

ANÁLISE DAS TENSÕES INDUZIDAS EM TORRES DE TRANSMISSÃO USANDO MÉTODO DOS MOMENTOS

ANDERSON R. J. ARAÚJO¹, SÉRGIO KUOKAWA¹, CLAUDINER M. DE SEIXAS², BEHZAD KORDI³

¹GATE, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade Estadual Paulista, Campus de Ilha Solteira

²IFSP, Instituto Federal de São Paulo, Campus de Votuporanga

³Department of Electrical and Computer Engineering, University of Manitoba

Avenida José Carlos Rossi, 1370, Ilha Solteira, São Paulo

E-mails: anderjusto@yahoo.com.br; kurokawa@dee.feis.unesp.br;
claudiner2010@gmail.com; behzad.kordi@umanitoba.ca.

Abstract—The backflashover is one of the main causes of outages in power systems due to the induced voltages caused by lightning. In this context, tower-footing grounding impedance and tower surge impedance play a fundamental role in the induced voltages caused by this phenomenon. These parameters are evaluated by several models and numerical methods, in which grounding electrodes are represented by distributed or lumped parameter models and tower surge impedance is calculated by geometric models. Numerical methods are employed to solve Maxwell's equations in electrodes and in high voltage transmission towers. In this article, the Moment Method is used to calculate the tower-footing grounding impedance of electrodes, in frequency domain, and the results are compared with the classical Transmission Line Model. Then, the admittances of two transmission towers are calculated by the same method. Once the tower admittances are calculated, an electric circuit is approached for each curve using *Vector Fitting*. With these circuits, the induced-voltages are calculated in the PSCAD[®], the influence of some parameters is observed and prediction of backflashovers can be estimated more accurately.

Keywords—backflashovers; transmission towers; grounding electrodes; induced-voltages; admittance.

Resumo— O *backflashover* é uma das principais causas de interrupções nos sistemas de energia devido as tensões induzidas provocadas por descargas atmosféricas. Neste contexto, a impedância de aterramento e a impedância de surto de torre são determinantes nas tensões induzidas provocadas por esse fenômeno. Esses parâmetros são estimados por vários modelos e métodos numéricos, nos quais o eletrodo de aterramento é representado por modelos a parâmetros distribuídos ou concentrados e a impedância de surto da torre é calculada por modelos geométricos. Métodos numéricos são aplicados nas equações de Maxwell aplicadas nos eletrodos e em torres de transmissão altas. Neste artigo, o Método dos Momentos é utilizado para o cálculo da impedância de eletrodos de aterramento no domínio da frequência e os resultados são comparados com o modelo clássico da linha de transmissão. As admitâncias de duas torres de transmissão são calculadas pelo mesmo método. Em seguida, um circuito elétrico é aproximado para cada curva usando *Vector Fitting*. Com esses circuitos, as tensões induzidas são calculadas no PSCAD[®], a influência de alguns parâmetros é observada e os *backflashovers* podem ser estimados com mais precisão.

Palavras-chave—backflashovers; torres de transmissão; eletrodos de aterramento; tensões induzidas; admitância.

1 Introdução

As descargas atmosféricas são uma das principais causas dos desligamentos em sistemas de potência devido às tensões induzidas provocadas por descargas atmosféricas. Quando uma descarga atmosférica atinge diretamente o topo de uma torre de transmissão, ou o cabo-guarda, uma parcela dessas ondas viajantes de corrente se propagam e se refletem ao longo da estrutura metálica da torre, resulta na elevação de potencial na torre. Quando a diferença de tensão entre o condutor de fase e a estrutura da torre excede o valor crítico de flashover, um curto-circuito é estabelecido pela formação de um *backflashover* (BF) (Gouda, Amer and El-Saied, 2008; Halin *et al.*, 2016). Essas tensões induzidas causam danos em equipamentos elétricos, riscos aos seres humanos e instabilidade no sistema elétrico.

Algumas medidas são aplicadas para diminuir as tensões induzidas causadas pelas descargas atmosféricas, tais como: (i) instalação de cabos-guardas no topo das torres de transmissão; (ii) instalação de supressores de surto conectados em cada fase da linha; (iii) redução da impedância de surto da torre de transmissão; (iv) redução da impedância de aterramento conectado aos pés das torres de transmissão (Yadee and Premrudeepreechacharn, 2007; Vahidi, Tavakoli and Hosseinian, 2010). Os sistemas de aterramento são compostos desde simples condutores metálicos enterrados vertical ou horizontalmente no solo até em arranjos de condutores na forma de malhas. O sistema de aterramento em torres de transmissão é empregado para: (a) fornecer uma baixa impedância para correntes de faltas pelo solo; (b) redução das ondas de tensão refletidas a partir da base da torre, reduzindo a probabilidade de BF; (c) na diminuição do potencial de toque e de passo para proteção de

seres vivos próximos a essas estruturas; (d) redução de interferências eletromagnéticas.

