

Performance dos modelos do solo com parâmetros elétricos variáveis com a frequência e o teor de umidade

Walter Luiz Manzi de Azevedo *
Anderson Ricardo Justo de Araújo ** José Pissolato Filho ***

* *School of Electrical and Computer Engineering, University of Campinas, Campinas, São Paulo, Brazil (e-mail: w157573@dac.unicamp.br)*

** *School of Electrical and Computer Engineering, University of Campinas, Campinas, São Paulo, Brazil (e-mail: ajaraujo@unicamp.br)*

*** *School of Electrical and Computer Engineering, University of Campinas, Campinas, São Paulo, Brazil (e-mail: pisso@dsce.fee.unicamp.br)*

Abstract: This article investigates the performance of three soil models with electrical parameters dependent on the frequency and the moisture content proposed by Smith-Longmire, Scott, and Messier. Firstly, the grounding harmonic impedance is calculated for these soil models using the electromagnetic software FEKO for a frequency range between 100 Hz and 5 MHz. Three different cases are analyzed: homogeneous soil and stratified soils (2 and 3 layers). Then, the ground potential rise (GPR) is computed for two typical lightning impulse currents. All results are compared with those computed assuming a soil model with frequency-constant electrical parameters. Results show a variation in grounding harmonic impedances for the different soil models, being the most expressive for the Smith-Longmire model. The GPR presents a significant reduction in the peak values obtained, especially for the frequency-dependent homogeneous soil. However, there is a small impact on the potential elevation for soil with 3 layers due to the lowest equivalent resistivity, concerning a soil computed with the same soil topology using the frequency-constant parameters.

Resumo: Este artigo tem como objetivo investigar o desempenho de três modelos de solo com parâmetros elétricos variáveis com a frequência e o teor de umidade propostos por Smith-Longmire, Scott e Messier. A impedância de aterramento é calculada para esses modelos de solo usando o software eletromagnético FEKO para uma faixa de frequência entre 100 Hz e 5 MHz. Três casos diferentes de solos são estudados: homogêneo e estratificado em 2 e 3 camadas. Em seguida, a elevação de potencial (GPR) é calculada para duas correntes impulsivas típicas de descargas atmosféricas. Todos os resultados são comparados com os calculados assumindo o solo modelado com seus parâmetros elétricos constantes. Os resultados mostram uma variação nas impedâncias harmônicas para os diferentes modelos de solo, sendo os mais expressivos para o modelo Smith-Longmire. O GPR apresenta uma redução significativa nos valores de pico obtidos, principalmente para o solo homogêneo dependente da frequência. Porém, o menor impacto no GPR ocorre para solo com 3 camadas devido à menor resistividade equivalente, em relação ao calculado com a mesma topologia de solo com seus parâmetros elétricos constantes.

Keywords: Electromagnetic transients; Lightning performance; Grounding system; Frequency dependence of soil parameters; Water content

Palavras-chaves: Transitórios eletromagnéticos; Análises de descargas atmosféricas; Sistemas de aterramento; Parâmetros do solo variáveis com a frequência; Teor de umidade

1. INTRODUÇÃO

Sistemas de aterramento (SA) possuem um papel importante na operação e na proteção de diversos componentes de um sistema de energia elétrica, tais como linhas de transmissão e subestações elétricas. Nesse contexto, o sistema de aterramento deve ser projetado de modo a fornecer um caminho de baixa impedância para dissipar as altas correntes devido às descargas atmosféricas incidentes nas torres de transmissão. Se o SA de uma torre não é adequadamente projetado, um surto de tensão pode ser gerado ao longo da estrutura metálica. Caso esse surto de tensão seja superior ao valor crítico da cadeia de isoladores, ocorrerá um *backflashovers* levando ao desligamento de uma linha de transmissão e afetando na qualidade da energia fornecida aos consumidores (CIGRE-WG4.23, 2021). Além disso, os SA devem minimizar e garantir uma distribuição uniforme da elevação do potencial de terra (GPR-*Ground Potential Rise*) gerada pelas altas correntes dissipadas para o solo de maneira a proteger as pessoas próximas à essas estruturas atingidas e os equipamentos conectados à esses SAs (Salarieh et al., 2020).

Sabe-se que o comportamento elétrico de um SA submetido a um fenômeno de baixa frequência é puramente resistivo. Entretanto, esse comportamento elétrico é bem diferente considerando uma descarga atmosférica, que possui um amplo espectro de frequência caracterizado por variar entre dc até dezenas de MHz (Andrade et al., 2021). Isso ocorre devido aos comportamentos indutivos e capacitivos de um dado eletrodo serem mais expressivos em altas frequências, sendo esses dependentes dos parâmetros geométricos do eletrodo e dos parâmetros elétricos do solo. Nesse contexto, muitos fatores devem ser levados em consideração para se calcular com precisão as impedâncias de aterramento dos SAs, tais como: (i) parâmetros elétricos do solo (resistividade e permissividade) variáveis com a frequência; (ii) o teor de umidade no solo; (iii) a não homogeneidade do solo (estratificação); (iv) efeito de ionização do solo (Salarieh et al., 2020; CIGRE-WG4.33, 2019).

O objetivo deste trabalho é apresentar três modelos de solo com parâmetros elétricos (resistividade e permissividade) variáveis com a frequência e com teor de umidade e realizar uma análise comparativa das impedâncias harmônicas de aterramento e dos GPRs desenvolvidos frente às correntes impulsivas. Os modelos estudados são propostos por Mesnier, Scott e Smith-Longmire. As impedâncias harmônicas de um SA do tipo *crow-foot* enterrado em três condições de solos estratificados são calculadas pelo software eletromagnético FEKO empregando o método numérico MoM para uma faixa de frequência de 100 Hz a 5 MHz. O GPR produzido pela injeção de correntes impulsivas, representadas pela primeira descarga de retorno e pela descarga de retorno subsequente, são calculadas no domínio do tempo usando a técnica do Vector Fitting. Os resultados são comparados com os obtidos para um solo modelado com os parâmetros elétricos constantes (independentes da frequência). Os resultados mostram que as impedâncias harmônicas de aterramento variam significativamente para cada modelo estudado. O GPR apresenta maiores picos de tensão para solos homogêneos e de duas camadas, uma vez que a resistividade equivalente varia entre moderada

e alta. Quando o solo é modelado com os parâmetros variáveis com a frequência, nota-se uma redução expressiva nos GPR em comparação com os obtidos para solos com parâmetros constantes. Além disso, para solos de três camadas, o GPR desenvolvido é menos pronunciado devido à menor resistividade equivalente nessa composição de solo.

