

# A Influência do Efeito Dependente da Frequência dos Parâmetros Elétricos do Solo sobre o Desempenho de Linhas de Transmissão Frente a Descargas Atmosféricas

Vasconcellos, Felipe\*. Moreira, Fernando\*  
Alípio, Rafael\*\*

\* *Electrical Engineering Department, Federal University of Bahia, BA  
Brazil ([felipe.vasconcellos@ufba.br](mailto:felipe.vasconcellos@ufba.br); [moreiraf@ufba.br](mailto:moreiraf@ufba.br)).*

\*\* *Electrical Engineering Department, Center of Technological Education of Minas Gerais, MG  
Brazil ([rafael.alipio@cefetmg.br](mailto:rafael.alipio@cefetmg.br)).*

**Abstract:** This study evaluates the lightning performance of a 138 kV transmission line under the premises of constant and frequency-dependent soil electrical parameters. A wideband model was used to include the frequency-dependent impedance behavior of the tower grounding system. The overvoltages across the insulator strings were simulated using ATP and considering representative first stroke current waveforms. Backflashover outage rates were determined using the Disruptive Effect (DE) method. It was found that the decrease of soil resistivity and relative permittivity resulting from the frequency dependence effect is responsible for the significant decrease of the expected outage rates of the tested line, in a range of 29-55% for realistic distributions of soil resistivity along the line and a consequent relevant improvement of the lightning performance of the line.

**Resumo:** Este estudo avalia o desempenho de uma linha de transmissão de 138 kV frente a descargas atmosféricas sob as premissas de parâmetros elétricos do solo constantes e dependentes da frequência. Um modelo de banda-larga foi utilizado para incluir o comportamento dependente da frequência da impedância do sistema de aterramento da torre. As sobretensões através das cadeias de isoladores foram simuladas utilizando o ATP e considerando formas de onda representativas de correntes de primeiras descargas. As taxas de desligamento por *backflashover* foram determinadas usando o método do Efeito Disruptivo (DE). Foi constatado que a diminuição da resistividade e permissividade relativa do solo resultante do efeito da dependência da frequência é responsável pela diminuição significativa das taxas de desligamento esperadas da linha testada, variando entre 29 e 55% para distribuições realísticas de resistividade do solo ao longo das linhas e uma consequente melhoria relevante no desempenho das linhas frente a descargas atmosféricas.

**Keywords:** transmission lines; grounding systems, frequency-dependent soil electrical parameters, lightning performance, backflashover.

**Palavras-chaves:** linhas de transmissão, sistemas de aterramento, parâmetros elétricos do solo dependentes da frequência, desempenho frente a descargas atmosféricas, *backflashover*.

## 1. INTRODUÇÃO

A incidência de descargas atmosféricas é uma causa frequente de interrupção de linhas de transmissão. Descargas diretas à linha desenvolvem sobretensões através da cadeia de isoladores que podem resultar em ruptura do isolamento, levando a faltas (Visacro, 2007b; Visacro, Silveira and De Conti, 2012). O *backflashover* prevalece como o principal mecanismo responsável pelos desligamentos de origem atmosférica de linhas de classe de tensão abaixo de 500 kV instaladas em regiões com resistividade do solo desfavorável (Visacro, 2007b). A impedância de aterramento do “pé” da torre tem grande influência na amplitude das sobretensões de origem atmosférica (Chisholm, Chow, and Srivastava, 1983; Visacro, Silveira and De Conti, 2012), e esta é a razão da prática bastante usual de reduzir esta impedância para melhorar o desempenho das linhas frente a descargas

atmosféricas. (Visacro, 2007b; Visacro, Silveira and De Conti, 2012).

Diversos estudos demonstram quão significativa é a influência da dependência da frequência nos parâmetros resistividade e permissividade do solo na resposta dos eletrodos de aterramento sujeitos a correntes de descargas atmosféricas (Visacro et al., 2011; Visacro and Alípio, 2012, Alípio and Visacro, 2013; Akbari, Sheshyekani and Reza Alemi, 2013; Alípio and Visacro, 2014a). Neste cenário, se torna interessante avaliar qual o impacto correspondente no desempenho das linhas de transmissão, em termos de variação da taxa de desligamento por *backflashover*, e é isto que este trabalho visa investigar.

Investigações análogas podem ser encontrada em outros estudos (Visacro et al., 2012; Visacro and Silveira, 2015). Contudo, a aplicação do modelo HEM (*Hybrid Electro Magnetic Model*) para simular os resultados de todo o sistema

de transmissão resulta em um grande esforço computacional. Assim, este trabalho possui o objetivo de apresentar uma solução computacionalmente eficiente, e que permita a interface de uma modelagem de banda larga de sistemas de aterramento com o *Alternative Transients Program – ATP* (Prikler and Hoidalen, 2009), a fim de avaliar com precisão a influência e o impacto do comportamento dependente da frequência dos parâmetros elétricos do solo sobre a taxa de desligamento de linhas de transmissão por *backflashover*.

Este artigo está organizado da seguinte forma: na seção 2 é descrita brevemente a metodologia e as modelagens utilizadas, na seção 3 os resultados numéricos são apresentados e analisados e na seção 4 são expostas as conclusões.

## 2. METODOLOGIA E MODELAGENS

A simulação das sobretensões de origem atmosférica e o estudo correspondente do desempenho da linha de transmissão foram realizados considerando a incidência de primeiras descargas retorno típicas, medidas em torre instrumentada no Morro do Cachimbo – MG (Visacro et al., 2004). Este estudo considerou apenas a incidência de primeiras descargas de retorno em função da menor relevância das descargas subsequentes na ocorrência de *backflashover* em linhas de classe de tensão a partir de 138 kV (Silveira et al., 2012).

