz os erros obtidos com a matriz de transformação de Clarke que contém elementos constantes. As respostas temporais são obtidas empregando matrizes inversas de transformação modal e a transformada inversa de Laplace implementada de forma numérica, conforme detalhado em Garbelim Pascoalato et al. (2022). As tensões obtidas no terminal receptor para as fases 1, 2 e 3 das LTs de 138 kV e 230 kV são mostradas na Figura 5.

De forma geral, pode-se notar que as tensões obtidas com as matrizes reduzidas pela presença dos cabos para-raios (linhas vermelhas) apresentam diferenças que são mais significativas para as tensões induzidas nas fases 2 e 3. Observa-se também, que essa aproximação gera picos mais

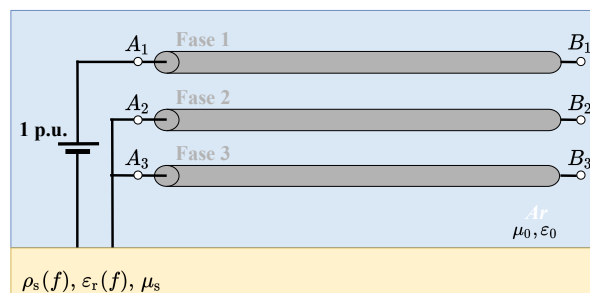


Figura 4. Operação de manobra (energização) de uma LT trifásica genérica. Representação sem cabos para-raios ou com efeito dos para-raios refletidos sobre a LT.

elevados nas respostas transitórias da fase 1. Nota-se que a tensão na fase 1 atinge o valor de 2 p.u. no qual está de acordo com a literatura para uma LT energizada em circuito aberto (Martinez-Velasco, 2009). Nota-se que as diferenças entre as respostas com e sem os cabos para-raios são mais pronunciadas para a LT de 230 kV com dois cabos para-raios. Em ordem de quantificar essa variação, o DQMN é calculado para cada forma de onda da Figura 5 e é ilustrado na Figura 6.

Essa figura mostra que todos os DQMN obtidos para a LT de 230 kV são maiores quando comparados com os calculados para a LT de 138 kV. Observa-se também, que os DQMN para as tensões induzidas nas fases 2 e 3 são mais expressivos que o obtido para a fase 1 da LT de 230 kV. Esses valores de DQMN são maiores para as tensões induzidas devido aos termos mútuos, em especial, a indutância  $L_{12}$  que apresenta uma maior variação ao longo de toda a faixa de frequência, como demonstrado na Figura 2b e confirmado pelo DQMN na Figura 3 (coluna amarela). Além disso, os DQMN são maiores para a LT de 230 kV pelo fato de sua configuração possuir dois cabos para-raios, enquanto a LT de 138 kV possui apenas um.

Os resultados deste trabalho mostram a importância de se considerar a presença dos cabos para-raios para a análise de transitórios eletromagnéticos em sistemas de potência, principalmente em linhas que contenham mais de um cabo para-raios. Os DQMN calculados mostram uma importante variação nas tensões, em especial na LT de 230 kV com dois cabos para-raios. Nota-se que o DQMN para as tensões induzidas de 11,16% na fase 2 e de 11,30% na fase 3, são mais pronunciados do que aqueles calculados para LT de 138 kV (8,41% e 8,11%) nessas mesmas fases, conforme a Figura 6. Observa-se que as formas de onda da tensão apresentam diferenças entre si, em especial em seus valores de pico, quando os para-raios são incluídos em comparação com as tensões obtidas com a LT sem os para-raios. Essas variações podem ser significativas nas cadeias de isoladores instaladas em uma dada LT, especialmente, quando essas linhas estão localizadas sobre um solo de alta resistividade. Adicionalmente deve-se incluir o solo modelado com seus parâmetros variantes com a frequência. Esses valores de pico são fundamentais para o projeto da suportabilidade elétricos de diversos componentes presentes em um dado sistema de potência, tais como, isoladores, resistores de pre-inserção, para-raio de linhas e na sua coordenação de isolamento frente a um dado distúrbio.