2. SOLOS COM PARÂMETROS VARIÁVEIS COM A FREQUÊNCIA E TEOR DE UMIDADE

Em termos eletromagnéticos, os parâmetros elétricos do solo (resistividade e permissividade) além de dependentes da frequência, são dependentes de outros fatores tais como a umidade, a temperatura, a composição química e o tamanho de suas partículas (CIGRE-WG4.33, 2019). Em relação ao teor de umidade no solo, tem-se que o solo é considerado um meio dielétrico quando sua permissividade real é inferior a 10. Entretanto, solos úmidos são semicondutores devido aos íons dissolvidos em água, o que torna a permissividade relativa real significativamente elevada comparada a permissividade de solos secos. Usualmente, na literatura adota-se para o cálculo da impedância harmônica de aterramento uma permissividade relativa constante com valores entre 10 a 30 para as simulações (Salarieh et al., 2020). A fim de incluir o teor de umidade tanto na resistividade do solo ρ_s quanto na permissividade relativa ε_r , diversas expressões são propostas na literatura, sendo que três dessas são descritas a seguir:

2.1 Modelo de Scott

Scott *et al.* in 1967 computaram as resistividades e as permissividades a partir de solos rochosos e com diversos teores de umidade para um intervalo de frequência entre 100 Hz e 1 MHz. Nesse estudo, empregou-se 105 amostras de solo com o teor de umidade variando entre 0.30 a 82 % no qual as expressões para a resistividade e permissividade relativa são dadas por (Scott, 1983)

$$\begin{aligned} \rho_s(f, W) &= 10^\beta, \\ \beta &= 0.604 - 1.64W_1 + 0.062f_1 - 0.062W_1^2 + \\ &\quad 0.07W_1f_1 - 0.021f_1^2, \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_r(f, W) &= 10^\alpha, \\ \alpha &= 4.905 + 1.308W_1 - 0.971f_1 + 0.111W_1^2 \\ &\quad - 0.168W_1f_1 + 0.059f_1^2, \end{aligned} \quad (2)$$

onde $f_1 = \log_{10}(f)$, $W_1 = \log_{10}(W)$, f é a frequência (Hz) e W o percentual de umidade (%) por volume de solo. A resistividade calculada por (1) é dada em $k\Omega m$.

2.2 Modelo de Smith-Longmire

Baseando-se nos trabalhos de Scott *et al.*, Winkendeld, e em medições de laboratório em concreto e argamassa realizadas entre 1 MHz a 200 MHz, Smith e Longmire propuseram um modelo semi-teórico denominado de *Modelo Universal do Solo*. O modelo proposto é baseado no fato de que cada amostra de solo é representada por uma rede de circuitos RC, no qual os autores determinaram

a admitância complexa. Em seguida, associaram a parte real e a parte imaginária com a condutividade ($\sigma = 1/\rho$) e a permissividade, dadas pelas seguintes expressões (Smith and Longmire, 1975)

$$\rho_s(f, W) = \left[2\pi\epsilon_0 \sum_{n=1}^N \frac{a_n W^{1.28} \cdot 10^{n-2.28}}{1 + \left(\frac{W^{1.28}}{f \cdot 10^{2.28-n}}\right)^2} + 8 \cdot 10^{-3} \left(\frac{W}{10}\right)^{1.54} \right]^{-1}, \quad (3)$$

$$\epsilon_r(f, W) = \epsilon_\infty + \sum_{n=1}^N \frac{a_n}{1 + \left(\frac{f \cdot 10^{2.28-n}}{W^{1.28}}\right)^2}, \quad (4)$$

onde f [Hz] é a frequência, W [%] é o percentual de umidade por volume de solo, N é igual a 13, a_n são coeficientes cujos valores estão na Tabela 1 do artigo de Longmire *et al.* (CIGRE-WG4.33, 2019) e ϵ_∞ é a permissividade relativa no infinito adotada como igual a 5 e ϵ_0 [F/m] é a permissividade do vácuo cujo valor é, aproximadamente, de 8,854 pF/m.

2.3 Modelo de Messier

Baseado nos trabalhos de Scott *et al.*, Messier propôs em 1985 as seguintes expressões para a resistividade e permissividade (Messier, 1985)

$$\rho_s(f, W) = 8 \cdot 10^{-3} \left(\frac{W}{10}\right)^{1.54} \left(1 + \sqrt{\frac{4\pi f \epsilon_0}{W^{1.54} \cdot 10^{-4.54}}}\right), \quad (5)$$

$$\epsilon_r(f, W) = 8 \left(1 + \sqrt{\frac{W^{1.54}}{\pi f \epsilon_0 10^{4.54}}}\right), \quad (6)$$

onde f [Hz] é a frequência, W [%] é o percentual de umidade por volume de solo, e ϵ_0 [F/m] é a permissividade do vácuo.

3. CÁLCULO DA IMPEDÂNCIA HARMÔNICA NO SOFTWARE FEKO

O cômputo da impedância harmônica de um SA $Z(s)$ em um solo estratificado é descrito nas seguintes etapas (Araújo *et al.*, 2021)

- (1) Construção do SA e do domínio (solo) da simulação empregando o CADFEKO;
- (2) Definição dos materiais (condutor) e dos meios (ar e solo) com seus parâmetros elétricos (resistividade, permissividade e permeabilidade) sendo esses constantes ou dependentes da frequência e teor de umidade;
- (3) Inserção de uma fonte de excitação (porto) variável com frequência. Adota-se uma fonte de tensão de $V_S = 1\angle 0^\circ$ V;
- (4) Escolha do intervalo da frequência para a simulação. O SA é discretizado (malhas) na forma de triângulos cujo tamanho de cada elemento está relacionado com o comprimento de onda (λ) e a máxima frequência do intervalo;

- (5) Empregando o método MoM, baseado nas equações de Green em meios estratificados, Calcula-se a corrente total I_t injetada no SA diretamente no domínio da frequência.

