

Fórmulas gerais para impedância de impulso de raio de eletrodos de aterramento horizontais e verticais

General Formulas for Lightning Impulse Impedance of Horizontal and Vertical Grounding Electrodes

Integrantes:

Alberto Lucena

Josias Gonçalves

Marcos André Figueiredo Valentim

Rafael Amarante

Introdução

Eletrodos de aterramento:



- Conjunto de condutores em contato com o solo, para proteção contra raios;
- NBR-5410 (Aterramento) – Toda edificação precisa de um estrutura de eletrodo de aterramento;
- Materiais mais utilizados – de acordo com a tabela abaixo:



Material	Superfície	Forma	Dimensões mínimas			
			Diâmetro mm	Seção mm ²	Espessura do material mm	Espessura média do revestimento µm
Aço	Zincada a quente ¹⁾ ou inoxidável ¹⁾	Fita ²⁾		100	3	70
		Perfil		120	3	70
		Haste de seção circular ³⁾	15			70
		Cabo de seção circular		95		50
		Tubo	25		2	55
	Capa de cobre	Haste de seção circular ³⁾	15			2 000
	Revestida de cobre por eletrodeposição	Haste de seção circular ³⁾	15			254

Material	Superfície	Forma	Dimensões mínimas			
			Diâmetro mm	Seção mm ²	Espessura do material mm	Espessura média do revestimento µm
Cobre	Nu ¹⁾	Fita		50	2	
		Cabo de seção circular		50		
		Cordoalha	1,8 (cada veio)	50		
		Tubo	20		2	
		Zincada	Fita ²⁾		50	2

¹⁾ Pode ser utilizado para embutir no concreto.
²⁾ Fita com cantos arredondados.
³⁾ Para eletrodo de profundidade.

Artigo

Motivação:

Não há um conjunto de fórmulas simples para a realização do cálculo de impedância de impulso que sejam válidas para uma ampla variedade de parâmetros. Existem fórmulas para este cálculo, porém destinadas a casos particulares. Pode-se calcular com método computacional a impedância de impulso a partir do coeficiente de impulso, porém, estima-se um erro de aproximadamente 20% no cálculo, invalidando sua precisão.

Objetivo:

Definir fórmulas gerais para impedância de impulso de eletrodos verticais e horizontais.

Premissas:

- Comprimento até 100m;
- Resistividade de 30Ω a $1.000\Omega\text{m}$
- Tempo de frente de impulso de 0.2 a $10\mu\text{s}$
- Efeitos do solo são levados em consideração.

Calcular o valor do pico de tensão a partir de impedância de impulso (pico de corrente)

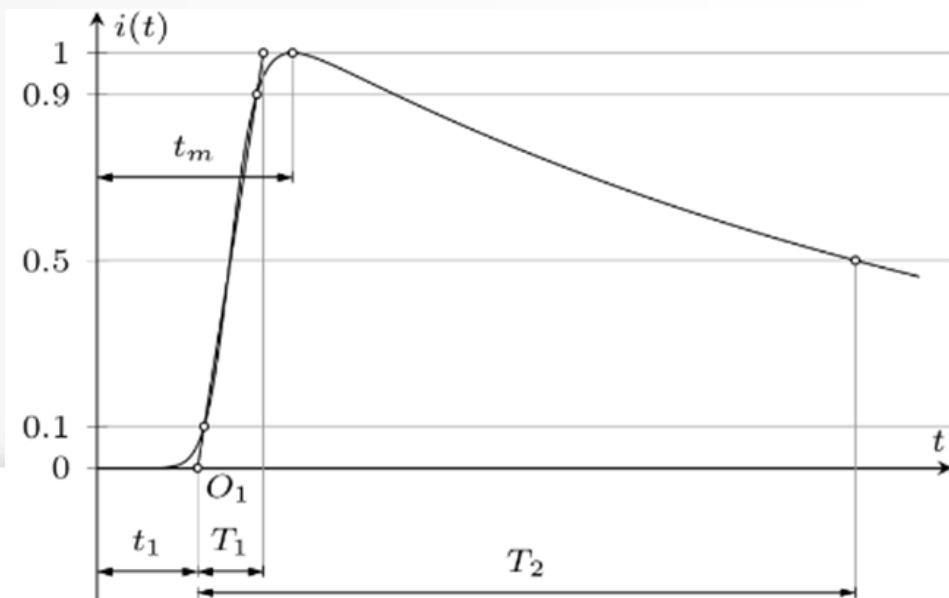
Artigo

Como base, foi utilizada a fórmula de Heidler para facilitar a aplicação de fórmulas nos estudos para proteção de raios.

Fórmula de Heidler

$$i(t) = \frac{1}{\eta} \cdot \frac{t^{10}}{t^{10} + \tau_1^{10}} \cdot e^{-t/\tau_2}$$

Forma de onda de impulso de corrente elétrica padrão



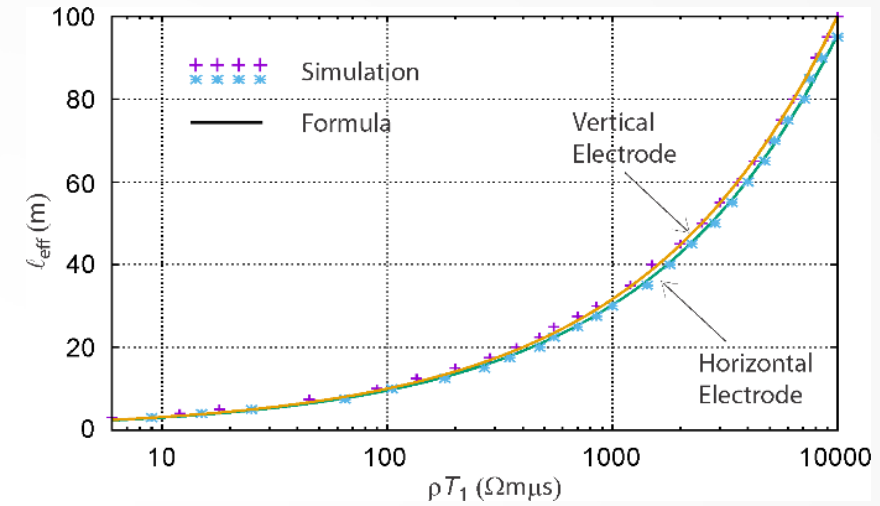
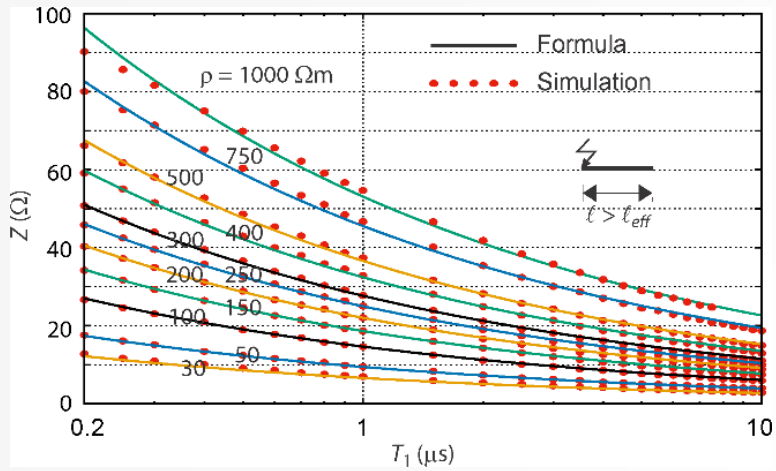
Casos de teste

Premissas:

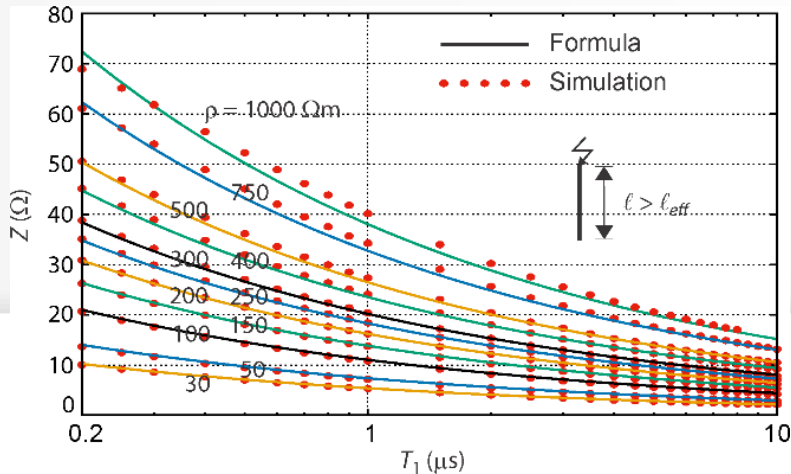
- Eletrodo vertical com raio de 12,5mm de cobre;
- Eletrodo horizontal com raio de 7mm enterrado a 0,5m de profundidade;
- Comprimento variando de 1m até 100m;
- Solo homogêneo, caracterizado pela resistividade, variando de 10Ω a 1.000Ω ;
- Tempo:
 - T1: de $0.2\mu\text{s}$ até $10\mu\text{s}$;
 - T2: $100\mu\text{s}$;
- Se levar a ionização do solo em consideração:
 - Valores de pico: 10kA até 100kA – eletrodos limitados a 30m de comprimento;
 - Senão: 1kA.

Resultados da simulação

Simulação e fórmula para impedância de impulso de eletrodos horizontais até 100m.



Simulação e fórmula para impedância de impulso de eletrodos verticais até 100 m.