O método do Efeito Disruptivo (DE) foi aplicado para as sobretensões resultantes de cada condição simulada com o intuito de calcular o valor da corrente crítica de primeiras descargas de retorno capazes de induzir o desligamento por *backflashover* (Darveniza and Vlastos, 1988; Hileman, 1999). A probabilidade de ocorrência de cada corrente crítica foi calculada utilizando distribuições de probabilidade cumulativas de corrente de pico. Por fim, derivado das probabilidades calculadas e considerando uma ampla faixa de resistividades do solo em baixa frequência (valores de 300 a 10.000  $\Omega \cdot m$ ), que são necessárias para se fazer uma análise de sensibilidade do impacto do efeito de dependência de frequência, foi determinado o desempenho da linha de 138-kV considerando parâmetros elétricos do solo constantes e dependentes da frequência.

Para tanto, foram consideradas três torres com dois vãos de 400 m de uma linha de 138-kV, com a descarga atmosférica atingindo o topo da torre central. Para evitar reflexões de ondas de tensão, as extremidades das linhas são perfeitamente casadas em toda a faixa de frequência utilizando linhas infinitamente longas. A silhueta da torre e as alturas dos cabos da linha (em metros) são ilustrados na Fig. 1 (valores de meio vão são apresentados entre parênteses). A linha de transmissão tem um condutor ACSR por fase, código LINNET e um cabo de blindagem EHS de 3/8". Um par de torres adjacentes (idênticas à da Fig. 1) é incluído nas simulações para considerar os efeitos de propagação das ondas de sobretensão nos condutores da linha, bem como as reflexões que ocorrem nos vãos adjacentes.

A Fig. 2 apresenta o arranjo de aterramento típico da linha considerada. Ele é composto por 4 cabos contrapeso, enterrados a 0,5 m de profundidade, de raio 7 mm e cada um partindo de um “pé” da base da torre.

O comprimento  $L$  dos cabos contrapeso é selecionado de acordo com o valor da resistividade do solo, considerando práticas comuns de concessionárias de energia brasileiras, conforme valores apresentados na Tabela 1 (ENERGISA, 2017).

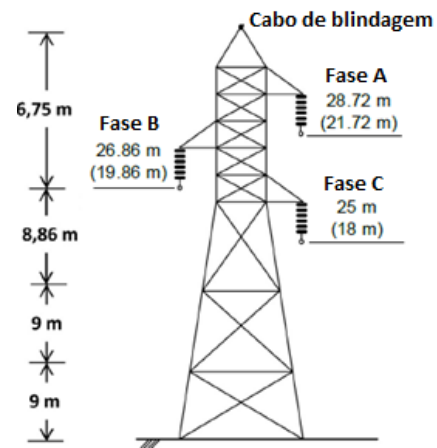


Fig. 1. Silhueta típica da torre sob análise (Alipio, Duarte and Lima, 2018).

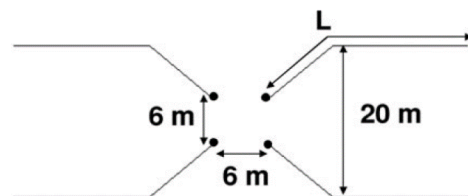


Fig. 2. Arranjo típico de aterramento de “pé” de torre (Alipio, Duarte and Lima, 2018).

**Tabela 1. Comprimento dos cabos contrapeso em função da resistividade do solo**

Resistividade do solo ( $\Omega \cdot m$ )	$L$ (m)
300	20
500	30
1.000	40
3.000	60
5.000	80
10.000	130

As simulações apresentadas neste trabalho foram desenvolvidas no ATP. A vantagem de se usar este tipo de ferramenta está no seu baixo esforço computacional quando comparado a ferramentas que utilizam abordagem de campos eletromagnéticos, e ainda assim manter precisão adequada, principalmente quando se trata de aplicações de engenharia (Geri and Visacro, 2002).

Neste trabalho foram desprezados os efeitos associados ao processo de ionização do solo, pois este efeito é significativo apenas quando grandes valores de correntes de descargas são aplicadas em eletrodos curtos diferente do efeito da dependência da frequência que independe da amplitude da corrente e do comprimento dos eletrodos, e de acordo com as práticas usuais de proteção em linhas de transmissão, eletrodos

longos são usados para atingir baixos valores de resistência de aterramento de “pé” de torre resultando em baixa densidade linear de corrente dispersa ao longo destes. (Visacro, 2007a).

Em seguida, a modelagem de cada componente da linha de transmissão é sucintamente descrita.

### 2.1 Forma de Onda da Corrente de Descarga Atmosférica

A representação adequada da forma de onda da corrente da descarga atmosférica é um fator crucial, entre outros, para realizar uma avaliação rigorosa da resposta dos sistemas de potência frente a descargas atmosféricas, considerando que a consistência física dos resultados da simulação é afetada pela representatividade das ondas das correntes de descarga aplicadas (De Conti and Visacro, 2007). Conforme demonstrado por registros de medição de torres instrumentadas, as primeiras descargas de retorno são caracterizadas por uma concavidade pronunciada na frente de onda e pela ocorrência de picos múltiplos. Normalmente, o segundo pico apresenta a maior amplitude de corrente, enquanto a inclinação máxima surge próximo ao primeiro pico (Visacro et al., 2004; De Conti and Visacro, 2007).

Considerando os aspectos anteriores, a onda de corrente que reproduz aproximadamente os principais parâmetros medianos de primeiras de retorno medidos na estação do Morro do Cachimbo – MG, são ilustradas na Fig. 3, e foram utilizadas nas simulações.

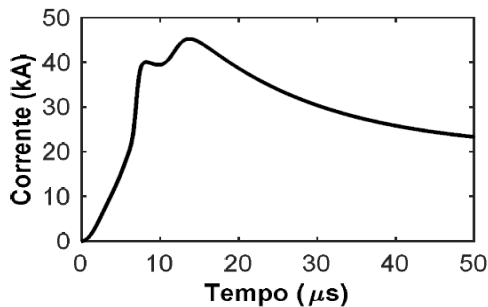


Fig. 3. Forma de onda da corrente representativa de primeiras descargas de retorno. Valores medianos de corrente de pico, tempo de frente e tempo de decaimento:  $I_p = 45,3 \text{ kA}$ ,  $T_{10} = 5,6 \mu\text{s}$  e  $T_{10} = 53,5 \mu\text{s}$ . Adaptada de Conceição, Alipio and Dias (2018).