- (6) A impedância harmônica do sistema de aterramento é dado por

$$Z(j\omega) = \frac{V_S(j\omega)}{I_t(j\omega)}. \quad (7)$$

- (7) A impedância harmônica de aterramento $Z(s)$ é aproximada por uma função $Z_{fit}(s)$ composta pela soma de funções racionais, um termo independente e um termo dependente da frequência, expressa na forma (Gustavsen and Semlyen, 1999)

$$Z(s) \approx Z_{fit}(s) = \sum_{k=1}^N \left(\frac{r_k}{s + p_k} \right) + a + bs, \quad (8)$$

onde r_k são os resíduos, p_k são os polos que podem ser reais ou pares complexos conjugados e N é o número de polos para a síntese da função racional. Os termos a e b são constantes reais, e $s = j\omega$ [rad/s] é a frequência angular complexa (Gustavsen and Semlyen, 1999). A elevação de potencial (GPR) $v(t)$ [V] é calculada por

$$v(t) = \mathcal{F}^{-1} \{ \mathcal{F} [i(t)] \times Z(j\omega) \}, \quad (9)$$

onde $i(t)$ [A] é a corrente, $Z(j\omega)$ é a impedância de aterramento da haste e \mathcal{F} e \mathcal{F}^{-1} são a transformada de Fourier e sua inversa, respectivamente. Entretanto, devido à complexidade do cálculo da transformada de Fourier no domínio da frequência ser complexo, pode-se empregar um método alternativo no qual o GPR é calculado diretamente no domínio do tempo. Uma vez computados os resíduos r_k e polos p_k de uma dada impedância harmônica do SA, emprega-se o método recursivo descrito em (Colqui *et al.*, 2019) para o cômputo do GPR, sendo dado por

$$v(t) = \alpha v(t - \Delta t) + \beta i(t) + \mu i(t - \Delta t), \quad (10)$$

onde o $v(t)$ é o GPR gerado pela injeção de corrente $i(t)$ e os coeficientes α , β e μ são obtidos a partir da aproximação linear para um passo de cálculo Δt , dados por

$$\alpha = \sum_{k=1}^n e^{-p_k \Delta t}, \quad (11a)$$

$$\beta = \sum_{k=1}^n \frac{r_k}{p_k} \left(1 - \frac{1}{p_k \Delta t} (1 - e^{-p_k \Delta t}) \right) + a, \quad (11b)$$

$$\mu = \sum_{k=1}^n \frac{r_k}{p_k} \left(e^{-p_k \Delta t} + \frac{1}{p_k \Delta t} (1 - e^{-p_k \Delta t}) \right). \quad (11c)$$

4. RESULTADOS NUMÉRICOS

Os resultados numéricos são divididos em três partes. Na seção 4.1, mostra-se como os parâmetros elétricos (resistividade e permissividade) variam com a frequência e o teor de umidade. Na seção 4.2, as impedâncias harmônicas de aterramento são calculadas para os três modelos de solo com parâmetros variáveis com a frequência e o teor de umidade. Os resultados são comparados com as

impedâncias computadas por um solo modelado com os parâmetros elétricos constantes. Por fim, na seção 4.3, os GPR transitórios desenvolvidos para correntes impulsivas típicas de descargas atmosféricas são computados para os modelos de solo apresentados.

4.1 Parâmetros do solo variáveis com a frequência e o teor de umidade

Nesta seção a variação da resistividade e da permissividade relativa em função do teor de umidade (W) e frequência são apresentadas para os modelos de Scott, Smith-Longmire e Messier descritos anteriormente. Esses parâmetros são calculadas para o teor de umidade variando de 2 % a 15 % e a frequência variando de 100 Hz a 10 MHz. A resistividade e a permissividade relativa para cada modelo são ilustradas na Figura 1 e na Figura 2. Observa-se que a resistividade é significativamente afetada pelo teor de umidade do solo, sendo menor para solos com maior teor de umidade. Essa variação é mais pronunciada para as altas frequências. Em relação a permissividade, nota-se que seu valor é mais elevado para solos com maior teor de umidade, o que resulta em comportamentos mais capacitivos nas altas frequências para as impedâncias do SA.

Tabela 1. Resistividades ($\Omega.m$) calculadas a 100 Hz e variação percentual (%)

Resistividade, em $\Omega.m$, medida a 100 Hz			
Modelo	$W_1 = 2,57\%$	$W_2 = 4,04\%$	$W_3 = 11,57\%$
Constante	1.000	500	100
Messier	1.003,5 (+0,35%)	501,4 (+0,28%)	99,6 (-0,40%)
Scott	1.044,0 (+4,40%)	514,8 (+2,96%)	95,3 (-4,70%)
Smith-Longmire	917,6 (-8,30%)	464,0 (-7,20%)	94,2 (-5,8%)

A fim de se realizar uma comparação desses modelos, a resistividade é calculada para três teores de umidade ($W_1 = 2,57\%$, $W_2 = 4,04\%$ e $W_3 = 11,57\%$) e os valores obtidos são organizados conforme a Tabela 1. Além disso, a variação percentual em comparação com os valores constantes é mostrada na mesma tabela. Verifica-se que para a frequência de 100 Hz, as resistividades em cada modelo podem variar de forma significativa, podendo estar acima ou abaixo dos valores assumidos constantes. Os valores computados pelo modelo de Smith-Longmire apresentam valores inferiores (variação negativa) em relação aos obtidos para o modelo constante. Essa variação é mais significativa (-8,30%) para o solo de maior resistividade (1.000 $\Omega.m$). Essas variações em cada resistividade impactarão as impedâncias harmônicas e os GPRs desenvolvidos como apresentados nas próximas seções.