Fórmulas

Ionização do solo não considerada

Eletrodo Vertical

$$l_{eff} = 1.08 * \sqrt{\rho T_1}$$

$$l_{eff} \leq l \quad Z = R = \frac{\rho}{2\pi l} \left[\ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 \right] \approx \frac{\rho}{2\pi l} [\ln(320l) - 1]$$

$$l_{eff} \geq l \quad Z = (-1.48375 + 1.25013\sqrt{\rho}) T_1^{-0.4}$$

Eletrodo Horizontal

$$l_{eff} = 0.956 * \sqrt{\rho T_1}$$

$$Z = R = \frac{\rho}{\pi l} \left[\ln\left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}}\right) - 1 \right] \approx \frac{\rho}{\pi l} [\ln(23.9l) - 1]$$

$$Z = (-3.1189 + 1.7776\sqrt{\rho}) T_1^{-0.38}$$

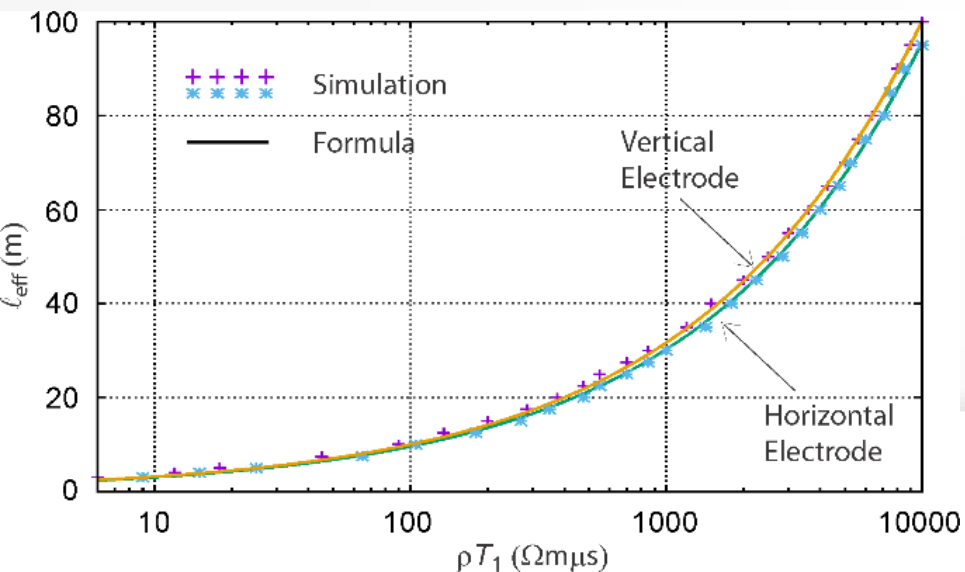
Ionização do solo considerada

$$R_i = \frac{R}{\sqrt{1 + I_m/I_g}}, \quad I_g = \frac{E_0 \rho}{2\pi R^2}$$

$E_0 = 300 \text{ kV/m}$

Limitação: $l < 30 \text{ m}$

Simulação e fórmula para o comprimento efetivo da horizontal eletrodos verticais.



Considerações amostrais

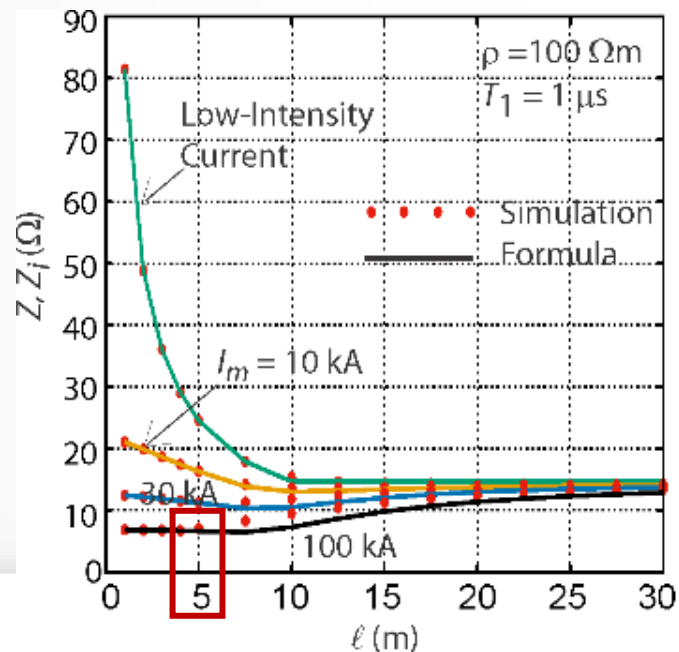
- Ionização do solo não considerada

Amostras: 17.864 - Erro de fórmula: <5% em mais de 99.8% dos casos

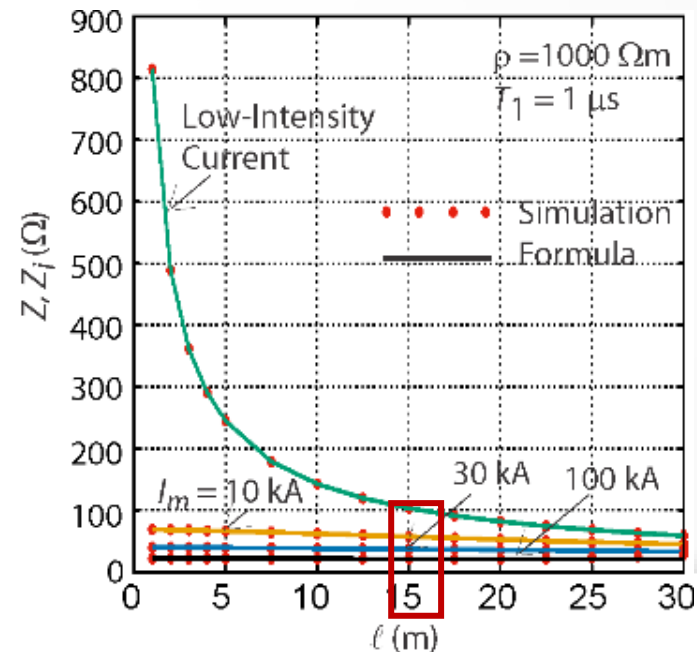
- Ionização do solo considerada

Amostras: 92.400 - Erro de fórmula: <10% em mais de 90% dos casos

- Resultados feitos pelo computador como uma função de comprimento de eletrodo horizontal e valor de pico de corrente da descarga, considerando a resistividade aparente do solo em uma escala de 100 a 1000Ωm e tempo de frente de pulso de 1μs.



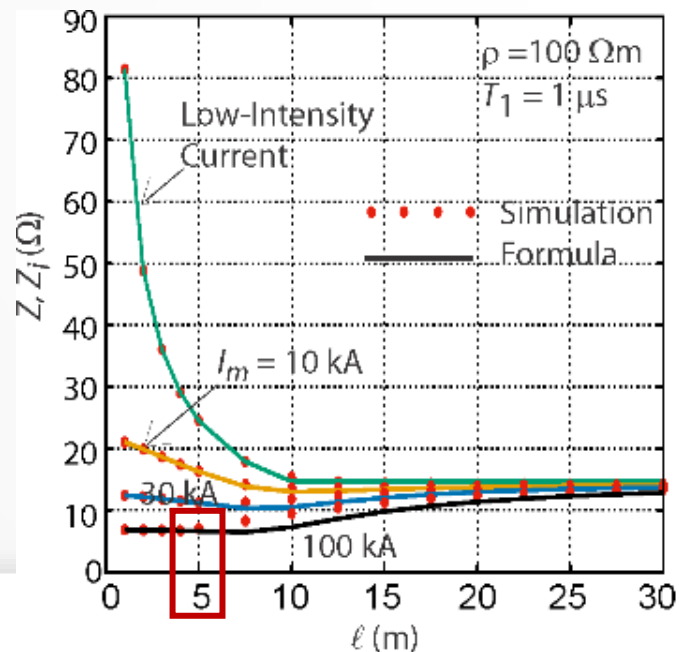
30kA = 5m (gráfico A)



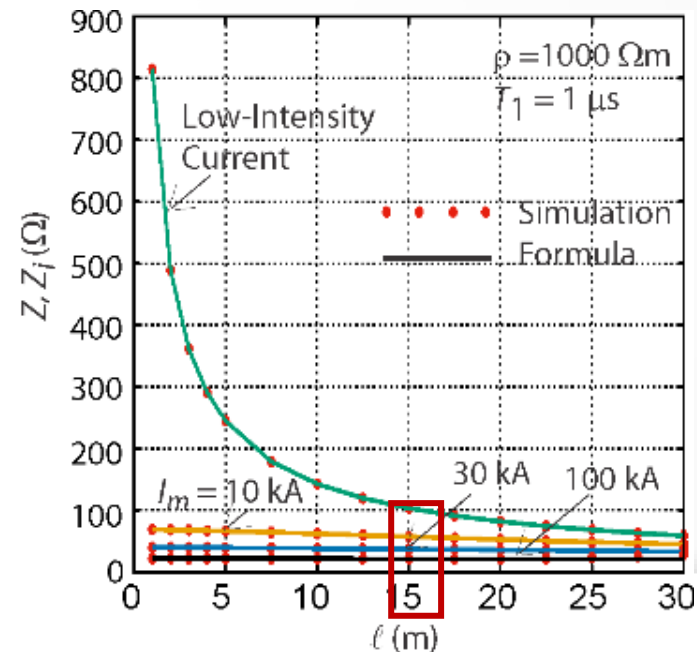
30kA = 15m (gráfico B)

Considerações amostrais

- Considera-se a derivação de fórmulas para um cenário de modelo de solo uniforme e para as dimensões e localizações determinadas anteriormente (eletrodo vertical de 12.5mm de raio feito de cobre e eletrodo horizontal de 7mm de raio enterrado a 0.5m de profundidade), porém, as mesmas também podem ser aplicadas em modelos de solo com duas camadas e com diferentes raios e profundidades, uma vez que os parâmetros possuem pequeno efeito na resistência de aterramento e impedância de impulso do sistema.



30kA = 5m (gráfico A)



30kA = 15m (gráfico B)

Considerações amostrais

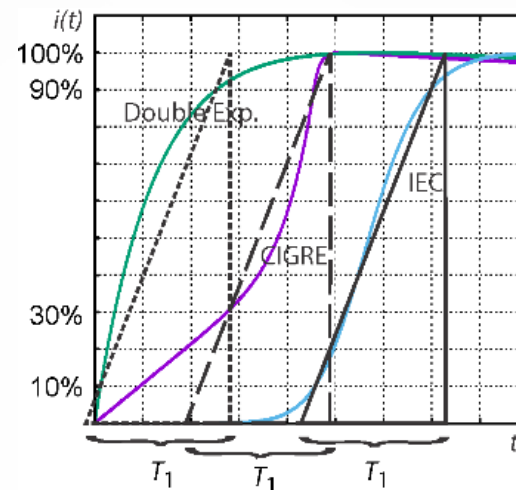
- Ao se utilizar a relação abaixo para o cálculo de efeitos de ionização do solo, deve-se levar em consideração o fator E_0 , o campo elétrico crítico da terra, o qual pode ser tratado como um parâmetro empírico de fator de calibração.

$$R_i = \frac{R}{\sqrt{1 + I_m/I_g}}, \quad I_g = \frac{E_0 \rho}{2\pi R^2}$$

- Apesar de inúmeros estudos realizados sobre este ponto, não há um consenso entre pesquisadores sobre como aplicar este conhecimento no dimensionamento de sistemas de eletrodos.
- Desconsidera-se os modelos de solo dependentes de frequência neste caso, uma vez que o conhecimento sobre o assunto em termos gerais de pesquisa ainda é inconclusivo.