### 2.2 Torre da Linha de Transmissão

A torre é modelada como uma linha monofásica sem perdas. A impedância de surto desta linha é calculada utilizando as fórmulas de Jordan, que foram estendidas para modelar sistemas a multicondutores verticais (De Conti et al., 2006). Considerando que a torre pode ser representada por  $n$  condutores verticais que estão conectados ao mesmo ponto de injeção de corrente (topo da torre), é possível representar todo o sistema multicondutor como uma única linha de transmissão com impedância de surto equivalente  $Z_{eq}$  dada por (De Conti et al., 2006):

$$Z_{eq} = \frac{V}{I} = \frac{Z + Z_{12} + \dots + Z_{1n}}{n} \quad (1)$$

Em que

$$Z = 60 \left[ \ln \frac{4h}{r} - 1 \right] \quad (2)$$

$$Z_{ij} = 60 \ln \frac{2h + \sqrt{4h^2 + d_{ij}^2}}{d_{ij}} + 30 \frac{d}{h} - 60 \sqrt{\frac{1 + d_{ij}^2}{4h^2}} \quad (3)$$

Em (2) e (3),  $h$  (m) é a altura do condutor,  $r$  (m) é o raio do condutor, e  $d_{ij}$  (m) corresponde à distância entre os centros dos condutores  $i$  e  $j$ . Em particular, a torre da Fig. 1 foi dividida em quatro seções, cada uma representada por quatro condutores verticais. A parte inferior da torre foi representada como uma cascata de três linhas de transmissão (duas de 9 m e uma de 8,86 m de comprimento), enquanto a sua parte superior foi representada como uma única linha de transmissão de 6,75 m de comprimento. Isto foi feito para considerar a variação da seção transversal do torre com a altura, o que muda a impedância de surto mútua. A impedância de surto equivalente de cada segmento de torre foi calculada utilizando (1), (2) e (3), considerando as distâncias médias entre os condutores da torre e assumindo  $r=6,5$  cm. O modelo da torre é mostrado na Fig. 4.

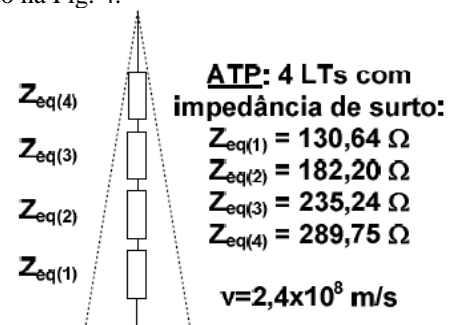


Fig. 4. Modelo da torre com os valores das impedâncias de surto por trecho (Alipio, Duarte and Lima, 2018).

### 2.3 Condutores da Linha de Transmissão

Para modelagem dos condutores da linha de transmissão, foi utilizado o modelo desenvolvido por J. Marti (Marti, 1982), que está implementado no ATP. Nessa plataforma, o modelo JMarti da linha é implementado via rotina *Line and Cable Constants* (LCC) cuja entrada de dados corresponde, essencialmente, às posições geométricas dos condutores da linha e às características eletromagnéticas dos condutores envolvidos (aéreos e solo). Este modelo foi adotado nas simulações pois considera a variação dos parâmetros longitudinais da linha com a frequência. Nas simulações, o ajuste desses parâmetros longitudinais foi considerado para a faixa de frequências entre 1 Hz e 10 MHz, cobrindo todo o conteúdo de frequência das descargas incidentes. A matriz de transformação modal foi calculada nas frequências de 200 kHz e 1,2 MHz para primeiras descargas e descargas subsequentes, respectivamente (em virtude dos seus tempos de frente).

### 2.4 Sistema de Aterramento da Torre

A rigorosa modelagem do sistema de aterramento do “pé” da torre tem uma função essencial na consistência física do comportamento impulsivo deste sistema e na determinação das sobretensões desenvolvidas através das cadeias de isoladores das linhas de transmissão pela incidência de descargas atmosféricas no cabo de blindagem ou diretamente no topo da

torre (Visacro, 2007a). Estas descargas possuem correntes associadas que são frequentemente definidas por um conteúdo de frequência de *dc* a Mega-hertz, em que o sistema de aterramento do “pé” da torre revela um comportamento diferente em diferentes faixas de frequência (IEEE, 1991).

Portanto, a adequada avaliação das sobretensões de origem atmosférica e consequentemente do desempenho de uma linha de transmissão não é possível a menos que o comportamento de banda larga da frequência da impedância do sistema de aterramento seja levado em conta de forma adequada (Alemi and Sheshyekani, 2015). Esta não é, porém, uma tarefa simples, considerando que o procedimento de inclusão do modelo de banda larga dos sistemas de aterramento na determinação da resposta impulsiva não está bem estabelecido nos simuladores numéricos de transitórios eletromagnéticos, como o ATP.

Neste trabalho, os condutores de aterramento foram representados utilizando um modelo de linha de transmissão composto por uma indutância *L* em série, e uma condutância *G* e uma capacitância *C* em paralelo. Eles podem ser modelados como circuitos ‘pi-equivalentes’ conectados em série com elementos distribuídos R-L-C, onde cada circuito ‘pi-equivalente’ corresponde a um pequeno segmento do condutor de aterramento (Lorentzou et al., 2003), conforme ilustra a Fig. 5.

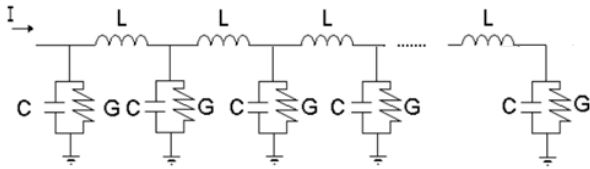


Fig. 4. Representação do condutor de aterramento. Adaptada de Lorentzou et al. (2003).