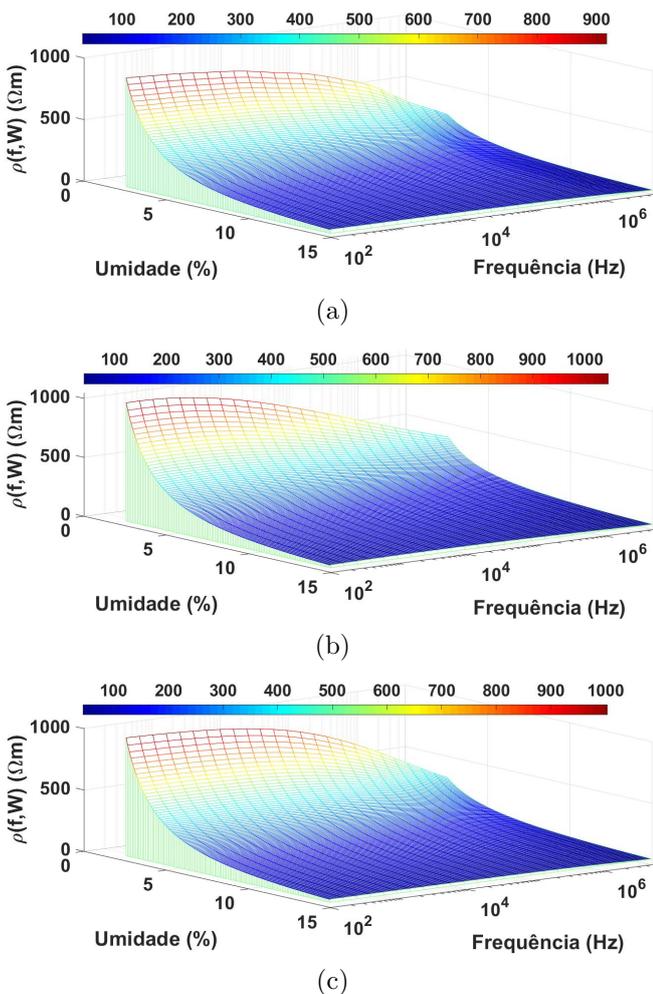


Figura 1. Resistividade ρ_s em função do teor de umidade e da frequência para: (a) Smith-Longmire; (b) Scott; (c) Messier.

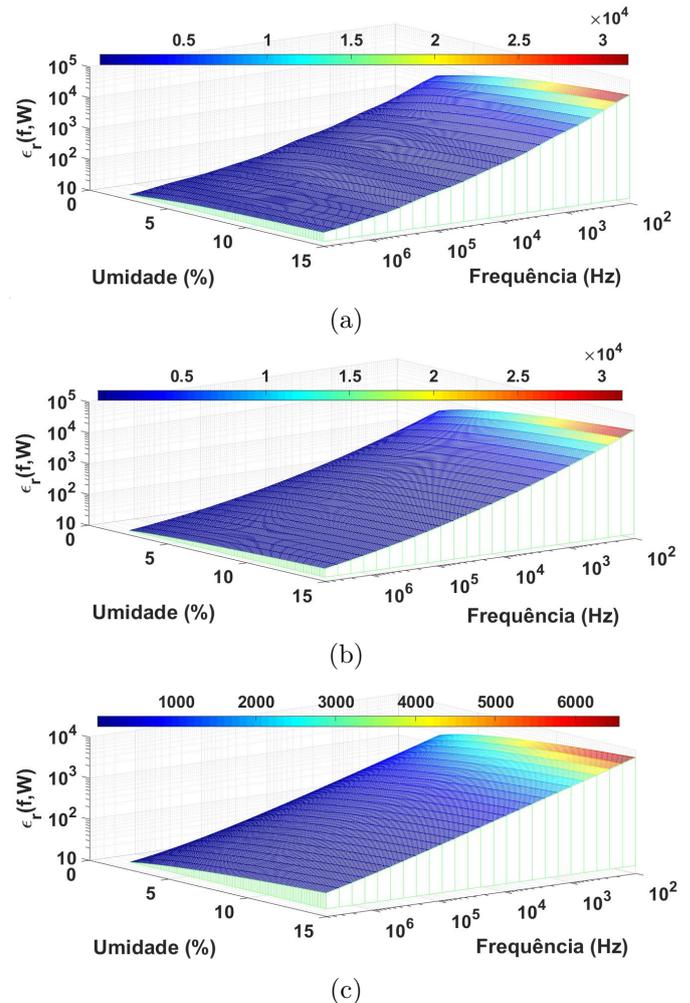


Figura 2. Permissividade relativa ϵ_r em função do teor de umidade e da frequência para: (a) Smith-Longmire; (b) Scott; (c) Messier.

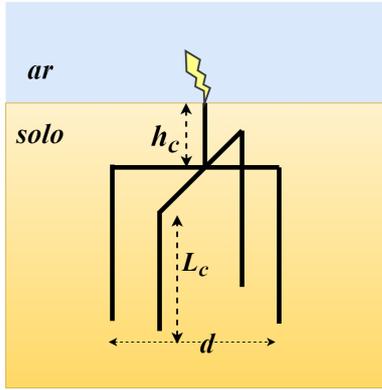


Figura 3. Sistema de aterramento (crow-foot) empregado nas simulações.

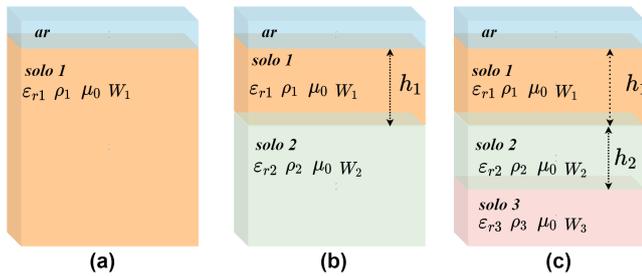


Figura 4. Topologia dos casos estudados: (a) caso 1; (b) caso 2; (c) caso 3; ($h_1 = h_2 = 1$ m)

4.2 Impedância harmônica de aterramento

As impedâncias harmônicas de um arranjo do tipo crow-foot são obtidas pelo software eletromagnético FEKO empregando o Método dos Momentos (MoM) para um intervalo da frequência de 100 Hz até 5 MHz. O arranjo crow-foot é enterrado em um solo estratificado composto por três camadas de solos conforme ilustrado na Figura 3. Os parâmetros geométricos desse arranjo são: $h_c = 0,25$ m, $d = 6,2$ m e $L_c = 3,05$ m e raio dos condutores de 12,5 mm; Cada camada de solo é modelada pelos parâmetros elétricos variáveis com a frequência e o teor de umidade. Dessa maneira, cada camada é modelada pela resistividade $\rho(f, W)$ e $\epsilon_r(f, W)$ calculadas pelos modelos de Scott com as equações (1) e (2), de Smith-Longmire com as equações (3) e (4) e pelo modelo de Messier com as equações (5) e (6). Cada camada apresenta os seguintes teores de umidade (W): $W_1 = 2,57\%$, $W_2 = 4,04\%$ e $W_3 = 11,57\%$; respectivamente. Os casos estudados são apresentados na Figura 4.