Influência de formas de onda de corrente

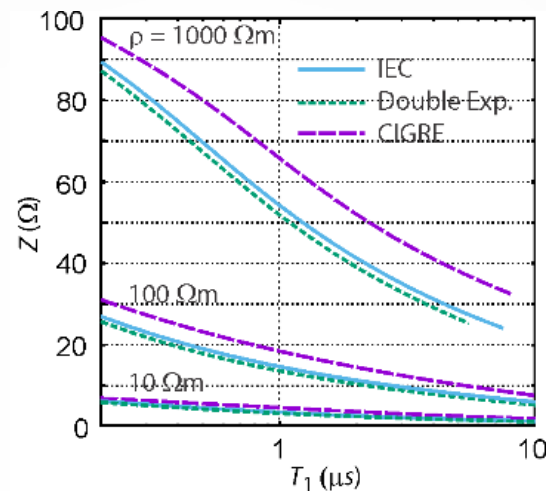
- Para esta análise, considera-se a forma analítica de corrente adotada no padrão IEC, baseada no modelo de Heidler.
- Com finalidade de comparação entre diferentes formas de onda, utiliza-se o modelo de dupla-exponencial e o modelo de corrente recomendado por CIGRE.



- Comparativo de comportamento entre os três modelos de forma de onda de corrente (IEC, Dupla Exponencial e CIGRE).
- O tempo de frente do modelo CIGRE é determinado por valores de corrente de 30% e 90% do valor de pico, enquanto os modelos IEC e Dupla Exponencial são determinados por 10% e 90% do valor de pico de corrente.
- O modelo de CIGRE apresenta inclinação máxima da frente de impulso de duas vezes mais larga em relação ao modelo IEC, além de valores de impedância de impulso 10% mais largos.

Influência de formas de onda de corrente

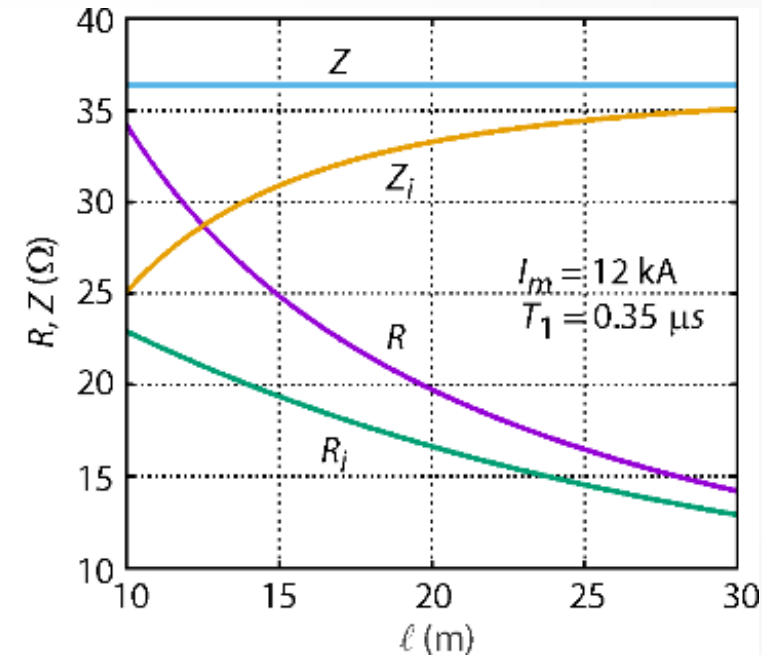
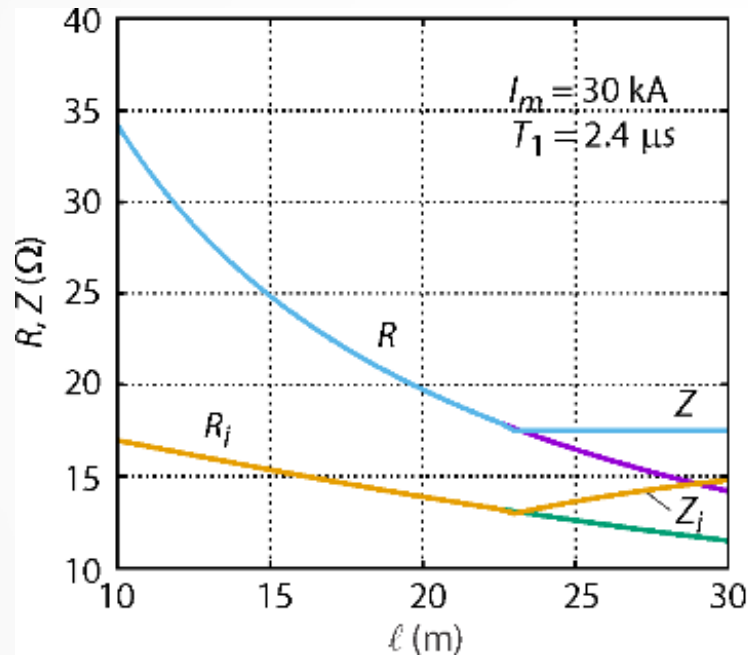
- Para esta análise, considera-se a forma analítica de corrente adotada no padrão IEC, baseada no modelo de Heidler.
- Com finalidade de comparação entre diferentes formas de onda, utiliza-se o modelo de dupla-exponencial e o modelo de corrente recomendado por CIGRE.



- O gráfico acima ilustra a diferença entre as formas de onda utilizadas para eletrodos horizontais de comprimentos maiores que o comprimento efetivo, considerando um solo de resistividade de 10, 100 e $1000 \Omega m$.
- A forma de onda dupla-exponencial caminha em direção a resultados similares apresentados pela forma de onda adotada pelo IEC, baseada em Heidler.

Exemplos numéricos

Avalia-se a performance de eletrodos horizontais com comprimentos entre 10 e 30m enterrados a 0.5m de profundidade, submetidos a primeira descarga de retorno com corrente de pico de 30kA e tempo de frente de 2.4 μ s, considerando um solo de resistividade de 240 Ω m. A descarga subsequente apresenta corrente de 12kA e tempo de 0.35 μ s



Influência do comprimento do eletrodo, com e sem os efeitos de ionização do solo.
Proposta para escolher o comprimento ideal do eletrodo.

Referências

GRCEV, Leonid et al., "General Formulas for Lightning Impulse Impedance of Horizontal Grounding Electrodes", IEEE, aceito em 2021 (Não publicado).

https://www.faneesp.edu.br/site/documentos/instalacoes_eletricas_residenciais/normas/nbr_5410_instalacoes_eletricas_baixa_tensao.pdf

A utilização do domínio da frequência na avaliação de sobretensões ressonantes durante a energização do transformador

Sobretensões temporárias ressonantes durante a energização do transformador



Danos ao transformador ou ao para-raios



Causa



Interação entre as correntes de energização do transformador e a impedância da rede (Z_g).

ARTIGO

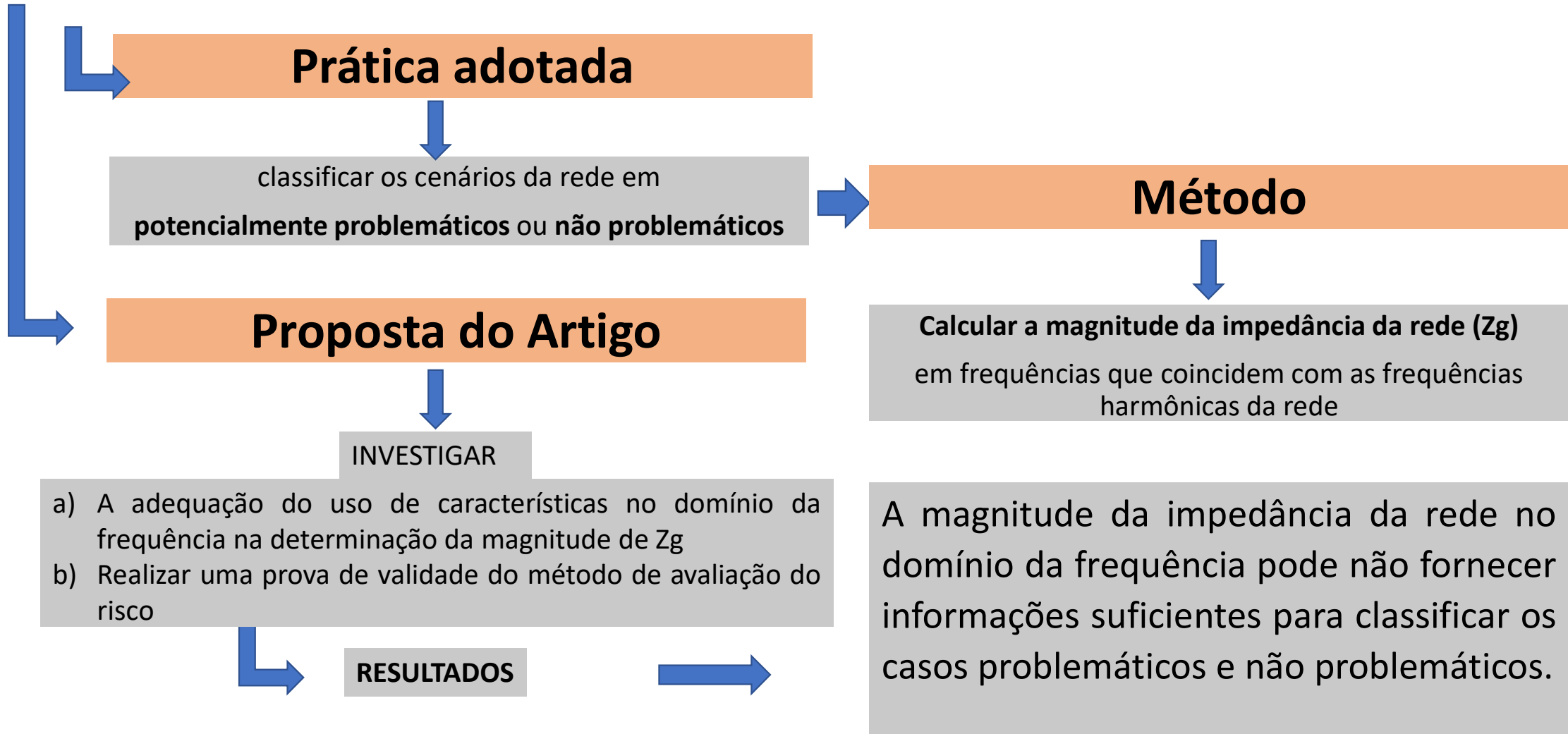


OBJETIVO



a) Verificar a adequação do procedimento adotado em (7)*
b) Avaliar o método (7) para classificação do risco de energização do transformador

Avaliar o risco de energização do transformador



Análise no domínio da frequência da impedância da rede



Cálculo da magnitude da Z_g para frequências que coincidem com as frequências harmônicas (exemplo: 100-150-200 Hz)

Compará-las com um limite predefinido

limite predefinido



Cálculo para cada frequência de interesse usando uma análise no domínio do tempo de um circuito RLC com uma ressonância nessa frequência

para aquelas situações de rede em que a magnitude de Z_g excede o limite predefinido, a análise no domínio da frequência é complementada por uma análise no domínio do tempo

Limites Utilizados



limites diferentes no domínio da frequência para distinguir os casos problemáticos dos não problemáticos (Tabela 1).