A impedância de aterramento é fundamental para análise transitória em sistemas de potência. Em muitos casos, no cálculo de tensões induzidas devido às descargas atmosféricas, a impedância de aterramento é representada apenas por uma simples resistência. Essa resistência assume valores de 5 a 150 Ω em programas de análise de transitórios eletromagnéticos, na qual é uma boa aproximação para frequências inferiores a 100 kHz (Marungsri *et al.*, 2008). Entretanto, a impedância de aterramento depende da frequência, cujos efeitos capacitivos e indutivos nos eletrodos se tornam expressivos e devem ser levados em consideração para uma análise precisa. Para análises mais precisas, o efeito pelicular (*Skin effect*) e a dependência dos parâmetros elétricos do solo (permissividade e resistividade) com a frequência devem ser considerados (Alipio and Visacro, 2013; Cavka, Mora and Rachidi, 2014). Para o cálculo da impedância de aterramento, diversas metodologias empíricas, analíticas e numéricas têm sido propostas na literatura técnica, no qual podem ser agrupados em: (1) Modelos baseados na teoria de linhas de transmissão, usando parâmetros distribuídos, denominado de *Transmission Line Model* (TLM) (Velazquez and Mukhedkar, 1984; Paoalexodoulos and Meliopoulos, 1987); (2) Modelos baseados na teoria de circuitos, usando parâmetros discretos em cascata (Yutthagowith *et al.*, 2012; Gatta *et al.*, 2014, 2017); (3) Métodos numéricos para resolução das equações de Maxwell, tais como: Método dos Momentos (MoM) (Grcev, 1996; Grcev and Grceva, 2009); *Finite Difference Time Domain* (FDTD) (Baba, Nagaoka and Ametani, 2005; Tsumura *et al.*, 2006); *Finite Element Method* (FEM) (Liu, Theethayi and Thottappillil, 2005).

As tensões induzidas causadas por uma descarga atmosférica no topo da torre são calculadas, no domínio do tempo, por: (i) usando *software* de análise em transitórios eletromagnéticos, uma vez que o sistema de aterramento é representado por um circuito elétrico discreto; (ii) diretamente em *software* de simulação numérica baseados em análises e resolução por elementos finitos. Nesses casos, as tensões induzidas são calculadas primeiramente no domínio da frequência e então convertidas para o domínio do tempo, usando Transformada Inversa de Fourier. Nesse contexto, o (MoM) é uma técnica numérica simples na resolução das equações integro-diferenciais dos campos eletromagnéticos. Essas equações são transformadas em equações matriciais, cujas soluções aproximadas apresentam elevada precisão para problemas que envolvam o eletromagnetismo em estruturas complexas.

Nesse artigo, as impedâncias de aterramento de diversos eletrodos simples são comparadas usando o MoM, implementado via FEKO[®], e o modelo clássico TLM. Essa comparação é feita para validar o MoM.

Em seguida, as tensões induzidas causadas em torres de transmissão aterradas provocadas por descargas atmosféricas, incidentes no topo dessas torres, são calculadas usando MoM e PSCAD. Este trabalho está organizado de acordo com a seguinte estrutura. Na seção 2, o sistema de aterramento em linhas de transmissão é discutido. Na seção 3, a técnica do *Vector Fitting* é descrita brevemente. Os resultados obtidos e as análises são apresentados na seção 4. Finalmente, as conclusões são apresentadas na seção 5.

2 Sistemas de aterramento em linhas de transmissão

Os objetivos do aterramento são apresentados na introdução, itens (a) a (d). Diversos artigos têm estudado a modelagem de sistemas de aterramento, considerando distintas configurações de eletrodos (vertical, horizontal e malhas) empregando diferentes metodologias (Velazquez and Mukhedkar, 1984; Cidrás, Otero and Garrido, 2000; Christopoulos, 2006; Grcev and Grceva, 2009). Para o cálculo da impedância de aterramento, diversas metodologias representam os sistemas de aterramento, como descritas nos itens de (1) a (3) anteriormente.

As vantagens dos *software* de análise e resolução por elementos finitos são: (a') análises de sistemas de aterramento com geometria complexa (malhas) ou não convencionais; (b') o efeito da frequência nos condutores e nos parâmetros elétricos do solo (permissividade, condutividade) é considerado. Entretanto, esses métodos numéricos geralmente consomem alto tempo de simulação, dependendo do passo de cálculo e da precisão desejada.

Um eletrodo cilíndrico, enterrado vertical ou horizontalmente, pode ser modelado como uma linha de transmissão, usando o *Transmission Line Model* (TLM), no qual os parâmetros elétricos do eletrodo são distribuídos ao longo de seu comprimento. A Fig. 1 mostra um eletrodo horizontal cujo um elemento infinitesimal de comprimento é representado por seus parâmetros distribuídos.

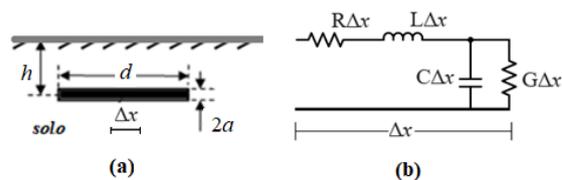


Figura 1. (a) Eletrodo horizontal enterrado em um dado solo. (b) Representação de um segmento Δx por seus parâmetros distribuídos

Na Fig. 1 (a), um eletrodo horizontal de comprimento d e diâmetro $2a$ é enterrado em um solo de resistividade ρ , a uma profundidade h . As equações que modelam uma linha de transmissão genérica são aplicadas para calcular a impedância do eletrodo, vista a partir de seu terminal emissor. Essa

impedância também é denominada de impedância harmônica.