As impedâncias harmônicas para o arranjo crow-foot são calculadas também para solos modelados com parâmetros invariáveis com a frequência. Para essa condição, adota-se que $\rho_1 = 1.000 \Omega.m$, $\rho_2 = 500 \Omega.m$ e $\rho_3 = 100 \Omega.m$ e permissividade relativa $\epsilon_r = 10$. As impedâncias harmônicas (magnitude e fase) para o arranjo crow-foot calculadas para o caso 1 (solo homogêneo) são ilustradas na Figura 5. As impedâncias harmônicas computadas para o caso 2 e o caso 3 são mostradas nas Figuras 6 e 7, respectivamente.

Nota-se que em todos os casos estudados que a impedância é puramente resistiva para as baixas frequências, enquanto que para as altas frequências, o comportamento pode ser

indutivo ou capacitivo. Para o comportamento resistivo, entre 100 Hz até algumas centenas de kHz, um valor constante é obtido, sendo esse valor proporcional à resistividade do solo equivalente. Dessa forma, para fenômenos de baixa frequência, tais como faltas, pode-se representar o aterramento elétrico por uma simples resistência, sendo comumente denominada de resistência dc R_{DC} . A resistência dc é menor para o solo de 3 camadas (caso 3) devido à sua menor resistividade equivalente em relação aos demais casos estudados.

Acima de uma dada frequência, denominada de frequência característica, a impedância harmônica de aterramento passa de resistiva para indutiva ou capacitiva, dependendo do intervalo de frequência. Essa variação no comportamento da impedância é devido às correntes longitudinais e transversais (correntes condutivas e de deslocamento pelo solo) alterarem a sua magnitude ao longo de todo intervalo da frequência. Essas correntes são afetadas significativamente pela a resistividade elétrica e a permissividade do solo, além da próprio arranjo do sistema de aterramento (Salarieh et al., 2020). Observa-se que para solos modelados com parâmetros elétricos variáveis com a frequência e com o teor de umidade, a magnitude da impedância harmônica é reduzida em comparação com as impedâncias computadas com os parâmetros elétricos constantes do solo. Essa redução é devida aos efeitos capacitivos serem mais expressivos ocasionados pelas correntes de deslocamento mais pronunciadas em solos de altas resistividades, resultando uma menor frequência característica, além da redução da magnitude (Alipio and Visacro, 2013).

Em relação à performance dos modelos, nota-se que as impedâncias obtidas para todos os modelos de solo apresentam resistências R_{dc} semelhantes para as baixas frequências para os três casos estudados. Entretanto, para as frequências acima de 100 kHz, verifica-se uma redução significativa na magnitude da impedância para esses três

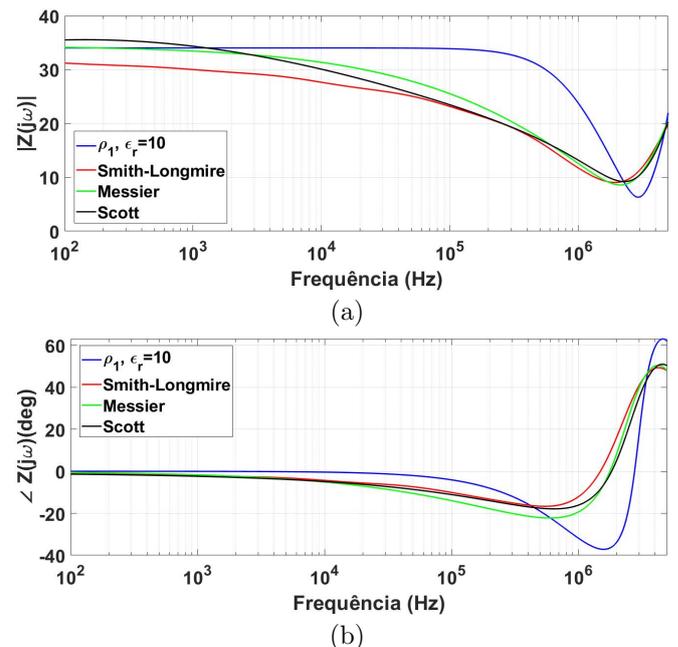


Figura 5. Impedância harmônica do crow-foot para o caso 1-solo homogêneo: (a) Magnitude e (b) Fase.

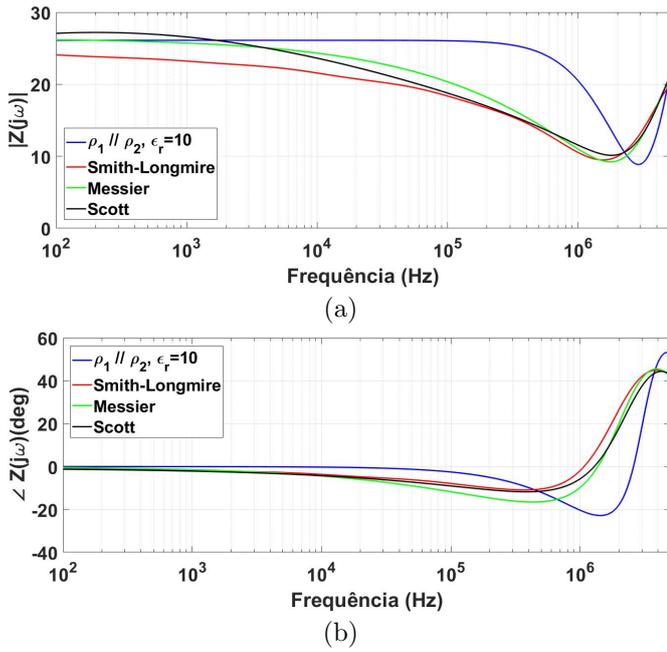


Figura 6. Impedância harmônica do crow-foot para o caso 2-solo duas camadas: (a) Magnitude e (b) Fase.