Table 1

Frequency domain thresholds as used by TSOs.

RTE	$300 \Omega @ f=100 \text{ Hz}$ [2]
EnergiNet	$400 \Omega @ f=100 \pm 10 \text{ Hz}$ [4]
EirGrid	$1000 \Omega \forall f < 150 \text{ Hz}$ [6]

Objetivos do artigo

Investigar a adequação das análises no domínio da frequência na avaliação do risco de energização do transformador.

Avaliar o uso da magnitude da impedância da rede como um recurso para classificar os eventos de energização do transformador em problemáticos ou não problemáticos.

Casos não problemáticos

Magnitude $Z_g < \text{Limite}$ Pré-definido (para dada frequência)

Casos problemáticos

Magnitude $Z_g > \text{Limite}$ Pré-definido (para dada frequência)

Seções do Artigo

Seção II

Discute a abordagem de [7] para avaliar os riscos associados à energização do transformador

Seção III

Recapitula as características básicas de dois exemplos de circuitos RLC, que podem ser usados para simular uma impedância de rede com uma ressonância, em frequência e domínio de Laplace

Seção IV

Analisa o uso de características no domínio da frequência para classificar os cenários de energização do transformador em um estudo de caso usando esses circuitos de exemplo

Seção II - Análise de falha de energização do transformador

Procedimento de [7]

- Amostragem de cenário
- Solução de domínio do tempo
- Pós-processamento

Desafios e soluções alternativas

Objetivo do procedimento

estimar a probabilidade de falha do transformador

Procedimento de [7]

- Calcular a probabilidade de falha durante energização do transformador, **pf**.

Para estimar a probabilidade de falha durante a energização do transformador para uma dada impedância de rede, o procedimento usa um método de Monte Carlo:

- (1) amostragem de cenário
- (2) resolver o sistema não linear determinístico no domínio do tempo usando software do tipo EMT
- (3) pós-processamento dos resultados para obter uma estimativa da probabilidade de falha (Fig. 1)

Seção II - Análise de falha de energização do transformador

A magnitude encontrada serve como limite para determinar os casos

-não problemáticos (Z_g com magnitude menor naquela frequência)

-problemáticos (Z_g com magnitude maior naquela frequência).

Para configurar um limite para a classificação binária, a rede é simplificada para o sistema mostrado na Fig. 5a.

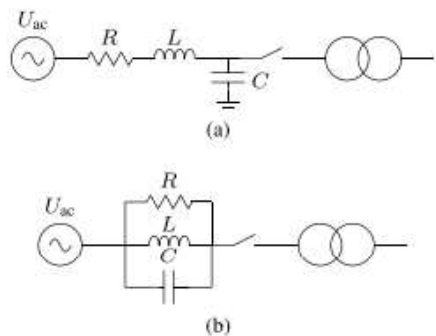


Fig. 5. Electrical circuit for transformer energization analysis; RL/C (a) and parallel RLC (b).

Análise da figura

Do ponto de vista do transformador, este circuito representa um circuito ressonante, com uma conexão paralela de C e a conexão em série de R e L.

O procedimento para configurar o limite é o seguinte:

L é primeiro fixado antecipadamente de acordo com a impedância de curto-circuito do sistema

C é definido de modo que a frequência de ressonância do circuito RLC coincida com o harmônico desejado

R é finalmente variado para encontrar o limite na magnitude da impedância.

Seção II - Análise de falha de energização do transformador

Amostragem de cenário para a energização do transformador

são amostrados a partir das

- distribuições de probabilidade do fluxo residual λ ($t = 0$)
- reatância do núcleo de ar (Lair)
- tempos de comutação t (s)

Solução de domínio do tempo

fornece uma solução para a tensão no transformador

Pós-processamento

transforma as formas de onda de tensão em um indicador de estresse para o transformador

Em [7], sugere-se o uso de uma tensão-duração ou curva U-t

Pós-processamento

A curva **U-t** relaciona as tensões no equipamento ao tempo em que o equipamento pode suportar tal tensão.

Um exemplo de curva tensão-duração, sugerida em [7], é dado por:

$$h(t) = A \left(\frac{10}{t} \right)^B U_r, \quad (1)$$

onde A e B são constantes e U_r é a tensão nominal do equipamento

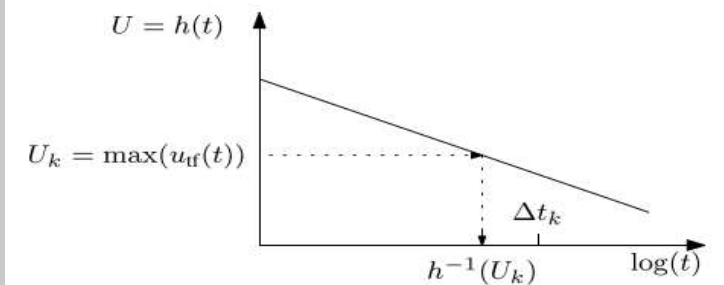


Fig. 3. Example voltage-duration curve.

Seção II - Análise de falha de energização do transformador

As tensões do transformador são usadas para calcular uma “taxa de estresse global” g .

Para uma seleção de janelas de tempo Δt_k (quantidade de ciclos), a tensão máxima U_k é calculada.

Esta tensão máxima é usada para calcular um tempo máximo permitido, tomando o inverso da curva de tensão de duração, ou seja, $t_k = h^{-1}(U_k)$.

A taxa de estresse global g é então calculada

$$g = \sum_{k=1}^K \frac{\Delta t_k}{h^{-1}(U_k)} \quad (2)$$

$$U_k = \max_{t \in \Delta t_k} u_{tf}(t),$$

onde $u_{tf}(t)$ é a tensão nos terminais do transformador

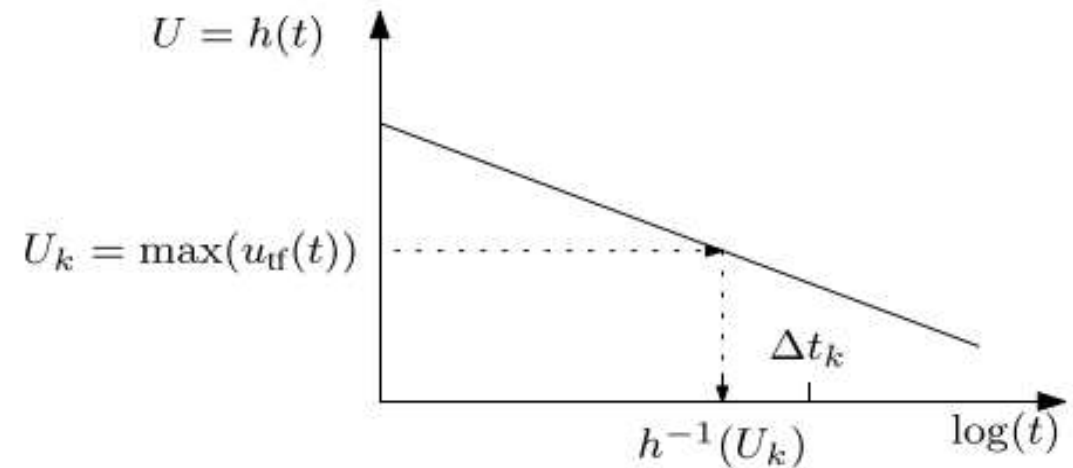


Fig. 3. Example voltage-duration curve.

Seção II - Análise de falha de energização do transformador

Para avaliar a probabilidade pela qual **g** excedeu 1 (a falha ocorrerá para $g \geq 1$)

a função de distribuição cumulativa de **g**, **F (g)** pode ser aproximada pela função de distribuição cumulativa **FN (g)**:

$$\hat{F}_N(g) = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^{n=N} 1_{G \leq g}. \quad (3)$$

A probabilidade de falha associada com $g_{thr} = 1$ é então dada por $pf = 1 - FN(1)$.

Seção II - Análise de falha de energização do transformador

Desafios

Tempo de execução potencialmente grande

-todo o procedimento ainda requer simulação de um grande número de cenários.

-o método de Monte Carlo, que normalmente requer um grande número de cenários antes de atingir a convergência



Um limite para uma dada probabilidade de falha, p_f , thr é encontrado aplicando o procedimento aos circuitos RLC e aumentando sua magnitude na frequência de ressonância até que a probabilidade de falha durante a energização do transformador excede p_f , thr

Soluções Alternativas

Para evitar a repetição do procedimento para cada configuração de rede

Solução alternativa comum

Recorrer a uma classificação binária de situações de redes para a energização do transformador em casos problemáticos e não problemáticos.

O recurso selecionado para a classificação é a magnitude da Z_g dependente da frequência em frequências harmônicas, como 100, 150 e 200 Hz, ou bandas em torno dessas frequências [4].

os circuitos RLC são usados para calcular os **limiares** para a classificação das situações da rede.

Seção III - Circuitos RLC como representação de Z_g

As seções seguintes enfocam a adequação da magnitude de Z_g como recurso para classificar os cenários de energização do transformador e os aspectos práticos com circuitos RLC para obter limiares.

Utilização das características dos circuitos RLC

por exemplo, a magnitude da resposta no domínio da frequência numa determinada frequência, são usadas para classificar cenários potencialmente
-problemáticos ou
-não problemáticos

Circuitos analisados

Circuitos RLC com RL em paralelo com C (RL//C)
Circuito RLC paralelo

Seção III - Circuitos RLC como representação de Zg

Circuitos RLC com RL em paralelo com C (RL//C)

A impedância do circuito RLC no domínio da frequência

$$Z(s) = \frac{R + Ls}{LCs^2 + RCs + 1} \quad (4)$$

A impedância no domínio da frequência na figura 6.

A magnitude da impedância no domínio da frequência

$$|Z(\omega_n)| \approx (\omega_n^2 L^2) / R$$

Pode-se observar que para um aumento em L, o fator de qualidade do circuito diminui e o fator de amortecimento aumenta.