Na Fig. 1(b), é mostrado um segmento Δx do eletrodo no qual os parâmetros em série R e L são a resistência e a indutância por unidade de comprimento respectivamente. Os parâmetros em derivação G e C são a condutância e a capacitância por unidade de comprimento, respectivamente. Esses parâmetros são distribuídos uniformemente ao longo do comprimento do eletrodo. O eletrodo horizontal, assim como o eletrodo vertical, são interpretados como uma linha de transmissão curta de comprimento d , conforme mostrado na Fig. 2.

Na Fig. 2, **A** e **B** são os terminais emissor e receptor do eletrodo, respectivamente, visto como uma linha de transmissão. A corrente $I_A(s)$ e tensão $V_A(s)$, em função da corrente $I_B(s)$ e da tensão $V_B(s)$, são calculadas no domínio da frequência pelas equações (1) e (2).

$$V_A = \cosh(\gamma x)V_B + Z_C \sinh(\gamma x)I_B \quad (1)$$

$$I_A = \frac{1}{Z_C} \sinh(\gamma x)V_B + \cosh(\gamma x)I_B \quad (2)$$

Equações (1) e (2), as quais descrevem o comportamento exato das tensões e correntes em qualquer ponto da linha de transmissão (ou eletrodo) em regime permanente. O termo x representa a distância do terminal emissor a um ponto qualquer do eletrodo. As variáveis γ e Z_c , são a função de propagação e a impedância característica de uma linha de transmissão, dadas pelas equações (3) e (4), respectivamente.

$$\gamma = \sqrt{(R + j\omega L)(G + j\omega C)} \quad (3)$$

$$Z_c = \left[\frac{(R + j\omega L)}{(G + j\omega C)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4)$$

Nas equações (3) e (4), ω é a frequência angular e s é a frequência complexa ($s=j\omega$). Os parâmetros em série e em derivação dos eletrodos horizontal e vertical são apresentados em (Grcev and Grceva, 2009), (Grcev and Popov, 2005).

A impedância de aterramento pode ter comportamento resistivo, capacitivo ou indutivo, dependendo do intervalo da frequência.

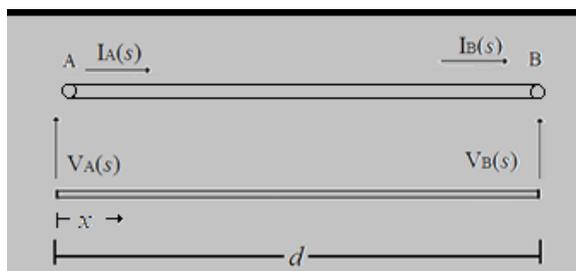


Figura 2. Eletrodo horizontal visto como uma linha de transmissão.

Uma vez obtidas as curvas da impedância, ou admitância, dos eletrodos no domínio da frequência, um circuito elétrico discreto aproximado pode ser proposto usando a técnica do *Vector Fitting* (VF).

3 Aproximação pelo *Vector Fitting*

Essa técnica propõe a aproximação de uma função racional $F(s)$, usando o método dos mínimos quadrados, no qual um circuito composto por uma associação de resistor (R), indutor (L) ou capacitor (C) é proposto. Essa função racional pode ser a impedância $Z(s)$ ou a admitância $Y(s)$ no domínio da frequência para os eletrodos e/ou sistemas de aterramento. Essa função racional é genericamente representada por (Gustavsen and Semlyen, 1999), (Antonini, 2003).

$$F(s) \approx \sum_{i=1}^n \left(\frac{c_i}{s - a_i} \right) + A + sB \quad (5)$$

$$Y_{RL}(s) = \frac{1}{L} \frac{1}{\left(s + \frac{R}{L} \right)} \quad (6)$$

$$Y_{RLC}(s) = \frac{1}{L} \frac{\left(s + \frac{1}{R_2 C} \right)}{\left[s^2 + \left(\frac{R_1}{L} + \frac{1}{R_2 C} \right) s + \frac{1}{LC} \left(\frac{R_1}{R_2} + 1 \right) \right]} \quad (7)$$

Na equação (5), as variáveis c_i e a_i são os resíduos e os polos da função racional aproximada. Os polos podem ser reais ou pares complexos conjugados. A variável n é o número de polos da função racional aproximada. Os termos A e B são coeficientes reais e s é a frequência complexa. Considerando apenas um polo real e um resíduo real, um circuito simples RL em série, conforme mostrado na Fig. 3, é suficiente para gerar a função racional aproximada. A admitância de um circuito RL série é dada pela equação (6). Quando a função racional tem polos e resíduos complexos conjugados, um circuito equivalente RL(C//R) é proposto, conforme mostrado na Fig. 4, e a admitância desse circuito é dada pela equação (7).

As impedâncias dos eletrodos de aterramento, e futuramente das torres de transmissão aterradas, são representadas pela combinação desses circuitos discretos em paralelo. Uma vez que as impedâncias dessas estruturas são representadas por um circuito elétrico, correntes e tensões são calculadas diretamente no domínio do tempo por qualquer *software* de análise em transitórios eletromagnéticos.

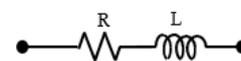


Figura 3. Circuito equivalente RL série para um polo real e um resíduo real.

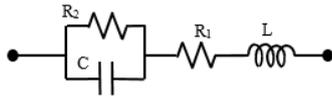


Figura 4. Circuito equivalente RL(C/R) para polos e resíduos complexos conjugados.

Na próxima seção são apresentadas as impedâncias dos eletrodos de aterramento e as admitâncias das torres de transmissão obtidas pelo MoM. Em seguida, as tensões induzidas nas torres de transmissão são calculadas usando o *software* PSCAD.