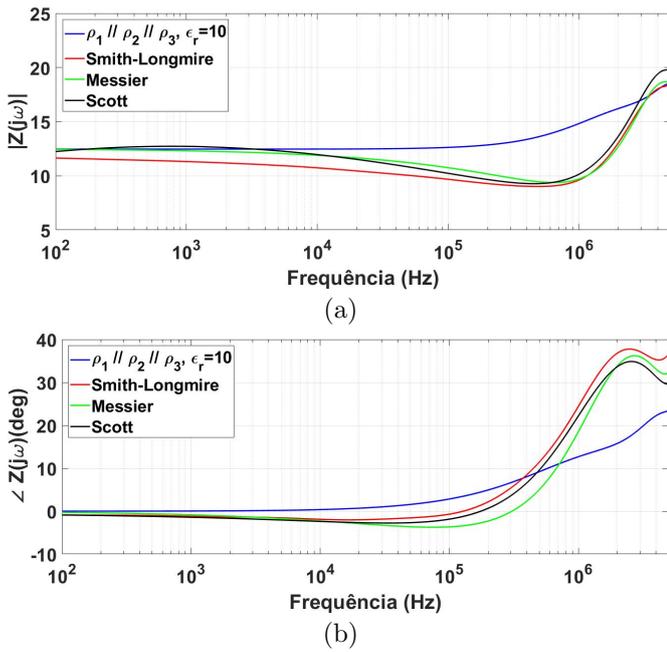


Figura 7. Impedância harmônica do crow-foot para o caso 3-solo três camadas: (a) Magnitude e (b) Fase.

modelos, em comparação com a impedância obtida com o modelo a parâmetros constantes. Observa-se que o modelo proposto por Smith-Longmire apresenta a maior variação na impedância harmônica em comparação ao modelo a parâmetros constantes. Essa variação é decorrente da menor resistividade equivalente obtida nesse modelo em relação aos demais modelos conforme mostrado na Tabela 1.

4.3 Respostas transitórias no domínio do tempo

Para investigar a performance das respostas transitórias no tempo, o GPR é calculado para dois tipos correntes

impulsivas típicas de descargas atmosféricas. Nesse contexto, as correntes empregadas são a primeira descarga de retorno e a descarga de retorno subsequente (Silveira et al., 2010). Essas correntes são modeladas por uma somatória de funções de Heidler dadas por (Silveira et al., 2010)

$$I(t) = \sum_{n=1}^N \frac{I_{0i}}{\eta_i} \frac{(t/\tau_{1i})^{n_i}}{1 + (t/\tau_{1i})^{n_i}} e^{-t/\tau_{2i}}, \quad (12a)$$

$$\eta_i = \exp \left[- \left(\frac{\tau_{1i}}{\tau_{2i}} \right) \left(n_i \frac{\tau_{2i}}{\tau_{1i}} \right) \right]^{1/n_i}, \quad (12b)$$

onde I_{0i} (A) é a amplitude da corrente, n_i é um coeficiente inteiro e η é um fator de correção, τ_{1i} e τ_{2i} (s) são os tempos de frente e decaimento da i -ésima parcela da função de Heidler, respectivamente. Os parâmetros de cada uma dessas variáveis são apresentados em (Silveira et al., 2010). As correntes empregadas nessas simulações (formas de ondas e espectro na frequência) são ilustradas na Figura 8.

Os GPR transitórios desenvolvidos para os dois tipos de descargas atmosféricas nos casos 1, 2 e 3 são mostrados nas Figuras 9, 10 e 11, respectivamente. As simulações do GPR mostram a importância de se considerar o teor de umidade e a organização do solo para as análises transitórias. Nesse sentido, considerando apenas o solo modelado a parâmetros constantes e primeira descarga de retorno, têm-se que o pico do GPR é aproximadamente de 1.600 kV para o caso 1, 1.200 kV (redução de 25%) para o caso 2 e 565 kV (redução de 65%) para o caso 3. Em relação a descarga subsequente, nota-se que o pico de 400 kV para o caso 1 é reduzido em 21,5% no caso 2 e em 62,5% no caso 3.

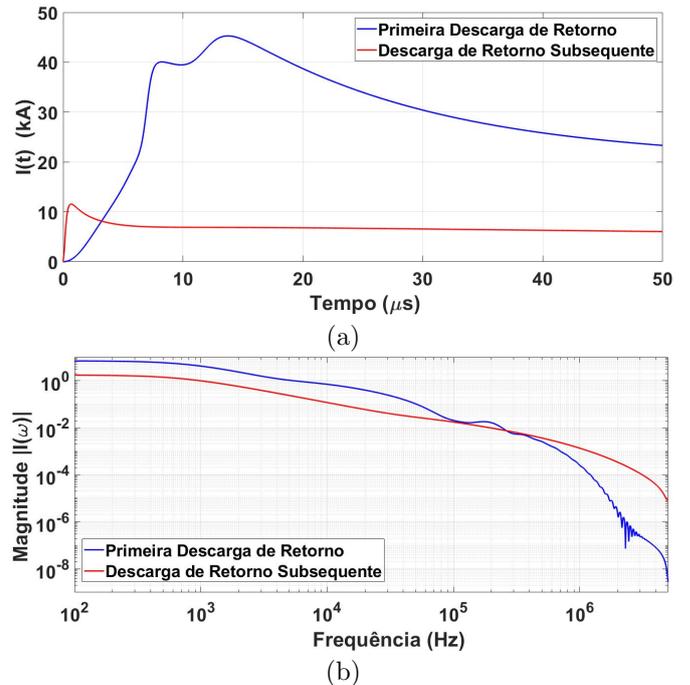
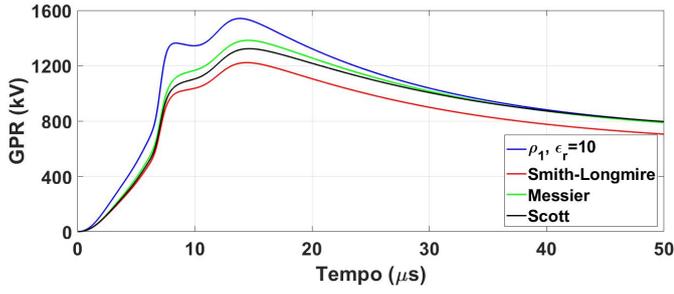
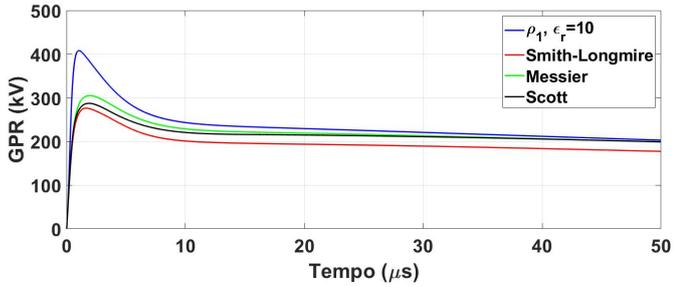