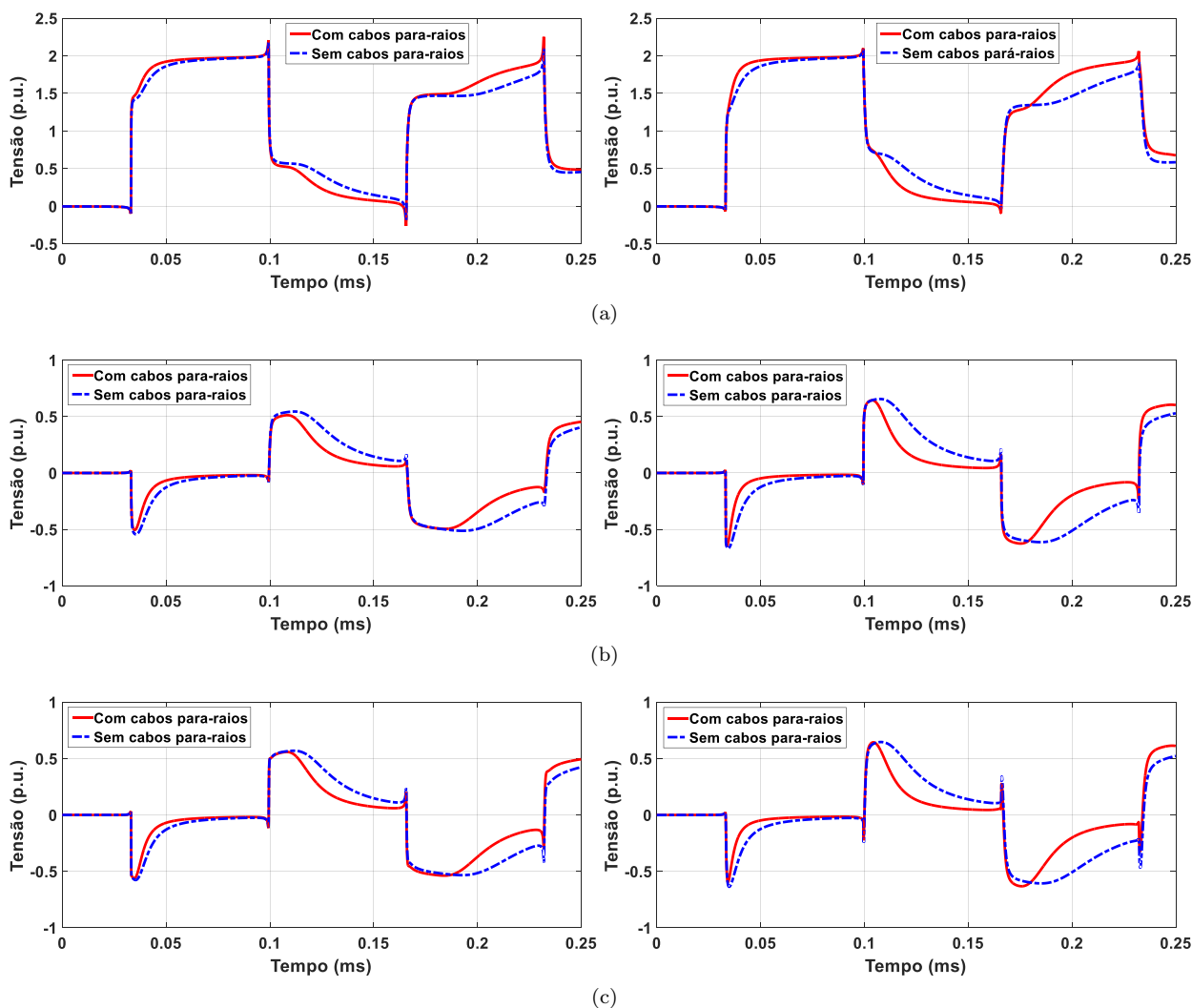


Figura 5. Tensões transitórias para a LT de 138 kV (esquerda) e de 230 kV (direita) nos terminais receptores das fases: (a) 1, (b) 2 e (c) 3.