4 Resultados

Os resultados são divididos em duas seções. Na seção A, uma comparação entre as impedâncias de aterramento para os eletrodos cilíndricos obtida pelo método numérico MoM e TLM é realizada. Nessa comparação, os parâmetros geométricos dos eletrodos são constantes, e as impedâncias são calculadas para distintas resistividades do solo, a fim de validar o método numérico. Em seguida, na seção B, as tensões induzidas provocadas por descargas atmosféricas, incidentes nos topos de dois tipos de torres de transmissão aterradas, (autoportantes para circuito simples e duplo) são calculadas usando MoM e PSCAD.

A. Impedância de aterramento para diversos solos

Os eletrodos cilíndricos vertical e horizontal usado nas simulações são mostrados na Fig. 5. As impedâncias de aterramento para eletrodos vertical e horizontal serão calculadas pelo TLM e MoM. Os parâmetros dos eletrodos são: comprimento $d = 1$ m, profundidade $h = 1$ m e raio $a = 12,5$ mm e permeabilidade relativa $\mu_0 = 0,4\pi \mu\text{H/m}$. Os parâmetros do solo são: permissividade relativa $\epsilon_r = 10$, na qual $\epsilon_0 = 8,854 \text{ pF/m}$ e resistividades ρ de $100 \Omega\cdot\text{m}$ e $1000 \Omega\cdot\text{m}$.

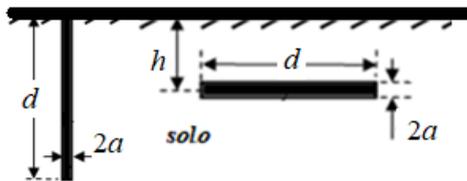


Figura 5. Eletrodos cilíndricos usados nas simulações da seção A.

Apresentam-se nas Figs. 6 (a) e (b) a impedância (magnitude e fase) para os eletrodos vertical (v) e horizontal (h), em função da frequência, para o intervalo de 100Hz a 5 MHz, considerando as resistividades do solos de 100 e 1000 $\Omega\cdot\text{m}$. As respostas obtidas pelo MoM e TLM estão em linhas tracejadas e sólidas respectivamente. Nessas simulações, a variação dos parâmetros do solo com a frequência não foi considerada. As Figs. 6-(a) e (b) ilustram o comportamento da impedância (módulo e

fase) de um eletrodo horizontal e vertical respectivamente para diversos solos.

O aumento da resistividade do solo implica no aumento do módulo da impedância de aterramento para ambos os eletrodos. Para baixas frequências, verifica-se que a impedância de cada eletrodo apresenta simplesmente o comportamento resistivo puro. Essa resistência é denominada de resistência estática, sendo comumente utilizada nas análises em transitórios eletromagnéticos (Sheshyekani *et al.*, 2009). Para frequências acima de 100 kHz, a impedância de aterramento de cada eletrodo pode apresentar comportamento indutivo ou capacitivo conforme verificado na Fig. 6-(b). A despeito da magnitude da impedância de aterramento, nota-se uma diferença na amplitude dessas magnitudes para os eletrodos verticais (v) e horizontais (h), considerando a mesma resistividade do solo. Na Fig. 6-(a), a magnitude da impedância é maior para os eletrodos verticais (v) em todo o intervalo de frequência analisado. Assim, geralmente os eletrodos horizontais são adotados na maioria dos aterramentos de torres de transmissão.

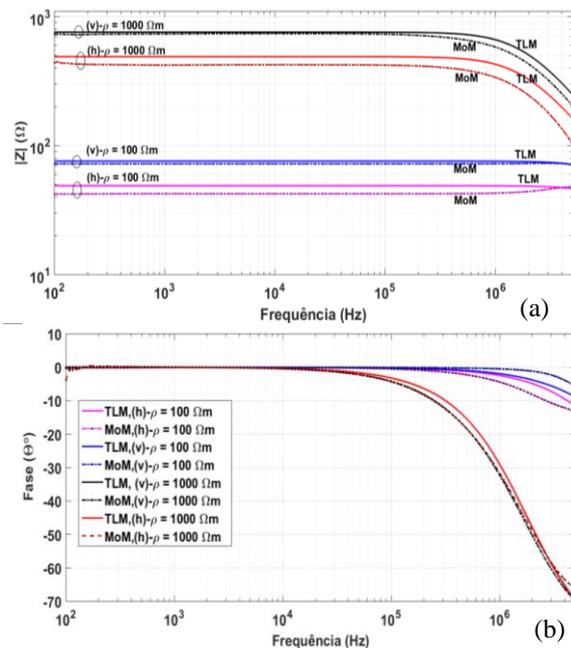


Figura 6. Impedâncias de aterramento para os eletrodos horizontal vertical calculados pelo MoM e TLM. (a) Magnitude e (b) fase.