Figura 8. Correntes de primeira descarga de retorno e descarga de retorno subsequente: (a) Domínio do tempo; (b) Espectro no domínio da frequência;

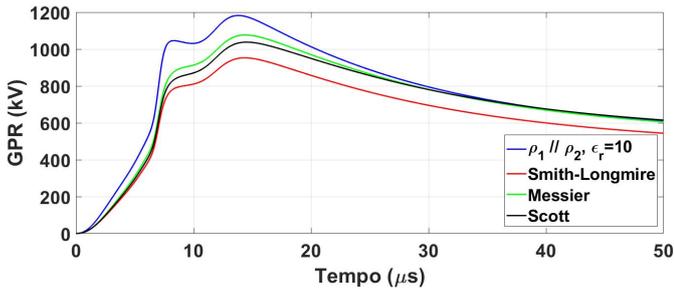


(a)

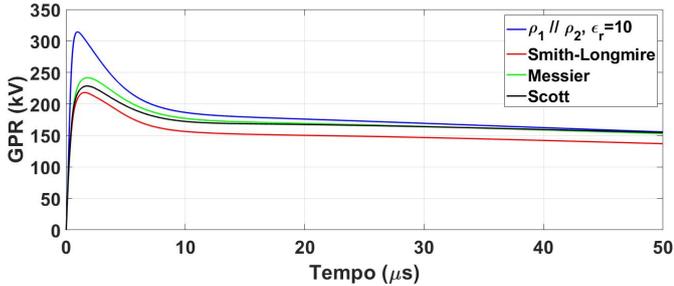


(b)

Figura 9. GPR transitórios obtidos para a arranjo cross-foot no caso 1: (a) primeira descarga de retorno e (b) descarga de retorno subsequente.



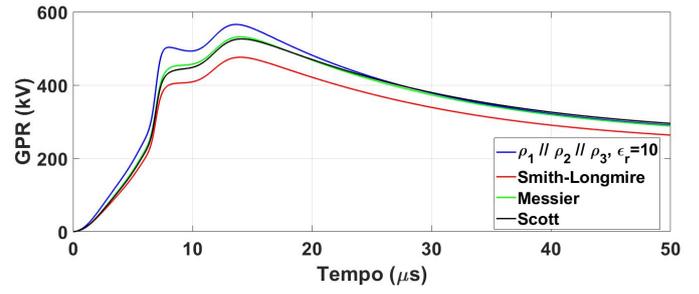
(a)



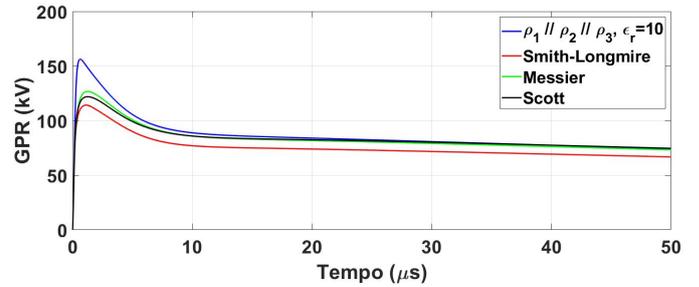
(b)

Figura 10. GPR transitórios obtidos para a arranjo cross-foot no caso 2: (a) primeira descarga de retorno e (b) descarga de retorno subsequente.

Nota-se que quando o solo é modelado com seus parâmetros elétricos variáveis com a frequência e o teor de umidade, os GPR transitórios são inferiores em comparação com os GPRs computados com o solo modelado com seus parâmetros elétricos constantes. A redução é mais considerável para os solos de alta resistividade (caso 1) calculados para a descarga de retorno subsequente. Essa variação mais significativa é devida ao comportamento capacitivo predominante em solos de altas resistividades associados às altas frequências (Alipio and Visacro, 2013).



(a)



(b)

Figura 11. GPR transitórios obtidos para a arranjo cross-foot no caso 3: (a) primeira descarga de retorno e (b) descarga de retorno subsequente.

Para o caso 3, nota-se uma menor variação nas amplitudes dos GPR transitórios justamente pelo menor impacto da resistividade do solo. Além disso, observa-se que os GPRs computados com a descarga de retorno subsequente apresentam uma redução significativa no valor de pico da tensão.