Foi feita uma adaptação do modelo original, na qual a resistência interna do cabo foi desprezada, pois esta era incluída como uma resistência de corrente contínua no ramo série da célula ‘pi’, o que não é fisicamente consistente em altas frequências. Vale ressaltar que mesmo a resistência interna em corrente alternada, considerando o efeito *skin*, é insignificante em relação à impedância de aterramento. Isto pode ser concluído, pois a resistência transversal do solo é infinitamente maior que a resistência interna do cabo, afinal a resistividade do solo é sempre extremamente maior que a do eletrodo de aterramento, supondo-se que este seja fabricado utilizando material condutor.

Os parâmetros R-L-C dos circuitos ‘pi-equivalentes’ são calculados usando (4), (5) e (6), baseado nas conhecidas expressões de Sunde (1968):

$$R = G^{-1} = \frac{\rho}{\pi} \cdot \left[ \log \frac{2l}{\sqrt{2da}} - 1 \right], (l \gg a, d \ll l) \quad (4)$$

$$C = \frac{\rho\epsilon}{R} \quad (5)$$

$$L = \frac{\mu}{2\pi} \cdot \left[ \log \frac{2l}{\sqrt{2da}} - 1 \right] \quad (6)$$

onde  $\rho$  ( $\Omega \cdot m$ ) é a resistividade da terra,  $l$  ( $m$ ) é o comprimento do eletrodo,  $a$  ( $m$ ) é o raio do eletrodo,  $d$  ( $m$ ) é a profundidade em que o cabo contrapeso está enterrado,  $\epsilon$  é a

permissividade do solo ( $F/m$ ) e  $\mu$  ( $H/m$ ) é a permeabilidade do solo.

Para incluir o comportamento dependente da frequência da impedância do sistema de aterramento, a impedância harmônica  $Z(j\omega)$  do arranjo mostrado na Fig. 2 foi calculada num intervalo de frequências de 1 Hz a 10 MHz. Este parâmetro é útil para avaliar o desempenho de um sistema de aterramento independentemente das características da corrente da descarga atmosférica injetada e é definido como:

$$Z(j\omega) = \frac{V(j\omega)}{I(j\omega)} \quad (7)$$

Em que  $V(j\omega)$  e  $I(j\omega)$  são os fasores do potencial no ponto de injeção e a corrente injetada, respectivamente.

A impedância do sistema de aterramento da torre é calculada utilizando duas abordagens diferentes, ambas utilizando o modelo de banda larga, uma com parâmetros elétricos constantes no solo e outra considerando sua dependência da frequência, utilizando (8) e (9), com base num grande número de medições de campo, nas relações causais de Kramers-Kronig e nas equações de Maxwell (Alipio and Visacro, 2014b):

$$\sigma = \sigma_0 + \sigma_0 \cdot h(\sigma_0) \left( \frac{f}{1MHz} \right)^\gamma \quad (8)$$

$$\epsilon_r = \epsilon_{r\infty} + \frac{\tan\left(\frac{\pi\zeta}{2}\right) \cdot 10^{-3}}{2\pi\epsilon_0(1MHz)^\gamma} \sigma_0 \cdot h(\sigma_0) \cdot f^{\gamma-1} \quad (9)$$

Em (8) e (9),  $\sigma$  é a condutividade do solo ( $mS/m$ ),  $\sigma_0$  é a condutividade em baixa frequência (100 Hz) ( $mS/m$ ),  $\epsilon_r$  é a permissividade relativa,  $\epsilon_{r\infty}$  é a permissividade relativa em frequências mais altas,  $\epsilon_0$  é a permissividade do vácuo ( $\epsilon_0 \cong 8.854 \times 10^{-12}$   $F/m$ ) e  $f$  é a frequência em Hz. Os parâmetros  $\epsilon_{r\infty}=12$ ,  $\gamma=0,54$  e  $h(\sigma_0)$  em (10), são recomendados para obter resultados médios para a dependência de frequência dos parâmetros do solo (Alipio and Visacro, 2014b).

$$h(\sigma_0) = 1.26 \times \sigma_0^{0.73} \quad (10)$$

Vale ressaltar que a consistência física dessas expressões para determinar a dependência de frequência dos parâmetros do solo foi fornecida por resultados experimentais (Visacro and Alipio, 2012; Alipio and Visacro, 2014b).

O modelo racional que aproxima a resposta em frequência da impedância harmônica  $Z(j\omega)$  é obtido utilizando a técnica *Vector Fitting*, proposta por Gustavsen & Semlyen (1999). O algoritmo do *vector fitting* implementado no MATLAB® é de domínio público e está disponível *online* (Gustavsen, 2009). Essa rotina foi utilizada para ajustar a admitância de aterramento na faixa de frequências entre 1 Hz e 10 MHz em todos os casos deste trabalho. A partir do modelo racional, um circuito equivalente é sintetizado empregando a rotina *netgen.m* desenvolvida por Gustavsen (2009) e este circuito é exportado em um arquivo de texto que pode ser facilmente inserido no ATP.

## 2.5 Modelagem da Ruptura da Cadeia de Isoladores

O método do efeito disruptivo (método DE) é aplicado para determinar a ocorrência ou não de ruptura da cadeia de

isoladores da linha. O conceito do método DE está baseado na ideia da existência de um efeito disruptivo crítico  $DE_C$  para cada configuração de isolador. Cada surto de tensão não padronizado possui um efeito disruptivo (DE) associado. Se esse valor DE exceder o valor crítico, há a ocorrência de uma descarga disruptiva, que provoca a ruptura do isolamento (Hileman, 1999). O efeito disruptivo associado a uma onda de tensão é determinado por:

$$DE = \int_{t_0}^t [e(t) - V_0]^k dt \quad (11)$$

em que  $e(t)$  corresponde à onda de tensão aplicada sobre o isolador,  $V_0$  refere-se ao limiar de tensão a partir do qual tem início o processo de ruptura no isolador,  $t_0$  é o instante de tempo em que o valor instantâneo de  $e(t)$  ultrapassa  $V_0$ ,  $k$  é um fator adimensional, e DE é a variável denominada “efeito disruptivo”. Para uma linha de 138 kV típica, as constantes do método DE podem ser obtidas de acordo com Hileman (1999):  $DE_C = 1,1506(CFO)^k$ ;  $k = 1,36$ ;  $V_0 = 0,77CFO = 500,5$  kV.