B. Cálculo das tensões induzidas em torres de transmissão

Nessa seção, as tensões induzidas causadas por descargas atmosféricas incidentes nos topos de duas torres de transmissão são calculadas empregando o MoM. Para esses cálculos, foi adotado o procedimento a seguir:

- (i) As torres de transmissão, juntamente com o sistema de aterramento, são projetadas no

FEKO[®], levando em consideração as treliças da estrutura metálica e o solo;

- (ii) As admitâncias das torres de transmissão foram calculadas pelo MoM, usando a técnica *full wave approach*, via FEKO[®] no domínio da frequência considerando dois tipos de solo;
- (iii) A partir das admitâncias calculadas, empregando a técnica de ajuste do *Vector Fitting*, circuitos elétricos discretos equivalentes compostos pela combinação de circuitos RL e RL(C//R) em paralelo são propostos para a representação da torre de transmissão no domínio do tempo;
- (iv) Uma corrente impulsiva é aplicada no topo de cada torre e as tensões induzidas, ou elevações de potencial (EP), são calculadas pelo *software* PSCAD[®].

A primeira torre de transmissão estudada é a torre autoportante (T₁) de alta tensão (circuito simples), conforme mostrado na Fig 7. A Fig. 7-(a) mostra uma torre de transmissão autoportante de 440 kV presente no sistema elétrico brasileiro e suas dimensões. Uma vez obtidas as medidas principais da torre de transmissão, a torre é projetada no FEKO[®] e o sistema de aterramento é conectado aos pés da torre. O sistema de aterramento, composto por cabos contrapesos formado por 4 eletrodos horizontais de 2,60 mm de raio, enterrados a 0,70 m de profundidade e o comprimento de 29 m para cada eletrodo, é mostrado na Fig. 8 (vista superior).

O domínio da simulação no FEKO para a torre de transmissão aterrada é formado por uma semiesfera metálica, limitando o solo, e por um tronco de cone metálico, limitando o ar. A estrutura é constituída por um material condutor metálico perfeito (PEC). A influência da frequência nos parâmetros do solo não foi considerada nessas simulações. Uma fonte de tensão AC de 1 V de amplitude é aplicada no topo da torre e a corrente pela estrutura da torre é calculada pelo MoM, *in full wave approach*. A admitância de aterramento, no domínio da frequência, é calculada pela razão entre a corrente calculada e tensão aplicada no topo da torre.

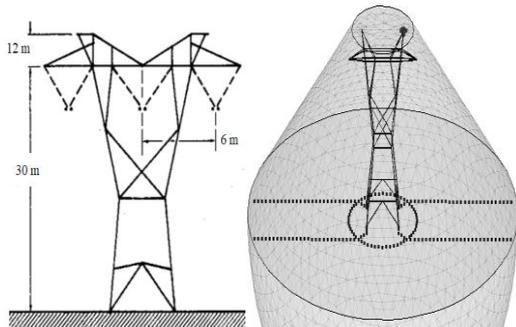


Figura 7. (a) Torre de transmissão autoportante de circuito simples em tamanho real; (b) torre desenhada no FEKO.

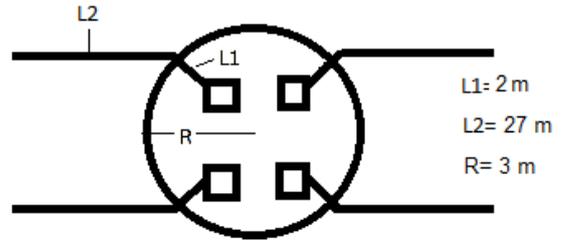


Figura 8. Sistema de aterramento da torre de transmissão autoportante, vista superior.

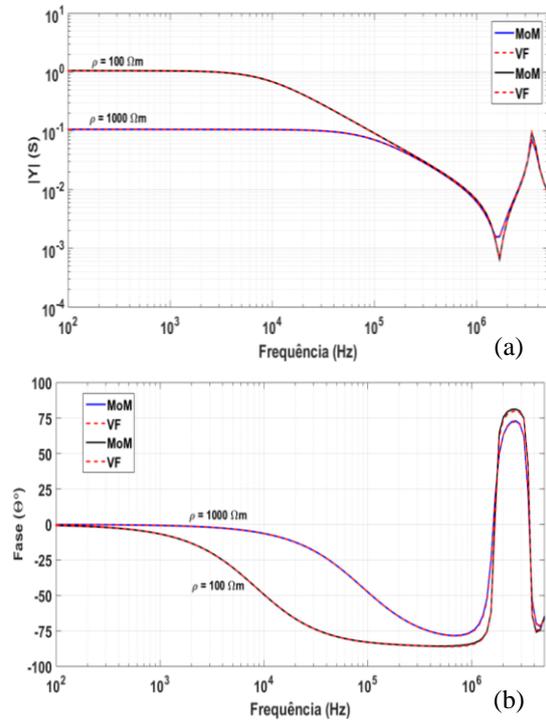


Figura 9. (a) Magnitudes e (b) fases das admitâncias de T₁, considerando ρ=100 Ω.m e ρ=1000 Ω.m obtidas pelo MoM e o VF.

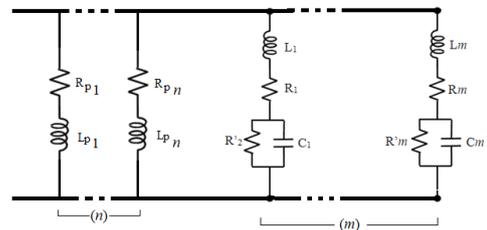


Figura 10. Circuito discreto com n ramos de circuitos RL e m ramos de circuitos RL(C//R) para cada curva de admitância.