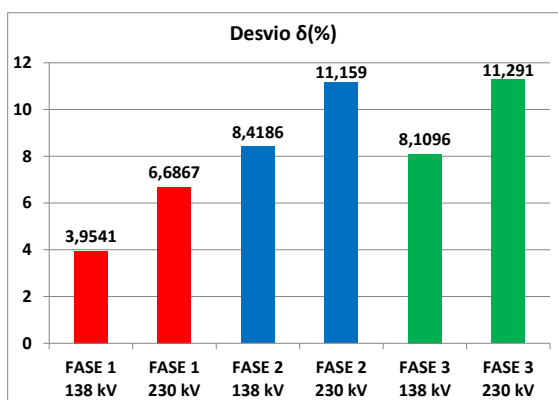


Figura 6. Desvio  $\delta(\%)$  entre as tensões transitórias resultadas da operação de manobra nas LTs estudadas.

## 5. CONCLUSÃO

Este artigo investigou e discutiu a influência da presença dos cabos para-raios nos parâmetros elétricos (resistência, indutância e capacitância) de uma LT de 138 kV com um cabo para-raios e de uma LT de 230 kV com dois

cabos para-raios, no cálculo das tensões transitórias geradas para uma operação de manobra (energização). Esse trabalho empregou a formulação de Nakagawa para computar a impedância e a admitância de retorno pelo solo entre 10 Hz a 10 MHz para as LTs sobre um solo incluindo a variação da resistividade e da permissividade com a frequência. As matrizes de decomposição modal são calculadas usando o método de Newton-Raphson.

Os resultados apresentados implicam em uma variação significativa nos elementos próprios e mútuos da resistência e da indutância quando o efeito dos cabos para-raios é refletido sobre a impedância. Entretanto, o efeito da presença dos cabos para-raios na capacitância é negligenciável para toda a faixa de frequência estudada. Essa variação é mais revelante para a LT de 230 kV com dois cabos para-raios. Em seguida, as tensões desenvolvidas para uma operação de manobra foram estudadas. Essas variações na resistência e indutância resultaram em modificações nas formas de onda geradas nas tensões no terminal receptor em aberto. Em relação as respostas temporais, foi constatado que as tensões induzidas nas fases excitadas (não energizadas) apresentaram variações mais expressivas, conforme demonstrado pelo desvio quadrático médio

normalizado, em especial para a LT de 230 kV com dois cabos para-raios.

A partir desses resultados, verifica-se como a presença dos cabos para-raios influencia no cálculo dos parâmetros longitudinais da linha de transmissão e nas formas de onda das respostas transitórias temporais geradas por uma operação de manobra. A determinação adequada dessas tensões são fundamentais para o projeto da cadeia de isoladores, referentes a sua suportabilidade dielétrica, que podem afetar a sua coordenação de isolamento frente a um dado distúrbio.