Os GPRs transitórios computados pelo modelo de Smith-Longmire são os que apresentam o menor valor para o mesmo intervalo de tempo. Essa variação é resultante da menor resistividade e permissividade computada para um teor de umidade (W) constante. A fim de se quantificar o impacto dos diferentes modelos do solo, calcula-se a impedância impulsiva Z_p a partir de cada GPR obtido. A impedância impulsiva é calculada por

$$Z_p = \frac{V_p}{I_p} \quad (13)$$

onde V_p é o valor de pico do GPR computado e I_p é o valor de pico da corrente injetada no sistema de aterramento. Os valores de Z_p para as correntes de primeira descarga de retorno e descarga de retorno subsequente são organizados na Tabela 2. Além disso, a redução percentual δ é calculada para cada caso como

Tabela 2. Impedância impulsiva Z_p [Ω] e variação percentual δ para os casos estudados

Primeira descarga de retorno				
caso	Constante	Smith-Long. (δ %)	Messier (δ %)	Scott (δ %)
1	34,03	26,98 (21%)	30,54 (10%)	29,20 (14%)
2	26,11	21,04 (19%)	23,77 (9%)	22,91 (12%)
3	12,49	10,51 (16%)	11,74 (6%)	11,61 (7%)
Descarga de retorno subsequente				
caso	Constante	Smith-Long. (δ %)	Messier (δ %)	Scott (δ %)
1	33,74	22,85 (32%)	25,22 (25%)	23,75 (30%)
2	25,99	18,03 (31%)	19,98 (23%)	18,89 (27%)
3	12,92	9,44 (27%)	10,47 (19%)	10,08 (22%)

$$\delta = \left[1 - \frac{Z_p(f, W)}{Z_p^{const}} \right] \times 100\%, \quad (14)$$

onde $Z_p(f, W)$ e Z_p^{const} são as impedâncias impulsivas computadas para o solo dependente e independente da frequência, respectivamente. Pela Tabela 2, percebe-se que os resultados mostram que a redução percentual na impedância impulsiva é mais significativa para todos os casos computados pelo modelo de Smith-Longmire em comparação os demais modelos. Nota-se que uma redução de 21% e 32% são obtidas referentes ao caso 1 para primeira descarga de retorno e a descarga de retorno subsequente, respectivamente. Essa redução é mais expressiva para as impedâncias impulsivas calculadas a partir da corrente de descarga de retorno subsequente devido ao seu menor tempo de frente (tempo de subida). Essa corrente apresenta um espectro de frequência mais amplo e contém maior energia nas altas frequências, em comparação com a primeira descarga de retorno.

5. CONCLUSÕES

Este artigo apresentou uma investigação sobre três modelos de solos com parâmetros variáveis com a frequência e o teor de umidade propostos por Smith-Longmire, Scott e Messier presentes na literatura. As impedâncias harmônicas de aterramento de um sistema crow-foot em 3 configurações de solo foram calculadas, assim como a elevação de potencial desenvolvida frente à incidência de dois tipos de descargas atmosféricas típicas.

Em relação às resistividades calculadas a 100 Hz, os resultados mostram que o modelo de Smith-Longmire apresenta uma variação significativa, sendo os seus valores inferiores aos assumidos constantes para os três teores de umidade. Como consequência, as impedâncias harmônicas calculadas mostraram que a configuração do solo e o teor de umidade alteram de forma pronunciada a curva da impedância ao longo do intervalo de frequência. Por fim, os resultados indicaram que os GPR transitórios são reduzidos quando mais camadas de solo são consideradas devido a menor resistividade equivalente. Os valores de pico do GPR são mais atenuados para todos os modelos dependentes da frequência e o teor de umidade quando comparados com os obtidos pelo solo a parâmetros constantes. Em relação ao tipo de descarga, os GPRs desenvolvidos para a descarga de retorno subsequente apresentaram maior redução nos valores de pico em relação aos calculados para a primeira descarga de retorno para a mesma configuração de solo. Tal fato ocorre, porque a subsequente tem um menor tempo de subida configurando um espectro mais amplo de frequência do que a primeira descarga de retorno. Por fim, as impedâncias impulsivas mostraram como cada modelo de solo impacta no valor computado. Nesse caso, o modelo de Smith-Longmire apresentou a maior variação percentual em relação às obtidas para o solo constante.

Dessa forma, a estratificação do solo modelado com os parâmetros variáveis com a frequência e o teor de umidade devem ser considerados para o cálculo adequado da impedância de aterramento que refletirá no cômputo da elevação de potencial durante o regime transitório frente às descargas atmosféricas.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho recebeu os apoios da Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) projeto: 2019/01396-1 e da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

REFERÊNCIAS

- 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), 132–139. doi:10.1109/TEMC.2012.2210227.
- Andrade, A.F., Costa, E.G., Goncalves, M.F., Lira, G.R.S., and Teixeira, R. (2021). Modeling grounding systems response to current impulses considering non-linear effects. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1–1. doi:10.1109/TPWRD.2021.3049908.
- Araújo, A.R.J., Colqui, J.S.L., de Azevedo, W.L.M., Kurokawa, S., Pissolato Filho, J., and Kordi, B. (2021). Transient analysis of grounding electrodes in multilayer soils using method of moments. *IEEE Latin America Transactions*, 100(aceito para publicação).
- CIGRE-WG4.33 (2019). Impact of soil-parameter frequency dependence on the response of grounding electrodes and on the lightning performance of electrical systems. *Technical Brochure 781*.
- CIGRE-WG4.23 (2021). Procedures for estimating the lightning performance of transmission lines – new aspects. *Technical Brochure 839*.
- Colqui, J.S.L., de Araujo, A.R.J., Kurokawa, S., and Seixas, C.M. (2019). Alternative methods to calculate electromagnetic transients in grounding systems. In *2019 International Symposium on Lightning Protection (XV SIPDA)*, 1–9.
- Gustavsen, B. and Semlyen, A. (1999). Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 14(3), 1052–1061.
- Messier, M. (1985). Another soil conductivity model. *internal rep., JAYCOR, Santa Barbara, CA*.
- Salarieh, B., Silva, J.D., and Kordi, B. (2020). High frequency response of grounding electrodes: effect of soil dielectric constant. *IET Generation, Transmission Distribution*, 14(15), 2915–2921.
- Salarieh, B., De Silva, H.J., and Kordi, B. (2020). Electromagnetic transient modeling of grounding electrodes buried in frequency dependent soil with variable water content. *Electric Power Systems Research*, 189, 106595. doi:https://doi.org/10.1016/j.epsr.2020.106595.
- Scott, J.H. (1983). Electrical and magnetic properties of rock and soil. Technical report, US Geological Survey.
- Silveira, F.H., De Conti, A., and Visacro, S. (2010). Lightning overvoltage due to first strokes considering a realistic current representation. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 52(4), 929–935. doi:10.1109/TEMC.2010.2044042.
- Smith, K. and Longmire, C. (1975). A universal impedance for soils. *Defense Nuclear Agency, Alexandria, VA, USA, Topical Report for Period*, 30, 1975.