As admitâncias da torre de transmissão autoportante aterrada (T₁) são calculadas para solos de resistividade ρ = 100 Ω.m e 1000 Ω.m e são mostradas nas Figs 9-(a) e (b), conforme passo (ii). Uma vez obtidas as curvas de admitância, circuitos elétricos discretos para cada curva, no domínio do tempo, são propostos usando a técnica do VF (passo (iii)). O circuito elétrico é composto por n ramos de circuitos RL e m ramos de circuitos RL(R//C) conectados em paralelo, conforme mostra a Fig.10. Para a admitância da torre T₁ e resistividade ρ = 100 Ω.m, n = 3 e m = 2; Para a resistividade de ρ

= 100 Ω .m, $n = 1$ e $m = 2$. A elevação de potencial (EP) no topo de cada torre de transmissão T_1 em relação ao referencial zero, devido a uma descarga atmosférica no topo da torre é calculada no PSCAD[®] para os dois tipos de solos selecionados. A descarga atmosférica é modelada por uma de corrente impulsiva (1.20/20 μ s e 1000 A de amplitude) injetada no topo da torre de transmissão T_1 , (passo (iv)).

As EP para cada resistividade são mostradas nas Figs. 11 –(a) e (b). Na Fig. 11-(a), o pico da elevação de potencial é de 70 kV e observa-se um tempo de aproximadamente 10 μ s para atingir o regime permanente (0 V) para um solo de 100 Ω .m. As oscilações verificadas são decorrentes das reflexões das ondas de elevação de potencial entre o topo da torre e o sistema de aterramento. Na Fig. 11-(b), o pico da EP transitória é idêntico ao da Fig. 11-(a), porém nota-se que o tempo de regime transitório é muito maior (50 μ s).

Esse fato ocorre devido a impedância de aterramento para um solo de 1000 Ω .m ser mais elevada, gerando mais reflexões ao longo da estrutura da torre. A curva transitória segue um comportamento assintótico, na qual verificou-se que sua amplitude depende da resistividade do solo. Apresentam-se nas Figs. 12-(a) e (b) uma torre de transmissão autoportante de circuito duplo (T_2), com as suas dimensões, e a torre desenhada no FEKO[®].

O sistema de aterramento é distinto, sendo que nesse caso o anel equalizador não foi considerado. As admitâncias são calculadas para solos de resistividade $\rho = 100 \Omega$.m e 1000 Ω .m e são mostradas nas Figs. 13–(a) e (b), passo (ii).

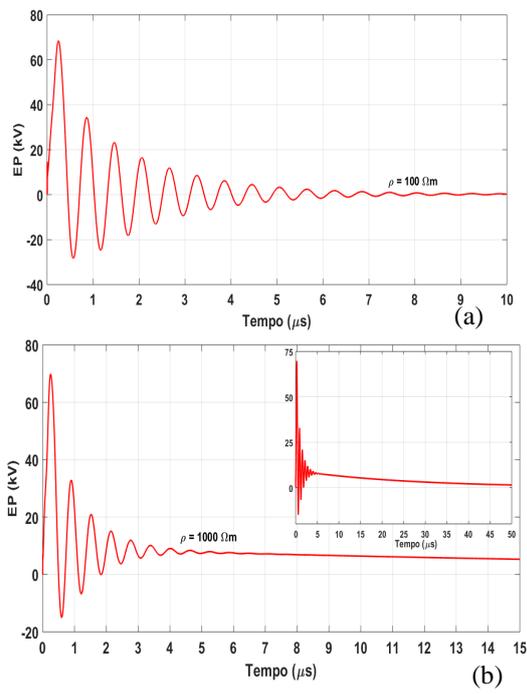


Figura 11. EPs para torre T_1 considerando: (a) $\rho = 100 \Omega$.m e (b) $\rho = 1000 \Omega$.m.

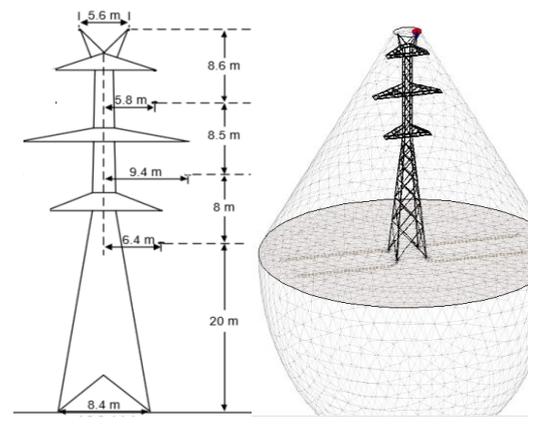


Figura 12. (a) Torre de transmissão autoportante de circuito duplo em tamanho real; (b) torre desenhada no FEKO.

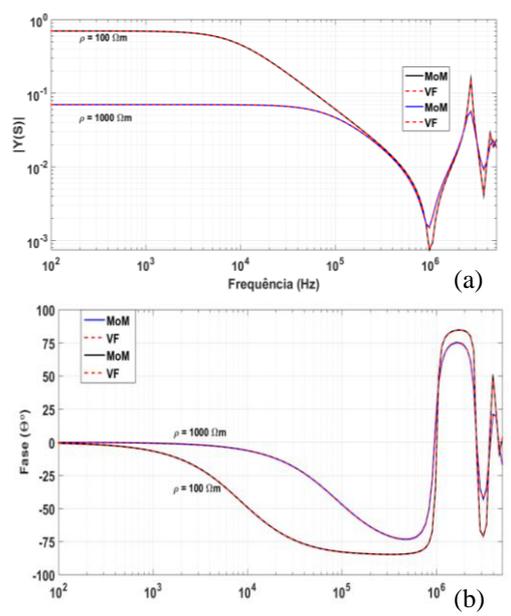


Figura 13. (a) Magnitudes e (b) fases das admitâncias de T_2 , para $\rho = 100 \Omega$.m e $\rho = 1000 \Omega$.m obtidas pelo MoM e o VF.