### 3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

#### 3.1 Sobretensões na Linha de Transmissão

As sobretensões desenvolvidas através da cadeia de isoladores superior (fase A) da linha de 138 kV devido a incidência de uma descarga atmosférica no topo da torre são mostradas na Fig. 5. Decidiu-se por apresentar apenas os gráficos e valores correspondentes à fase A por se tratar da fase que apresentou os maiores valores de sobretensão em todos os casos estudados, sendo assim a mais relevante para o dimensionamento das proteções, além de proporcionar uma representação gráfica menos poluída.

As simulações assumiram a incidência da corrente da Fig. 3, a configuração da torre da Fig. 1 e o arranjo do sistema de aterramento da Fig. 2, e vãos de 400 m de comprimento, conforme descrito na Seção 2.

Os resultados mostram que a dependência da frequência dos parâmetros do solo não afeta significativamente a amplitude da sobretensão para solos de resistividade até  $500 \Omega \cdot m$ , mas torna-se importante a partir deste valor. Isto é consistente com os resultados obtidos em outros trabalhos, que inclusive utilizam modelagens diversas (Visacro et al., 2012, Visacro and Silveira, 2015).

A Tabela 2 mostra claramente o impacto do efeito da dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo sobre o pico das ondas de sobretensão da Fig. 5. Pode-se observar que a redução do pico de sobretensão ( $\Delta$ ) é significativa, sendo de aproximadamente 11% a 34% para  $\rho_0$  variando de 1.000 a 10.000  $\Omega \cdot m$ .

#### 3.2 Corrente Crítica

Para um determinado conjunto de condições da linha e forma de onda de corrente definida, é possível identificar facilmente a corrente crítica de pico que leva à ruptura da cadeia dos isoladores. Com a forma de onda da corrente mantida, basta incrementar seu valor até encontrar a corrente de pico correspondente à amplitude de sobretensão necessária para atingir a condição de ruptura. A Fig. 6 ilustra o procedimento

para determinar a corrente crítica de pico de uma corrente representativa de primeira descarga.

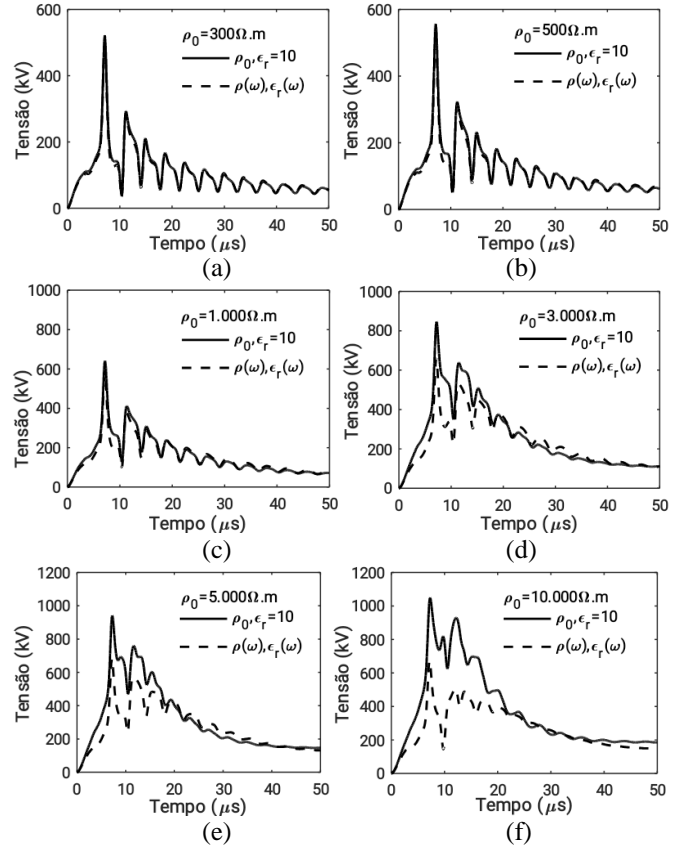


Fig. 5. Sobretensões simuladas considerando parâmetros do solo constantes e dependentes da frequência.

**Tabela 2. Valores de pico das Sobretensões simuladas considerando parâmetros elétricos do solo constantes e dependentes da frequência.**

Sobretensões na Cadeia de Isoladores da Fase A (kV)				
$\rho_0$ ( $\Omega \cdot m$ )	$L$ (m)	$\rho = \rho_0,$ $\epsilon_r = 10$	$\rho = \rho(\omega),$ $\epsilon_r(\omega)$	$\Delta$ (%)
300	20	522	501	-4,0%
500	30	556	522	-6,1%
1.000	40	641	572	-10,8%
3.000	60	846	660	-22,0%
5.000	80	942	682	-27,6%
10.000	130	1050	693	-34,0%

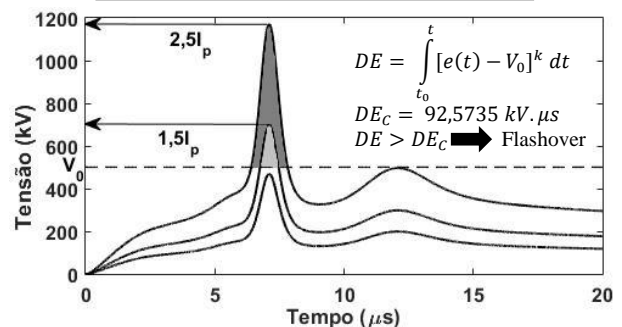


Fig. 6. Aplicação do método DE para avaliar a condição de backflashover.