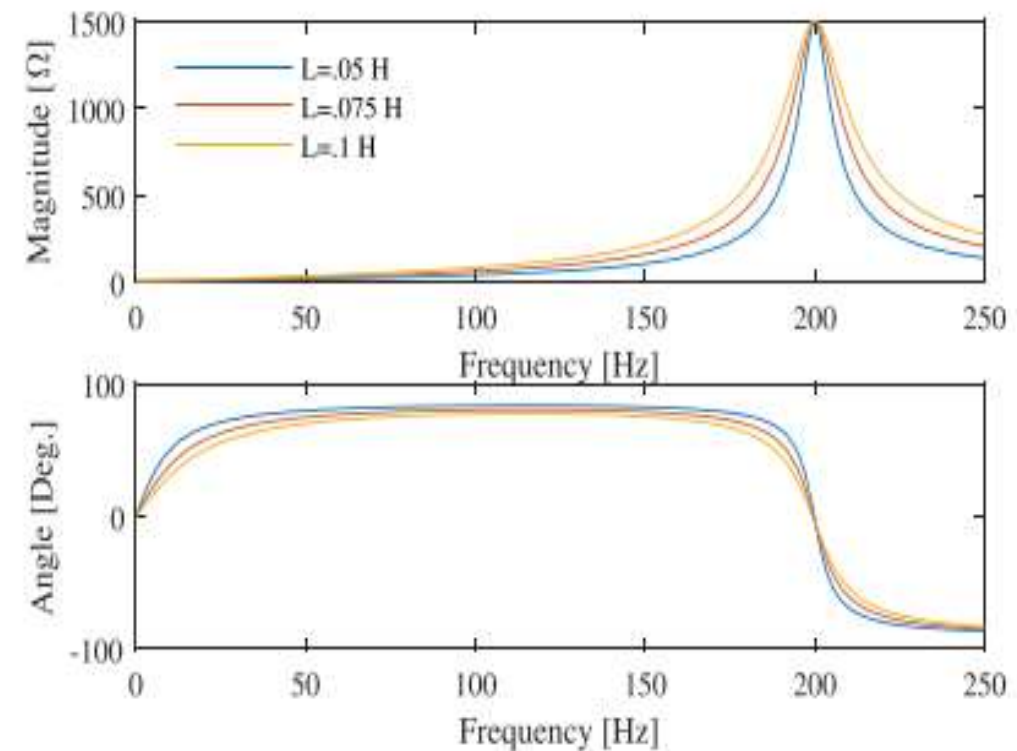


Fig. 6. Frequency response of example RL//C circuits.

Seção III - Circuitos RLC como representação de Zg

Circuitos RLC paralelo

A impedância do circuito RLC paralelo no domínio da frequência

$$Z(s) = LR \frac{s}{RLCs^2 + Ls + R} \quad (5)$$

A impedância no domínio da frequência na figura 8.

A magnitude da impedância no domínio da frequência

$$|Z(j\omega)| = \frac{\omega RL}{\sqrt{R^2(1 - \omega^2 LC)^2 + \omega L^2}} \quad (6)$$
$$\angle Z(j\omega) = 90 - \arctan \frac{\omega L}{R(1 - \omega^2 LC)}$$

Observa-se que no ponto de ressonância, a amplitude assume o valor de R e o deslocamento de fase assume o valor 0, correspondendo aos valores esperados para o comportamento resistivo no ponto de ressonância.

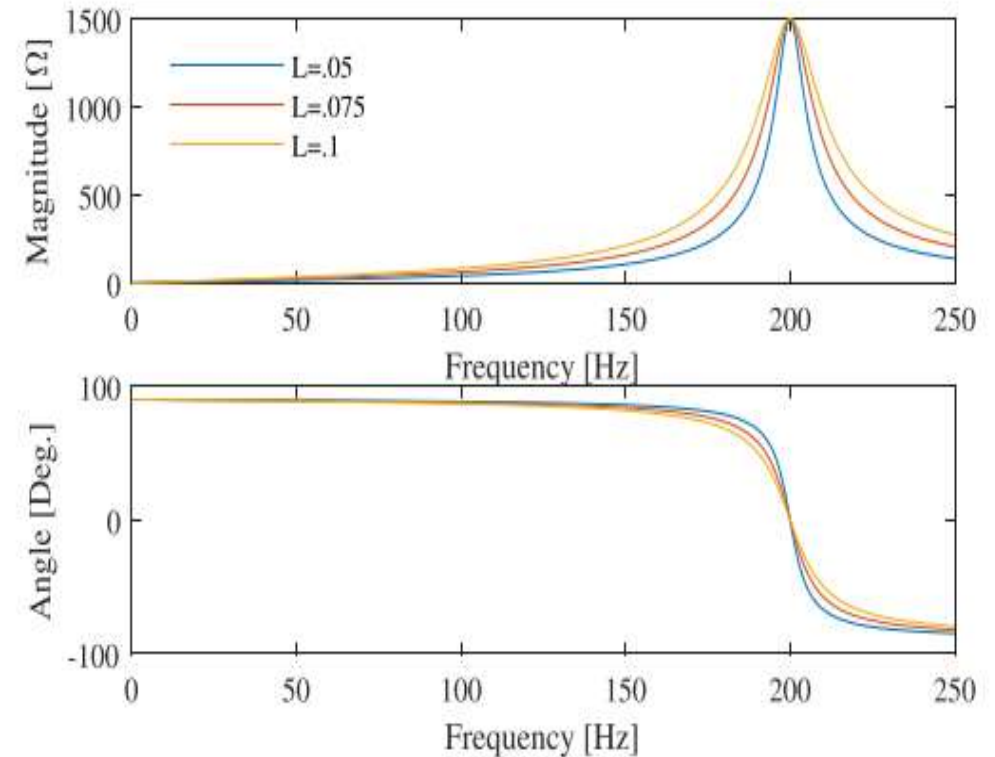


Fig. 8. Frequency response of example RLC circuits.

Pode-se observar que para um aumento em L, o fator de qualidade do circuito diminui e o fator de amortecimento aumenta.

Seção IV - Estudo de Caso

Um estudo de caso é realizado para analisar a adequação da magnitude de Z_g como recurso para classificar as situações da rede com relação a TOVs ressonantes.

O estudo de caso considera a energização de um transformador através de ambos os circuitos RLC, dado na Fig. 5a e b.

O estudo de caso faz uso do procedimento descrito na Seção 2.1 para analisar as tensões do transformador.

Dados para o Estudo de Caso

A resistência dos circuitos RLC é considerada 1500Ω .
Três casos são considerados para a indutância que representa a impedância de curto-circuito das redes, ou seja, $L = 0,05 \text{ H}$, $L = 0,075 \text{ H}$ e $L = .1 \text{ H}$.

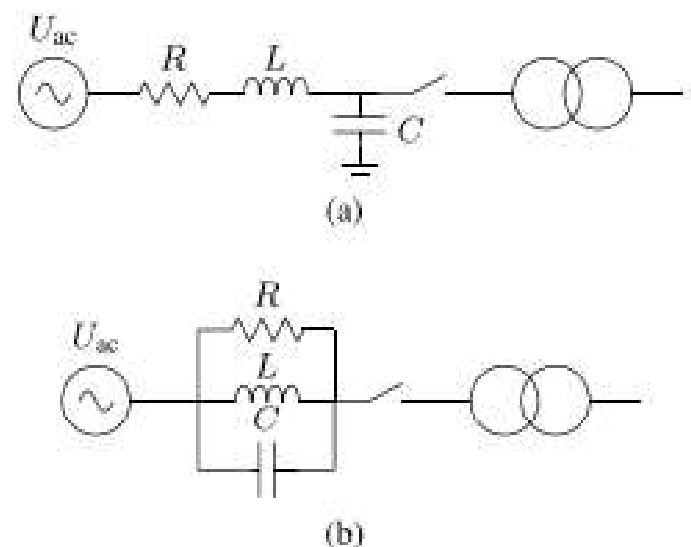


Fig. 5. Electrical circuit for transformer energization analysis; RL/C (a) and parallel RLC (b).

Seção IV - Estudo de Caso

Etapas do Estudo de Caso

Etapa 1:

-o método Monte Carlo gera $N = 301$ formas de onda de tensão para diferentes cenários do fluxo remanescente,
-a reatância do núcleo de ar e os tempos de abertura do disjuntor são variados.

Etapa 2:

as tensões fase-fase do transformador são analisadas usando a curva U-t dada.

Para determinar a tensão do transformador usando uma curva U-t, um caso semelhante às curvas em [7] é estudado, com $[A, B] = [1,1892, 0,0388]$ (Fig. 10).

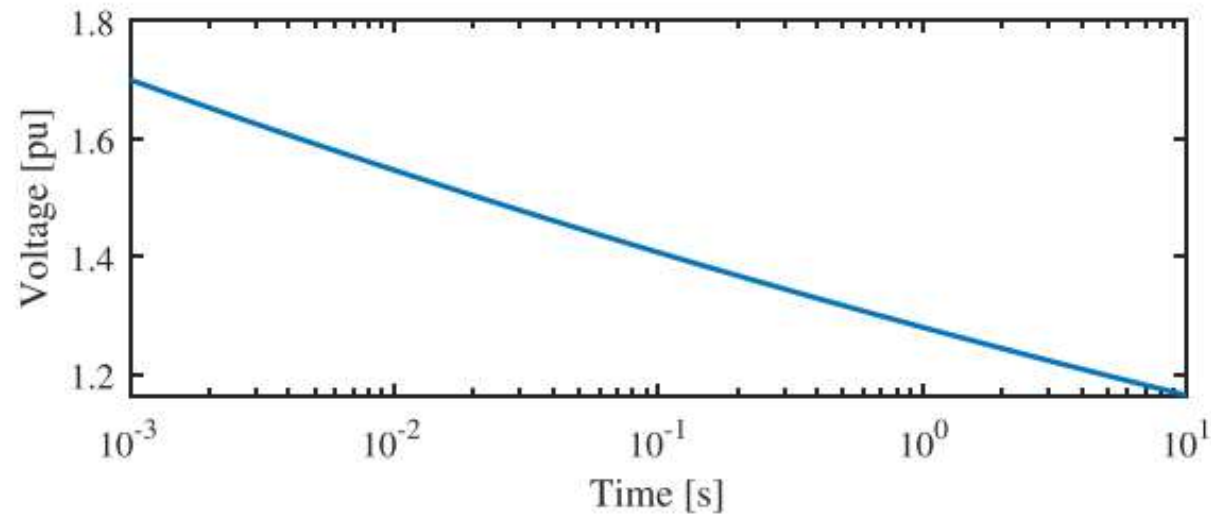


Fig. 10. U-t-curve for case study.