## REFERÊNCIAS

- Alipio, R. and Visacro, S. (2014). Modeling the frequency dependence of electrical parameters of soil. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 56(5), 1163–1171.
- Borges, P., Ramos, J., Carvalho, C., Pires, V., Cardoso, G., Ramos, D., and de Moraes, A. (2017). Repowering rural single-phase distribution network: A non-conventional proposal using two overhead wires and the ground as the third phase. *Electric Power Systems Research*, 150, 105–117.
- Carson, J.R. (1926). Wave propagation in overhead wires with ground return. *The Bell System Technical Journal*, 5(4), 539–554.
- CIGRE C4.33, W.G. (2019). Impact of soil-parameter frequency dependence on the response of grounding electrodes and on the lightning performance of electrical systems. *Tech. Brochure 781*, 1–66.
- De Conti, A. and Emídio, M.P.S. (2016). Extension of a modal-domain transmission line model to include frequency-dependent ground parameters. *Electric Power Systems Research*, 138, 120–130.
- Diniz, F.A., Alípio, R.S., and Moura, R.A.R.d. (2022). Assessment of the influence of ground admittance correction and frequency dependence of electrical parameters of ground of simulation of electromagnetic transients in overhead lines. *Journal of Control, Automation and Electrical Systems*, 1–15.
- Dommel, H.W. (1985). Overhead line parameters from handbook formulas and computer programs. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS-104(2), 366–372.
- Fuchs, R.D. (1979). *Transmissão de energia elétrica: linhas aéreas; teorias das linhas em regime permanente*. Livros Técnicos e Científicos.
- Garbelim Pascoalato, T.F., Justo de Araújo, A.R., Caballero, P.T., Leon Colqui, J.S., and Kurokawa, S. (2021). Transient analysis of multiphase transmission lines located above frequency-dependent soils. *Energies*, 14(17), 5252.
- Garbelim Pascoalato, T.F., Justo de Araújo, A.R., Leon Colqui, J.S., Kurokawa, S., and Pissolato Filho, J. (2022). A comparison of frequency-dependent soil models: Electromagnetic transient analysis of overhead transmission lines using modal decomposition. *Energies*, 15(5), 1687.
- Kikuchi, H. (1956). Wave propagation along infinite wire above ground at high-frequencies. *Electrotech. J. Jpn.*, 2(3), 73–78.
- Kurokawa, S., Filho, J., Tavares, M., Portela, C., and Prado, A. (2005). Behavior of overhead transmission line parameters on the presence of ground wires. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 20(2), 1669–1676.
- Li, Z., He, J., Zhang, B., and Yu, Z. (2016). Influence of frequency characteristics of soil parameters on ground-return transmission line parameters. *Electric Power Systems Research*, 139, 127–132.
- Margitová, A., Kanálik, M., and Kolcun, M. (2019). Impact of ground wires on the series impedance, voltage and current conditions of overhead power lines. *Acta Electrotechnica et Informatica*, 19(1), 11–18.
- Martinez-Velasco, J.A. (2009). *Power system transients: parameter determination*. CRC press, Flórida, U.S.A.
- Moura, A., Moura, A., and Rocha, E. (2019). Transmissão de energia elétrica em corrente alternada.
- Moura, R.A., Schroeder, M.A., Menezes, P.H., Nascimento, L.C., and Lobato, A.T. (2014). Influence of the soil and frequency effects to evaluate atmospheric overvoltages in overhead transmission lines—part i: The influence of the soil in the transmission lines parameters. In *Proceedings of XV International Conference on Atmospheric Electricity*, 15–20.
- Nakagawa, M. (1981). Admittance correction effects of a single overhead line. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, (3), 1154–1161.
- Papadopoulos, T.A., Chrysochos, A.I., Traianos, C.K., and Papagiannis, G. (2020). Closed-form expressions for the analysis of wave propagation in overhead distribution lines. *Energies*, 13(17), 4519.
- Pettersson, P. (1999). Propagation of waves on a wire above a lossy ground—different formulations with approximations. *IEEE transactions on power delivery*, 14(3), 1173–1180.
- Phan, D.C. (2019). Reduction of the number of faults caused by lightning for transmission line. *International Journal of Electrical & Computer Engineering (2088-8708)*, 9(5).
- Sunde, E.D. (1968). *Earth conduction effects in transmission systems*. Dover Publications Inc., New York.
- Tleis, N. (2007). *Power systems modelling and fault analysis: theory and practice*. Elsevier.
- Torrez Caballero, P. (2018). Inclusion of the frequency dependence in the Bergeron model: representation of short and long transmission lines considering electromagnetic transients resulting from switching operations and lightning strikes. *Thesis (PhD in electrical engineering)*.
- Visacro, S. (2005). *Descargas atmosféricas: uma abordagem de engenharia*. Artliber.
- Wait, J.R. (1972). Theory of wave propagation along a thin wire parallel to an interface. *Radio Science*, 7(6), 675–679.