Pode-se observar na Fig. 5 (d), (e) e (f) que, para valores de resistividade do solo acima a partir de 600  $\Omega\cdot m$ , o efeito de dependência da frequência diminui não apenas a tensão de pico, mas também os valores instantâneos de tensão ao longo de um intervalo após o pico e até a estabilização das duas curvas. Isto pode ser relevante para reduzir o valor resultante da integração ao utilizar o método DE para avaliar a condição de ocorrência de *backflashover*.

Para quantificar este efeito, o método DE foi aplicado às curvas de sobretensão obtidas através de cada condição de resistividade do solo para determinar o valor de pico da corrente crítica  $I_C$ , sob a hipótese de parâmetros de solo constantes e dependentes da frequência. O  $I_C$  corresponde a um limiar, ou seja, correntes superiores a ele levam os isoladores da linha à ruptura.

Os valores calculados de  $I_C$  estão indicados na Tabela 3, juntamente com a porcentagem de correntes de pico que excedem o valor crítico ( $I_p > I_C$ ), determinadas a partir da distribuição cumulativa de probabilidades das correntes de pico para primeiras descargas de retorno medidas na estação do Morro do Cachimbo - MG (Visacro et al., 2004), e que é aproximadamente  $P_I = 1/[1 + (I/45,3)^{3,9}]$ . Ao se considerar o efeito da dependência dos parâmetros do solo com a frequência as correntes críticas  $I_C$  são aumentadas em todos os casos, e este aumento se torna mais significativo com o aumento resistividade do solo. Assim, o percentual de correntes de pico superiores ao  $I_C$  (eventos que levam a linha à ruptura de isolamento) é diminuído, conforme indicado pelo  $\Delta$ . O impacto do efeito é significativo mesmo em solos de baixa resistividade, partindo de aproximadamente 18% para solos de 300  $\Omega\cdot m$  e alcançando 66% para solos de 10.000  $\Omega\cdot m$ .

**Tabela 3. Amplitude das Correntes Crítica calculadas considerando parâmetros elétricos do solo constantes e dependentes da frequência.**

Amplitude e Probabilidade de Ocorrência das Correntes de Descarga Críticas						
$\rho_0$ ( $\Omega\cdot m$ )	$L$ (m)	$\rho=\rho_0, \varepsilon_r = 10$		$\rho=\rho(\omega), \varepsilon(\omega)$		$\Delta(\%)$
		$I_C$ (kA)	$I_p > I_C$ (%)	$I_C$ (kA)	$I_p > I_C$ (%)	
300	20	113	2,8%	119	2,3%	-17,6%
500	30	103	3,9%	111	2,9%	-24,0%
1.000	40	81	9,4%	92	5,9%	-36,2%
3.000	60	51	38,7%	65	19,7%	-49,6%
5.000	80	43	55,1%	59	26,3%	-53,5%
10.000	130	36	71,0%	57	29,0%	-66,0%

### 3.3 Taxa de desligamento por *backflashover*

A avaliação do impacto do efeito da dependência da frequência dos parâmetros do solo sobre a taxa de desligamento da linha de transmissão por *backflashover* foi desenvolvida seguindo um procedimento semelhante ao indicado por Anderson (1982). A metodologia proposta requer certas definições/informações preliminares a serem aplicadas, quais sejam a densidade de descargas atmosféricas ( $N_g$ ) ao longo da

linha a ser estudada, a geometria de suas torres e um conjunto de valores de resistividade do solo a ser analisada, cobrindo uma distribuição de valores encontrados ao longo do percurso que a linha atravessa.

Foi utilizado  $N_g=10$  por se tratar de um valor médio encontrado no estado de Minas Gerais (NBR 5419, 2015), onde também está localizada a estação do Morro do Cachimbo. Além deste, outro parâmetro importante é o número de descargas que atingem uma linha de transmissão por 100 km por ano ( $N_S$ ), que é definido pela seguinte expressão (IEEE, 1997):

$$N_S = N_g \times \left( \frac{28h^{0,6}+b}{10} \right) \quad (12)$$

em que  $h$  (m) é a altura da torre e  $b$  (m) é a distância entre os cabos de blindagem da torre. A divisão por “10” ocorre para converter de unidades, pois  $N_g$  é medido em descargas/km<sup>2</sup>/ano e  $h$  e  $b$  em metros.

No cálculo da taxa de *backflashover* somente as descargas atmosféricas que incidem diretamente na torre são consideradas. De maneira empírica, assume-se que 60 % das descargas que atingem uma linha de transmissão incidem diretamente nas torres (GRANT, ANDERSON, HILEMAN, 1985; ANDERSON, CLAYTON, ELAHIT et al., 1993). Desta forma, o número de descargas que atingem a torre de uma linha ( $N_T$ ) é fornecido por (13):

$$N_T = 0,6 \times (N_S) \quad (13)$$

em que  $N_S$  é o número de descargas que atingem uma linha de transmissão por 100 km por ano.

Pode-se, enfim, calcular a taxa de *backflashover* ( $N_{BF}$ ). Em (14) é definido o cálculo de  $N_{BF}$  (número de desligamentos por *backflashover* por 100 km de linha por ano), representada a seguir:

$$N_{BF} = \frac{N_T}{100} \times P[I \geq I_C] \quad (14)$$

em que  $N_T$  é o número de descargas que atingem a torre e  $P[I \geq I_C]$  é a probabilidade de uma corrente de descarga atmosférica ser superior a mínima corrente de descarga suficiente para que ocorra o desligamento da linha de transmissão. A divisão por “100” em (14) é para transformar o valor das probabilidades ( $P[I \geq I_C]$ ) de porcentagem para p.u. Com base nas probabilidades de ocorrência de correntes críticas da Tabela 4, foram calculadas as taxas de *backflashover* esperadas sob a hipótese de parâmetros do solo constantes e dependentes da frequência.