Seção IV - Estudo de Caso

Etapas do Estudo de Caso

Etapa 3:

A taxa de tensão global g é calculada usando $[\Delta t_1, \Delta t_2, \Delta t_3, \Delta t_4] = [10e - 3, 10e - 2, 1, 2]$.

Etapa 4:

O circuito elétrico usado para os estudos de energização do transformador (Fig. 5) é modelado e resolvido em software tipo EMT [10].

O transformador é modelado com base na abordagem de modelagem clássica, onde a saturação é modelada através da indutância magnetizante [10].

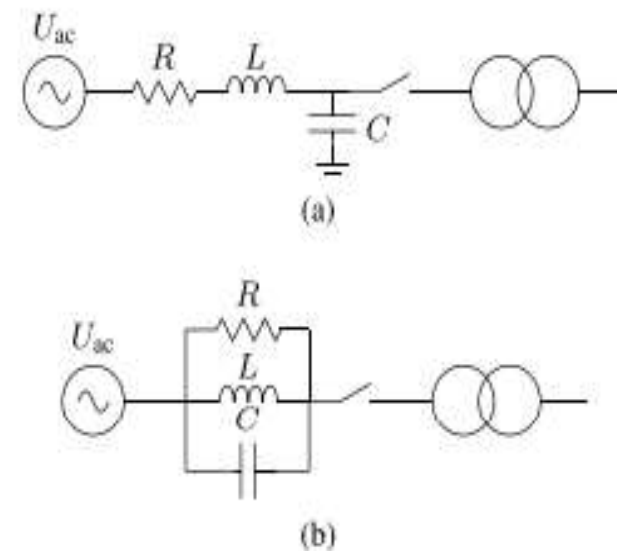


Fig. 5. Electrical circuit for transformer energization analysis; RL/C (a) and parallel RLC (b).

Seção IV - Estudo de Caso - Resultados

Circuito RL // C

Embora a magnitude do domínio da frequência seja a mesma, as probabilidades de falha do transformador para diferentes valores de L são amplamente diferentes (Fig. 11).

O método de Monte Carlo converge para diferentes valores de pf , onde o menor pf está associado ao maior valor de L .

Isso pode ser surpreendente, já que tende-se a associar maior L aos piores cenários.

Na função de distribuição cumulativa empírica (fig. 12), pode-se observar que o menor valor de L também leva ao maior spread em g .

Isso pode ser atribuído ao fato de que o maior L também coincide com o maior fator de amortecimento do circuito RL // C.

Em qualquer caso, sempre que a variação de L for grande, o valor de L deve ser contabilizado ao se considerar a energização do transformador neste tipo de circuitos.

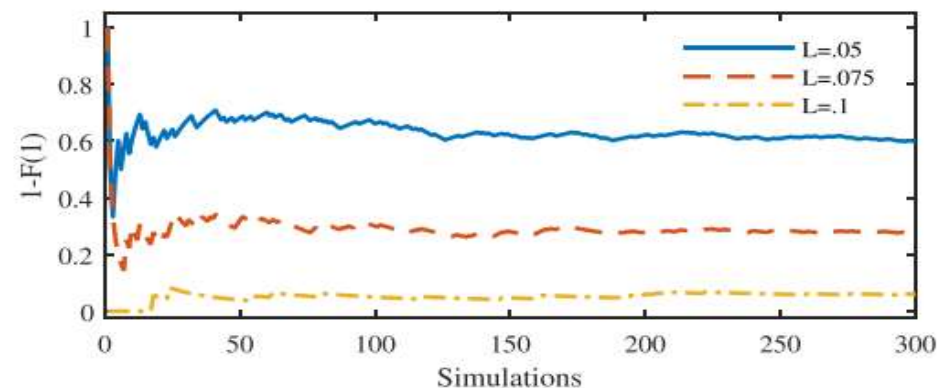


Fig. 11. Convergence of Monte Carlo method for the RL // C circuit.

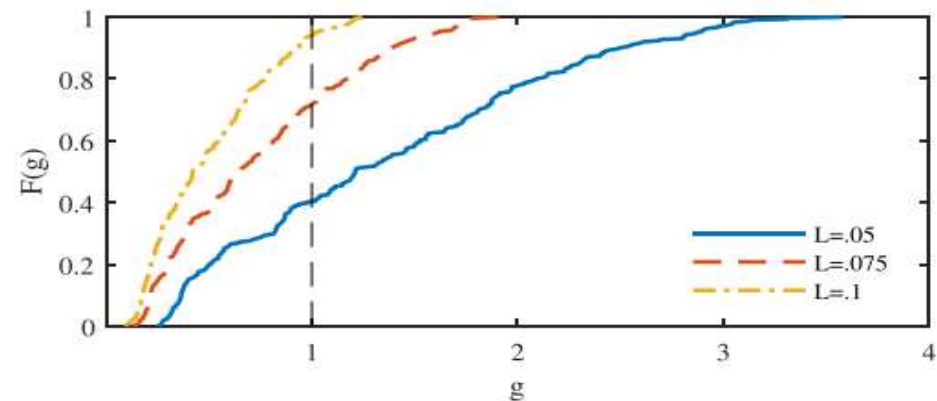


Fig. 12. Empirical cumulative distribution function of global stress rate for RL // C circuit.

Seção IV - Estudo de Caso - Resultados

Circuito RLC paralelo

As funções de distribuição cumulativa empírica da taxa de estresse global mostram grandes diferenças (Fig. 13).

Os circuitos associados ao maior L implicam na menor probabilidade de falha para o mesmo $|Z_{max}|$.

Este fato pode novamente ser explicado pelo maior fator de amortecimento da impedância da rede para L mais alto, mas mais pesquisas são necessárias para confirmar essas conclusões.

Embora as características do domínio da frequência sejam semelhantes, os resultados obtidos com este circuito não são, como esperado, comparáveis aos obtidos com o circuito $RL // C$.

Embora uma ressonância paralela possa ser exatamente sintonizada usando R e C , não há ligação dos elementos dos circuitos RLC ao comportamento físico da rede, exceto quando L está ligado à impedância de curto-circuito da rede.

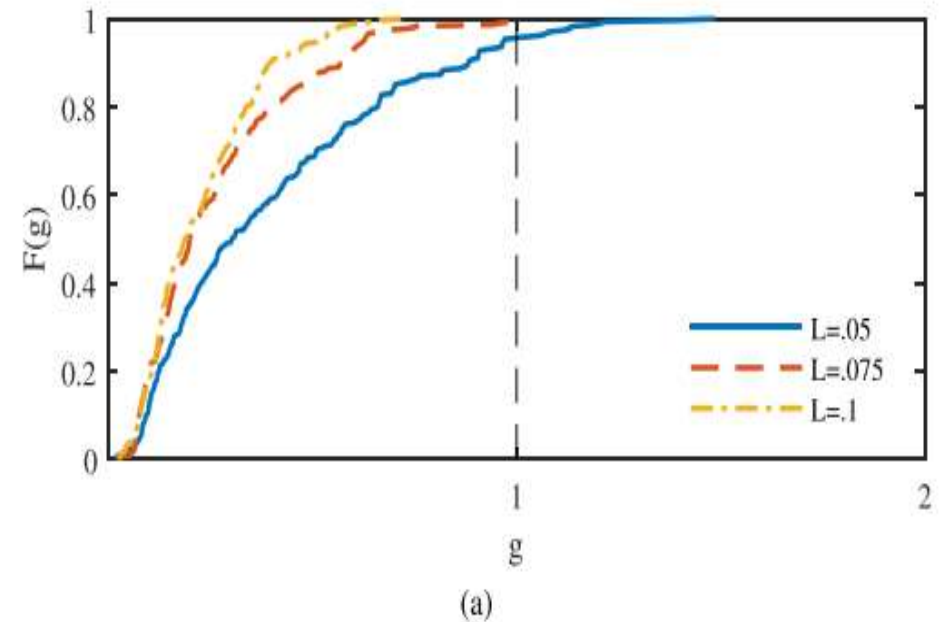


Fig. 13. Empirical cumulative distribution function of global stress rate for parallel RLC-circuit.

Seção IV - Estudo de Caso

Resultados



Os casos de demonstração para ambos os circuitos mostraram que mesmo que a magnitude da impedância dos circuitos RLC em uma frequência de ressonância seja a mesma, a probabilidade de falha de energização de um transformador difere e, além disso, depende

- das variações na indutância e,
- do amortecimento do circuito.

Seção V- Conclusão

Embora as características do domínio da frequência de Z_g possam indicar cenários de energização do transformador potencialmente prejudiciais, é difícil derivar limites firmes para classificar cenários problemáticos e não problemáticos usando apenas a magnitude de Z_g .

Este artigo usou dois tipos de circuitos RLC como representações de redes equivalentes para mostrar que

a probabilidade de falha da energização do transformador **não depende apenas da magnitude da impedância** na frequência de ressonância,

mas também de outros aspectos como **o fator de amortecimento do circuito**

Seção V- Conclusão

Não é possível classificar cenários problemáticos e não problemáticos usando apenas a magnitude da impedância Z_g .

Pesquisas futuras

encontrar **recursos adicionais** que podem ser usados para caracterizar situações de rede com relação a sobretensões temporárias ressonantes durante a energização do transformador.

Seminário



Artigo 03 - Desempenho de descarga atmosférica em um trecho de Linha de Transmissão de 230kV com aterramento utilizando Eletrodos Verticais Profundos.

Disciplina IT002

SOBRETENSÕES EM SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA

1º Semestre de 2021

Adelfo Braz Barnabé RA047897

Alexandro Santa Rosa RA232205

Renan Henrique de Moraes Callegari RA140904

Ronaldo de Carvalho RA263750

FEEC Unicamp

ARTIGO 03 - DESEMPENHO DE DESCARGA ATMOSFÉRICA EM UM TRECHO DE LINHA DE TRANSMISSÃO DE 230KV COM ATERRAMENTO UTILIZANDO ELETRODOS VERTICAIS PROFUNDOS

Autores

- R. Batista - Instituto Federal de Minas Gerais, Campus Avançado de Itabirito, Itabirito, MG
- P.E.B.B. Louro - Universidade Federal de Minas Gerais Belo Horizonte, MG
- J.O.S. Paulino - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil

RESUMO

- Apresenta os impactos relacionados à instalação de eletrodos verticais profundos em malhas de aterramento no desempenho de Linhas de Transmissão, para solos com valor de resistividade elétrica menor nas camadas inferiores.
- Compara os custos com o uso comum de Para-raios.
- Utilizado como meio de estudo a topologia da Linha de Transmissão LT230 kV Irapé-Araçuaí 2.