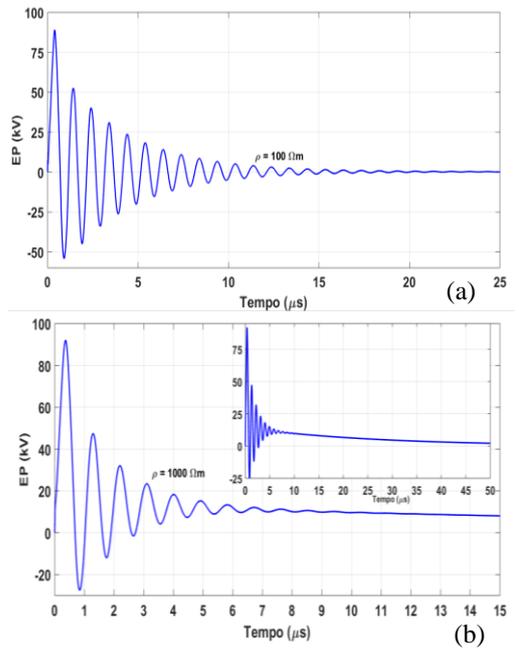


Figura 14. EPs para torre T_2 considerando: (a) $\rho = 100 \Omega$.m e (b) $\rho = 1000 \Omega$.m.

Uma vez obtidas as admitâncias da T_2 para cada solo, os circuitos discretos para cada curva são obtidos. Para a admitância da torre T_2 e resistividade $\rho = 100 \Omega.m$, $n = 3$ e $m = 9$; Para a resistividade de $\rho = 1000 \Omega.m$, $n = 1$ e $m = 3$. As EP para cada resistividade são mostradas nas Figuras 12 –(a) e (b). Na Figura 12-(a), o pico da elevação de potencial é de 90 kV e o tempo para atingir o regime permanente (0 V) é de aproximadamente 20 μs considerando o solo de 100 $\Omega.m$. Na Figura 12-(b), o pico observado da elevação de potencial transitória é de 91 kV, e o tempo de regime transitório de 50 μs , considerando o solo de 1000 $\Omega.m$.

Nesse caso, os picos são maiores do que os picos obtidos para a torre de transmissão T_1 . Vale ressaltar que essa diferença ocorre devido: (i) as distintas estruturas das torres de transmissão, na qual possuem impedâncias de surtos diferentes; (ii) aos eletrodos de aterramento, onde na torre T_2 o anel equalizador foi removido. Assim, com menos condutores, os picos da elevação de potencial serão mais elevados.

Diversos fatores, tais como: parâmetros geométricos das torres de transmissão, parâmetros do solo (homogêneo ou multicamadas e com/sem o efeito da frequência) e os arranjos dos sistemas de aterramentos podem ser considerados em análises futuras, a fim de reduzir as tensões induzidas geradas nas torres de transmissão atingidas por descargas atmosféricas.

5 Conclusões

As impedâncias de aterramento, no domínio da frequência, são comparadas pelo método numérico (MoM) e pelo *Transmission Line Model* (TLM), modelo clássico de linhas de transmissão. Essas comparações mostraram que as simulações obtidas pelo MoM apresentam boa concordância com o TLM, sendo um método preciso.

Em seguida, as admitâncias de torres em tamanho real típicas do sistema elétrico brasileiro foram calculadas empregando o MoM implementado no FEKO®. O *software* permite como vantagens: (a) analisar a impedância/admitância de torres de transmissão considerando as treliças e braços de torres, geralmente negligenciados nas modelagens de torres de transmissão clássicas; (b) utilizar diversos solos, levando em consideração com o efeito da frequência sobre seus parâmetros elétricos; (c) diversas configurações de eletrodos de aterramento. As admitâncias para torres em tamanho real foram aproximadas por circuitos elétricos usando a técnica do *Vector Fitting*. As elevações de potencial são afetadas pelo estrutura de cada torre, assim como a resistividade do solo e a configuração do aterramento. Quanto maior a resistividade, maiores são as reflexões de onda (e os valores de pico das sobretensões) e maior é tempo para as tensões induzidas entrarem em regime permanente. Uma vez obtidos os circuitos discretos que aproximam as

curvas de admitância, esses são analisados em *software* de simulações de transitórios eletromagnéticos. Assim, as sobretensões são estimadas com maior precisão e a previsão de *backflashover* em sistemas de potência são feitas de modo mais eficaz.

Agradecimentos

Os autores agradecem a Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) pelo suporte financeiro (Projeto 2014/18551-6).