A análise considera nove diferentes distribuições de resistividade do solo ao longo da linha: seis distribuições uniformes ( $\rho_0$  a partir de 300 a 10.000  $\Omega\cdot m$ ) e três distribuições não-uniformes, estas representam condições diferentes de solo ao longo da linha, sendo assim mais realistas. Destas três, uma prevê apenas solos de resistividade baixa a moderada (sem incluir amostras acima de 1.000  $\Omega\cdot m$ ), outra prevê solos de resistividade moderada (amostras de todos os valores de resistividade incluídos, com maior frequência os solos com resistividade de 500 e 1.000  $\Omega\cdot m$ ), e a última prevê solos de

resistividade alta a extremamente alta (sem amostras abaixo de  $3.000 \Omega \cdot m$ ).

Considerando as distribuições uniformes, os resultados da Tabela 4 mostram que a dependência de frequência provoca uma forte diminuição das taxas de desligamento por backflashover da linha em todos os casos, partindo de 20% até aproximadamente 60%.

As taxas de desligamento estimadas (por 100 km por ano) sob a hipótese de parâmetros de solo constantes variam de 1 a 26, o que demonstra o crescimento acentuado conforme a resistividade do solo é aumentada.

Esta redução também é significativa para as distribuições não-uniformes. Considerando as taxas de desligamento de 2,1; 7,6 e 19,5 (para as condições de resistividade do solo de baixa a moderada, moderada, e alta a extremamente alta) são reduzidas em 28,6%, 50%, e 54,4%, respectivamente, devido ao efeito da dependência da frequência.

A Tabela 4 sumariza os resultados relatados anteriormente e indica a redução nas taxas de desligamento ( $\Delta$ ) esperadas.

**Tabela 4. Taxas de desligamento por backflashover esperadas considerando parâmetros elétricos do solo constantes e dependentes da frequência e diversas distribuições de resistividade de solo ao longo da linha.**

Hipóteses de distribuição de $\rho_0$ ao longo da linha						$N_{BF}$ (Desligamentos/100 km/ano)		
300 ( $\Omega \cdot m$ )	500 ( $\Omega \cdot m$ )	1.000 ( $\Omega \cdot m$ )	3.000 ( $\Omega \cdot m$ )	5.000 ( $\Omega \cdot m$ )	10.000 ( $\Omega \cdot m$ )	$\rho = \rho_0$ , $\epsilon_r = 10$	$\rho = \rho(\omega)$ , $\epsilon(\omega)$	$\Delta(\%)$
100%	0%	0%	0%	0%	0%	1	0,8	-20,0%
0%	100%	0%	0%	0%	0%	1,4	1,1	-21,4%
0%	0%	100%	0%	0%	0%	3,4	2,2	-35,3%
0%	0%	0%	100%	0%	0%	14,1	7,2	-48,9%
0%	0%	0%	0%	100%	0%	20,2	9,6	-52,5%
0%	0%	0%	0%	0%	100%	26	10,6	-59,2%
30%	30%	40%	0%	0%	0%	2,1	1,5	-28,6%
10%	30%	30%	10%	10%	10%	7,6	3,8	-50,0%
0%	0%	0%	40%	30%	30%	19,5	8,9	-54,4%

Dos resultados apresentados, fica claro que a dependência da frequência dos parâmetros do solo pode afetar muito significativamente as taxas de desligamentos das linhas de transmissão, causando uma melhoria significativa do seu desempenho frente a descargas atmosféricas em todos os casos estudados.

#### 4. CONCLUSÕES

Foi avaliada e discutida a influência do efeito dependente da frequência da resistividade e da permissividade do solo no desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas. Os resultados apresentados implicam numa redução significativa das sobretensões de origem atmosférica da linha testada devido à dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo.

A dependência da frequência dos parâmetros do solo causa uma relevante redução nas sobretensões associadas às primeiras descargas de retorno para linhas instaladas em solos acima de  $500 \Omega \cdot m$ . Isso resulta em um aumento significativo dos valores de pico das correntes críticas, levando a uma

consequente redução das probabilidade de desligamento por backflashover.

Foi constatado que a dependência da frequência dos parâmetros do solo afeta muito significativamente a taxa de desligamento da linha estudada para toda a faixa de resistividades do solo estudada. À medida que a resistividade é aumentada, o impacto se torna mais pronunciado. Considerando as distribuições não-uniformes, e mais realistas, de solo indicadas na Tabela 4, foram encontradas reduções das taxas de desligamento esperadas de cerca de 28% a 54,4%.

Os resultados apresentados demonstram uma melhoria significativa do desempenho da linha testada frente a descargas atmosféricas devido à dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo, e atribuem uma certa generalidade ao impacto deste efeito nas linhas de transmissão.

A partir destas conclusões, faz-se clara a importância de se incluir do efeito dependente da frequência da resistividade e permissividade do solo nas avaliações de desempenho frente a descargas atmosféricas das linhas de transmissão que atravessam regiões que apresentem resistividade do solo superior a  $500 \Omega \cdot m$ .

#### REFERÊNCIAS

- Akbari, M, Sheshyekani, K. and Reza Alemi, M. (2013). The effect of frequency dependence of soil electrical parameters on the lightning performance of grounding systems. *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 55, no. 4, pp. 739–746.
- Alemi, M. R. and Sheshyekani, K. (2015). Wide-Band Modeling of Tower-Footing Grounding Systems for the Evaluation of Lightning Performance of Transmission Lines. *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 57, no. 6, pp. 1627-1636.
- Alipio, R. and Visacro, S. (2013). Frequency dependence of soil parameters: Effect on the lightning response of grounding electrodes. *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 55, no. 1, pp. 132–139.
- Alipio, R. and Visacro, S. (2014a). Modeling the frequency dependence of electrical parameters of soil. *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 56, no. 5, pp. 1163–1171.
- Alipio, R and Visacro, S. (2014b). Impulse Efficiency of grounding electrodes: Effect of frequency-dependent soil parameters,” *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 29, no. 2, pp. 716–723.
- Alipio, R., Duarte, M. H. R. and Lima, A. C. S. (2018). Influence of grounding representation on the lightning performance of line surge arresters — Part I: Impact on the developed overvoltages. *Anais do Simposio Brasileiro de Sistemas Eletricos (SBSE)*.
- Anderson, J. G. (1982). *Transmission Line Reference Book – 345 kV and Above / Second Edition*, chapter 12. Electric Power Research Institute, Palo Alto, California.
- Anderson, J. G., Clayton, R., Elahit, H. et al. (1993). Estimating Lightning Performance of Transmission Lines II - Updates to Analytical Models, *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 8, no. 3, pp. 1254-1267.