1. INTRODUÇÃO

A melhoria do desempenho na proteção de descargas atmosféricas de linhas de transmissão pode ser feita através de:

- Instalação de para-raios;
- Aumento na cadeia de isoladores;
- Melhoramento na blindagem – cabo guarda;
- Diminuição da impedância de aterramento das torres das linhas de transmissão.

Normalmente a opção das áreas de manutenção é o melhoramento do aterramento das torres e se necessário a instalação de Para-raios em paralelo a cadeia de isoladores.

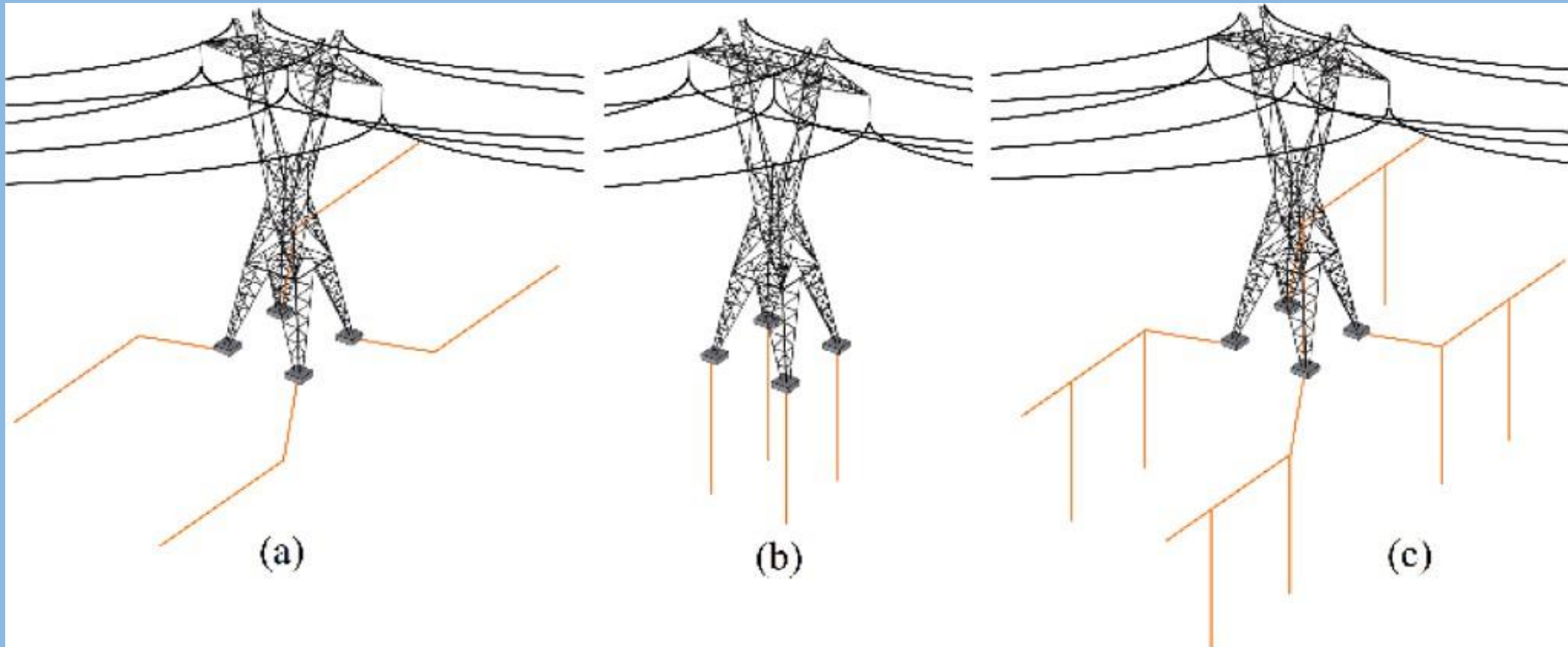
A utilização de Para Raios nas Linhas de Transmissão tem custo elevado e exigem monitoramento e manutenção.

1. INTRODUÇÃO

- Trabalhos recentes mostram que a instalação de Eletrodos Verticais Profundos podem ser uma solução para melhorar as impedâncias de aterramento consideravelmente.
- O artigo apresenta um estudo de caso de LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2, num trecho composto por 3 torres, englobando descargas atmosféricas no topo das estruturas e no meio do vão.
 - As malhas de aterramento originais são comparadas com a instalação de Eletrodos Verticais Profundos, ainda compara os custos entre a instalação de Eletrodos Verticais com a instalação de Para-raios.
 - Simulações no domínio do tempo são realizadas por (ATP),
 - Simulações Eletromagnéticas através do software HFSS.

2. CONSIDERAÇÕES SOBRE AS CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS E INSTALAÇÃO DE ELETRODOS VERTICAIS PROFUNDOS

- A utilização de Eletrodos Verticais Profundos podem ser uma boa alternativa ao aterramento convencional de torres, para condições de menor resistividade elétrica em camadas mais profundas do solo.
- A principal vantagem a utilização de Eletrodos Verticais Profundos é atingir a menor resistividade da segunda camada do solo, o que diminui a Resistência de Aterramento de Baixa frequência (RLF) e a impedância de impulso ZP.
- Nas Torres de LT que implementam a utilização de Eletrodos Verticais Profundos terão aumento da robustez de seu isolamento contra descargas atmosféricas e outros tipos de transientes.



- (a) Contrapeso convencional;
- (b) Eletrodos Verticais Profundos;
- (c) Contrapeso e Eletrodos Verticais Profundos.

3. ANÁLISE NUMÉRICA

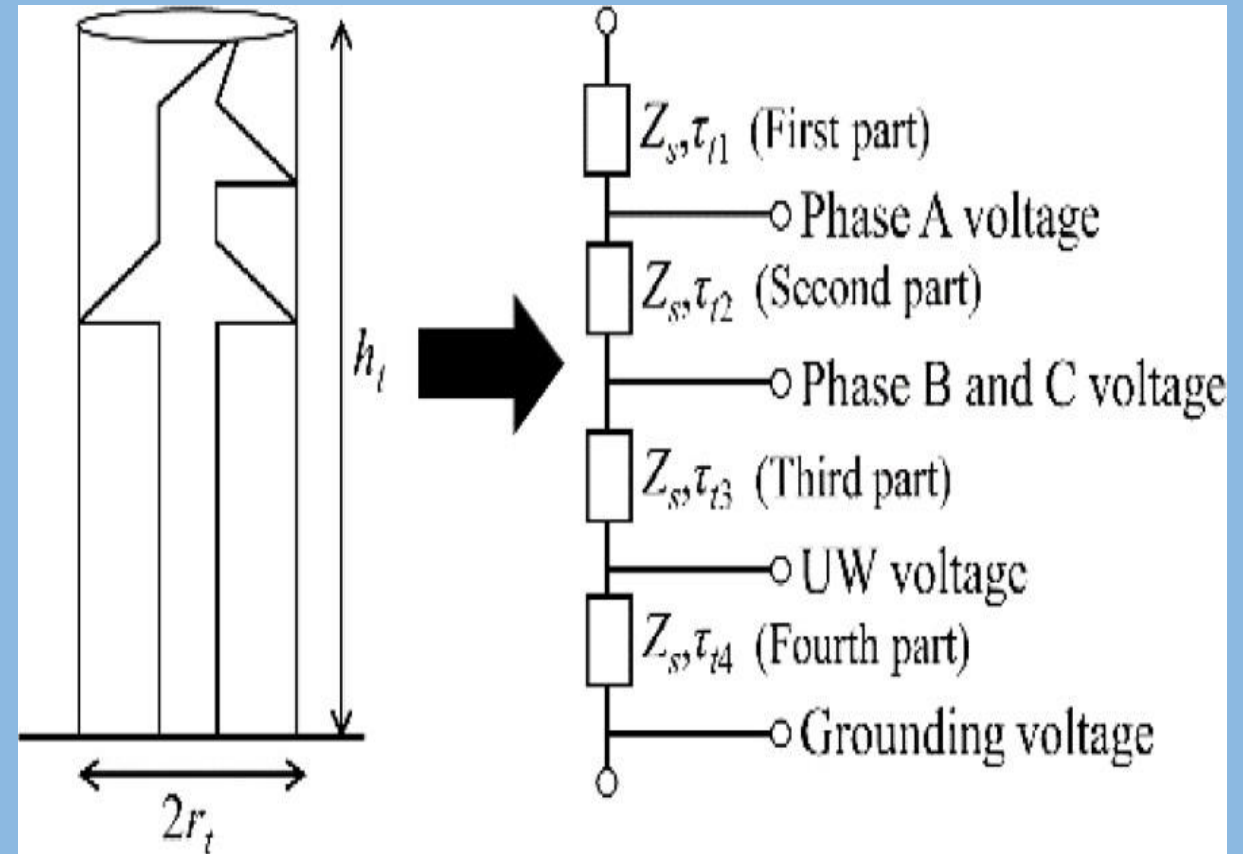
Estudo realizado na LT 230kV Irapé-Araçuaí Circuito 2

Linha de transmissão composta por :

- torres estaiadas com altura típica $ht = 35,85$ m;
- Cadeia de isoladores 12 discos de vidro, com Nível básico de isolamento de 995 kV por fase;
- vão de 420 m entre torres;
- Seu circuito único envolve um condutor por fase e um único cabo guarda.
- Cada torre é aproximada por uma linha monofásica com impedância de surto e tempo de viagem em ATP.

Impedância de surto e tempo de viagem para as torres.

Structure	<u>Zs by</u> vertical path	<u>Zs by</u> horizontal path	τ (ns)
	(Ω)	(Ω)	
First part	143.28	122.62	7.1
Second part	143.28	122.62	22.8
Third part	143.28	122.62	27.5
Fourth part	143.28	122.62	83.3
Entire tower	143.28	122.62	140.7



As divisões da estrutura são utilizadas para tornar possível a estimativa de tensão para os pontos associados às cruzetas e UW devido à descarga atmosférica. A propagação das ondas ao longo das torres é admitida em 85% da velocidade da luz

Malhas de aterramento

O trajeto das três torres possui malhas de aterramento convencionais instaladas;

Os solos referidos às estruturas com a resistividade elétrica para vão dos condutores avaliada em $5956\Omega\text{m}$, que é um valor extremamente alto.

A resistividade elétrica da primeira e segunda camadas, respectivamente, são denotadas por ρ_1 e ρ_2 , enquanto h_1 é a espessura da primeira camada do solo.