Referências Bibliográficas

- Alipio, R. and Visacro, S. (2013) ‘Frequency dependence of soil parameters: Effect on the lightning response of grounding electrodes’, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 55(1), pp. 132–139. doi: 10.1109/TEMC.2012.2210227.
- Antonini, G. (2003) ‘SPICE equivalent circuits of frequency-domain responses’, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 45(3), pp. 502–512. doi: 10.1109/TEMC.2003.815528.
- Baba, Y., Nagaoka, N. and Ametani, A. (2005) ‘Modeling of thin wires in a lossy medium for FDTD simulations’, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 47(1), pp. 54–60. doi: 10.1109/TEMC.2004.842115.
- Cavka, D., Mora, N. and Rachidi, F. (2014) ‘A Comparison of frequency-dependent soil models: Application to the analysis of grounding systems’, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 56(1), pp. 177–187. doi: 10.1109/TEMC.2013.2271913.
- Christopoulos, C. (2006) ‘The Transmission-Line Modeling (TLM) Method in Electromagnetics’, *Synthesis Lectures on Computational Electromagnetics*, 1(1), pp. 1–132. doi: 10.2200/S00027ED1V01Y200605CEM007.
- Cidrás, J., Otero, A. F. and Garrido, C. (2000) ‘Nodal frequency analysis of grounding systems considering the soil ionization effect’, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 15(1), pp. 103–107. doi: 10.1109/61.847236.
- Gatta, F. M. *et al.* (2014) ‘Generalized pi-circuit tower grounding model for direct lightning response simulation’, *Electric Power Systems Research*, 116, pp. 330–337. doi: 10.1016/j.epr.2014.07.006.
- Gatta, F. M. *et al.* (2017) ‘Equivalent lumped parameter II-network of standard grounding systems under surge conditions’, in *2010 30th International Conference on Lightning Protection, ICLP 2010*. doi: 10.1109/ICLP.2010.7845825.
- Gouda, O. E., Amer, G. M. and El-Saied, T. M. (2008) ‘Factors affecting transient response of grounding grid systems’, in *2008 5th International*

- Multi-Conference on Systems, Signals and Devices, SSD'08*. doi: 10.1109/SSD.2008.4632800.
- Grcev, L. D. (1996) 'Computer analysis of transient voltages in large grounding systems', *IEEE Transactions on Power Delivery*, 11(2), pp. 815–823. doi: 10.1109/61.489339.
- Grcev, L. and Grceva, S. (2009) 'On HF circuit models of horizontal grounding electrodes', *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 51(3 PART 2), pp. 873–875. doi: 10.1109/TEM.2009.2023330.
- Grcev, L. and Popov, M. (2005) 'On high-frequency circuit equivalents of a vertical ground rod', *IEEE Transactions on Power Delivery*, 20(2 II), pp. 1598–1603. doi: 10.1109/TPWRD.2004.838460.
- Gustavsen, B. and Semlyen, A. (1999) 'Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting', *IEEE Transactions on Power Delivery*, 14(3), pp. 1052–1059. doi: 10.1109/61.772353.
- Halin, S. A. *et al.* (2016) 'Lightning backflashover tripping patterns on a 275/132 kV quadrupole circuit transmission line in Malaysia', *IET Science, Measurement & Technology*, 10(4), pp. 344–354. doi: 10.1049/iet-smt.2015.0199.
- Liu, Y., Theethayi, N. and Thottappillil, R. (2005) 'An engineering model for transient analysis of grounding system under lightning strikes: Nonuniform transmission-line approach', *IEEE Transactions on Power Delivery*, 20(2 I), pp. 722–730. doi: 10.1109/TPWRD.2004.843437.
- Marungsri, B. *et al.* (2008) 'Study of Tower Grounding Resistance Effected Back Flashover to 500 kV Transmission Line in Thailand by using ATP/EMTP', *World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Electrical and Computer Engineering*, 2(6), pp. 1061–1068.
- Paoalexodoulos, A. D. and Meliopoulos, A. P. (1987) 'Frequency dependent characteristics of grounding systems', *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2(4), pp. 1073–1081. doi: 10.1109/TPWRD.1987.4308223.
- Sheshyekani, K. *et al.* (2009) 'Analysis of transmission lines with arrester termination, considering the frequency-dependence of grounding systems', *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 51(4), pp. 986–994. doi: 10.1109/TEM.2009.2029863.
- Tsumura, M. *et al.* (2006) 'FDTD simulation of a horizontal grounding electrode and modeling of its equivalent circuit', *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 48(4), pp. 817–824. doi: 10.1109/TEM.2006.884448.
- Vahidi, B., Tavakoli, M. R. B. and Hosseinian, S. H. (2010) 'Determining arresters best positions in power system for lightning shielding failure protection using Simulation optimization approach', *European Transactions on Electrical Power*, 20(3), pp. 255–276. doi: 10.1002/etep.309.
- Velazquez, R. and Mukhedkar, D. (1984) 'Analytical Modeling of Grounding Electrodes Transient Behavior', *IEEE Power Engineering Review*, PER-4(6), pp. 43–44. doi: 10.1109/MPER.1984.5526103.
- Velazquez, R. S. and Mukhedkar, D. (1984) 'Analytical Modelling of Grounding Electrodes Transient Behavior', *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS-103(6), pp. 1314–1322. doi: 10.1109/TPAS.1984.318465.
- Yadee, P. and Premrudeepreechacharn, S. (2007) 'Analysis of Tower Footing Resistance Effected Back Flashover Across Insulator in a Transmission System', *International Conference on Power Systems Transients*. Available at: http://www.ipst.org/techpapers/2007/ipst_2007/papers_IPST2007.
- Yutthagowith, P. *et al.* (2012) 'Transient equivalent circuit of a horizontal grounding electrode', in *ICHVE 2012 - 2012 International Conference on High Voltage Engineering and Application*, pp. 157–161. doi: 10.1109/ICHVE.2012.6357071.