- Associação Brasileira de Normas Técnicas (2015). *NBR 5419-2 Proteção Contra Descargas Atmosféricas – Parte 2: Gerenciamento de Risco*. Rio de Janeiro.
- Chisholm, W. A., Chow, Y. L. and Srivastava, K. D. (1983). Lightning surge response of transmission towers. *IEEE Trans. Power App. Syst.*, vol. PAS-102, no. 9, pp. 3232–3242.
- Conceição, D., Alipio, R. and Dias, R. N. (2018). Lightning performance of wind turbine grounding systems considering typical brazilian soil conditions. *Anais do Simposio Brasileiro de Sistemas Eletricos (SBSE)*.
- Darveniza, M. and Vlastos, A. (1988). The generalized integration method for predicting impulse volt-time characteristics for non-standard wave shapes—A theoretical basis. *IEEE Trans. Elect. Insul.*, vol. 23, no. 3, pp. 373–381.
- De Conti, A., Visacro, S., Soares, A. and Schroeder M. A. O. (2006). Revision, extension and validation of Jordan's formula to calculate the surge impedance of vertical conductors. *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 48, n. 3, pp. 530–536.
- De Conti, A. and Visacro, S. (2007). Analytical Representation of Single- and Double-Peaked Lightning Current Waveforms. *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 49, no. 2, pp. 448–451.
- ENERGISA (2017). NTU 004 - CRITÉRIOS BÁSICOS PARA ELABORAÇÃO DE PROJETOS DE LINHAS AÉREAS DE ALTA TENSÃO.
- Geri, A. and Visacro, S.F. (2002). Grounding systems under surge conditions: comparison between a field model and a circuit model. *Proc. of 26th ICLP*, Krakow, Poland.
- Grant, I. S., Anderson, J.G. and Hileman, A.R. (1985), A Simplified Method For Estimating Lightning Performance of Transmission Lines", *IEEE Trans. Power App. Syst.*, vol. PAS-104, no. 4, pp. 919-932.
- Grcev, L. (2009). Impulse efficiency of ground electrodes. *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 42, no. 24, pp. 441–451.
- Gustavsen, B. and Semlyen, A. (1999). Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting. *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 14, pp. 1052–1061.
- Gustavsen, B. Matrix Fitting Toolbox [Online]. Available: <https://www.sintef.no/projectweb/vectfit/>, 2009.
- Hileman, A. (1999). Insulation Coordination for Power Systems. *CRC Press*, pp. 627–640.
- IEEE (1991). *IEEE Std. 142 - Recommended Practice for Grounding of Industrial and Commercial Power Systems* (IEEE Green Book).
- IEEE (1997). *IEEE Std. 1243 Guide for Improving the Lightning Performance of Transmission Lines*.
- Lorentzou, M. I., Hatzargyriou, N. D., and Papadias, B. C. (2003). Time domain analysis of grounding electrodes impulse response. *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 18, no. 2, pp. 517–524.
- Marti, J. R. (1982). Accurate modelling of frequency-dependent transmission lines in electromagnetic transient simulation. *IEEE Trans. Power App. And Syst.*, vol. PAS-101, no. 1, pp. 147–157.
- Prikler, L. and Hoidalén, H.K. (2009). *ATPDraw Manual, Version 5.6*.
- Silveira, F. H., De Conti, A. and Visacro, S. (2010). Lightning overvoltage due to first strokes considering a realistic current representation. *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 52, no. 4, pp. 929-935.
- Silveira, F. H., Visacro, S., De Conti, A. and Mesquita, C. (2012). Backflashovers of transmission lines due to subsequent lightning strokes. *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 54, no. 2, pp. 316–322.
- Sunde, E. D. (1968). *Earth Conduction Effects in Transmission Systems*. 2nd ed. New York: Dover.
- Visacro, S., Soares, A., Schroeder, M.A.O., Cherchiglia, L.C.L. and Sousa, V.J. (2004). Statistical analysis of lightning current parameters: measurements at Morro do Cachimbo station. *J. Geophys. Res.*, vol. 109, pp. 1–11.
- Visacro, S. (2007a). A comprehensive approach to the grounding response to lightning currents. *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 22, no. 1, pp. 381–386.
- Visacro, S. (2007b). Direct strokes to transmission lines: Considerations on the mechanisms of overvoltage formation and their influence on the lightning performance of lines. *J. Light. Res.*, vol. 1, pp. 60–68.
- Visacro, S., Alipio, R., Murta Vale, M. H. and Pereira, C. (2011). The response of grounding electrodes to lightning currents: The effect of frequency dependent soil resistivity and permittivity. *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 53, no. 2, pp. 401–406.
- Visacro, S. and Alipio, R. (2012). Frequency dependence of soil parameters: Experimental results, predicting formula and influence on the lightning response of grounding electrodes. *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 27, no. 2, pp. 927–935.
- Visacro, S., Silveira, F.H. and De Conti, A. (2012). The use of underbuilt wires to improve the lightning performance of transmission lines. *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 27, no. 1, pp. 205-213.
- Visacro, S., Silveira, F. H., Xavier, S. and Ferreira, H. B. (2012). Frequency dependence of soil parameters: The influence on the lightning performance of transmission lines. *Proc of 2012 International Conference on Lightning Protection (ICLP)*, Vienna, 2012, pp. 1-4.
- Visacro, S., Silveira, F. H. (2015). The impact of the frequency dependence of soil parameters on the lightning performance of transmission lines. *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, Vol. 57, no. 3, pp. 434–441.