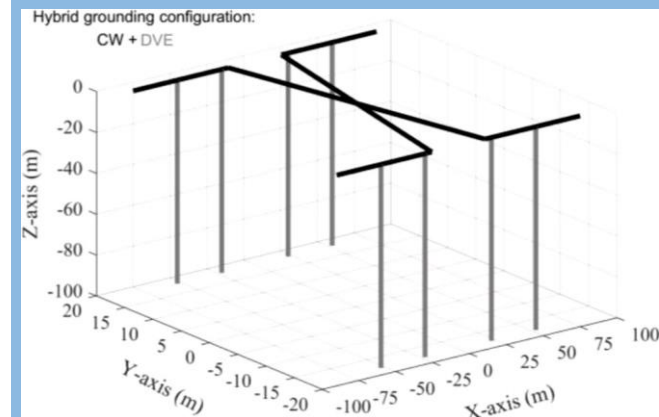
Assumindo a adição de Eletrodos Profundos à malha de aterramento original, admite-se um total de oito hastes .

Neste artigo, é adotada a configuração híbrida para a malha de aterramento.

Cada DVE tem 100 m de comprimento.

Soil related to each tower from the TL critical path [17].

Structure	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)
Left tower (LT)	8417	7.2	5415
Central tower (CT)	8806	3.8	5379
Right tower (RT)	8679	2.7	6293



- Simulações de aterramento utiliza o software comercial HFSS, resolução das equações de Maxwell de onda completa usando o Método dos Elementos Finitos.
- O problema de aterramento considera cada camada do solo com resistividade elétrica e permissividade dependente da frequência, ou seja, $\rho (f)$ e $\epsilon (f)$.
- A impedância harmônica de aterramento é estimada pelo software HFSS e sua resposta de tempo para uma determinada forma de onda de corrente é simplificada para uma resistência com o mesmo valor ZP em ATP.
- A Tabela a seguir mostra o RLF calculado e a impedância de impulso ZP referida ao First e subsequentes Strokes, definidos como ZPFST e ZPSUB, a partir de ondas de corrente representativas da Estação Morro do Cachimbo (MCS).

Impulse impedance for each tower and grounding mesh related to the TL towers provided by HFSS software.

Tower Grounding mesh	LT		CT		RT	
	CW	Hybrid	CW	Hybrid	CW	Hybrid
R_{LF} (Ω)	57.33	17.57	56.84	17.35	59.46	20.02
Decrease of	- 69.3%		- 69.5%		- 66.3%	
Z_{PFST} (Ω)	42.52	13.48	42.17	13.33	43.88	15.03
Decrease of	- 68.3%		- 68.4%		- 65.7%	
Z_{PSUB} (Ω)	37.27	18.49	36.96	18.31	38.21	19.57
Decrease of	- 50.4%		- 50.5%		- 48.8%	

- Considerando a configuração inicial de aterramento, uma diminuição média de 68,4% está ligado ao RLF, 67,5% ao ZPFST e 49,9% ao ZPSUB é obtido pela adição de Eletrodos Profundos - estes resultados são devidos principalmente a $\rho_2 < \rho_1$.
- Obter decréscimos semelhantes exclusivamente pelo uso de condutores horizontais é complexo, uma vez que seu comportamento elétrico é definido principalmente pela camada de solo em que está instalado, ou seja, ρ_1 .

- Para o caso mostrado anteriormente, a instalação de Eletrodos Profundos (perfuração de 800 m + condutores + concreto + ligação elétrica à estrutura metálica), um custo menor de US\$11.000,00 é considerado viável para cada torre ou US\$ 33.000,00 para todo o caminho da LT (3 torres).
- Instalar um Surge Arrester para cada fase de uma torre, considerando uma LT 230 kV, sai em US\$ 18.870,00, mas o ideal é usar o dispositivo também para as estruturas adjacentes. Assim, US\$ 56.610,00 precisam ser acrescidos de 20% para o serviço de instalação, o que implica em um custo final de US\$ 67.932,00.
- Este preço é mais de duas vezes maior que a opção dos Eletrodos Profundos, que não precisa ser monitorada com os mesmos critérios rigorosos dos Surge Arrester para evitar falhas.

4. SIMULAÇÕES

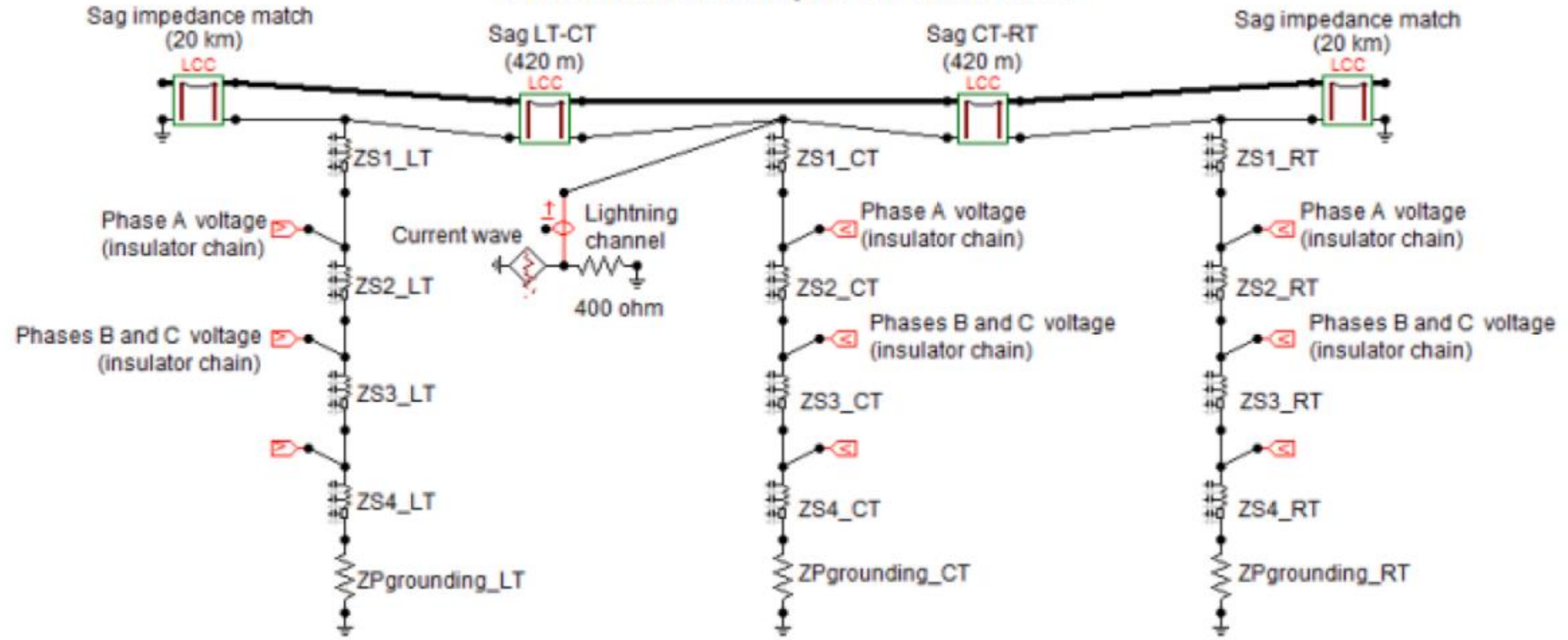
- Objetivo

- Identificar o valor máximo da corrente de pico que mantém o potencial elétrico entre a cadeia de isoladores abaixo do valor limite aceitável de 797,8 kV.

4. SIMULAÇÕES

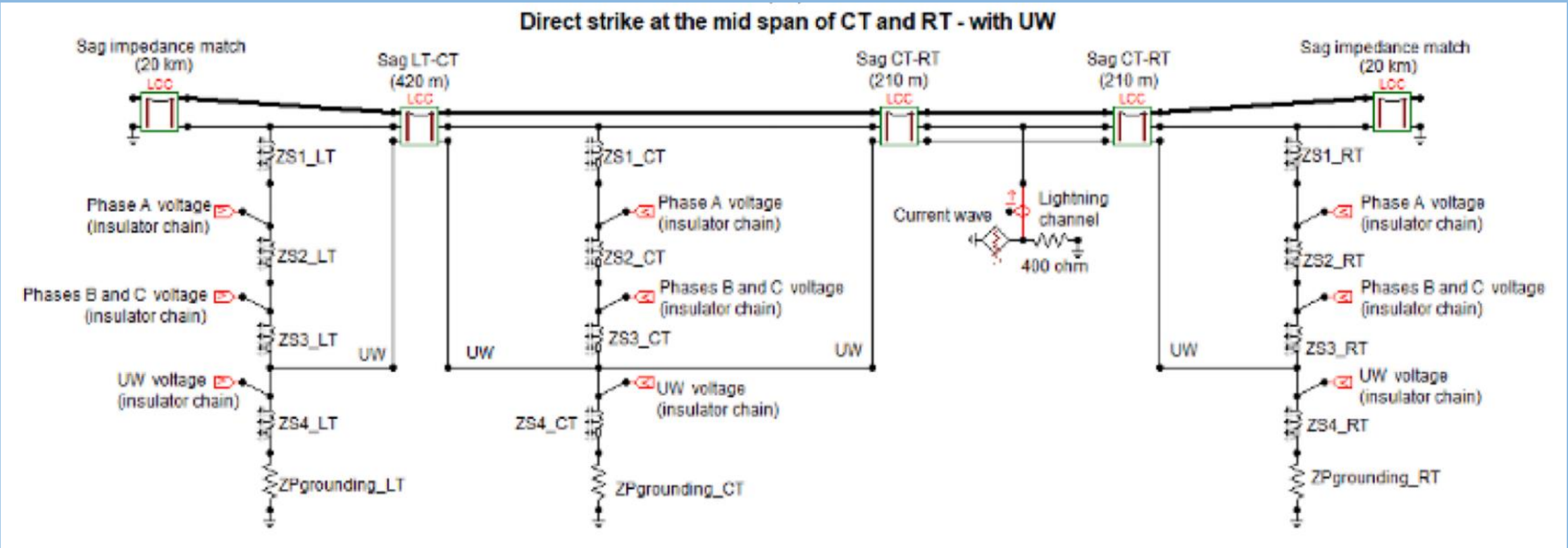
- Layout e Parâmetros
- Layout A

Direct strike at the top of CT - without UW



SIMULAÇÕES

- Layout e Parâmetros
- Layout B



‘O acoplamento entre os sistemas de aterramento, torres e cabos são omitidos para fins de simplicidade.’

4. SIMULAÇÕES

- Layout e Parâmetros

- Parâmetros:

- Os cabos de linha modelados pelo modelo JMarti.
- A corrente de pico é alterada de forma que o primeiro e os subsequentes Strokes, assumidos a tensão entre a cadeia de isoladores, alcance o NBI convencional de 995 kV.
- Considerando as tensões do circuito, flutuações de 5% são aceitáveis para a linha, que leva a uma amplitude da tensão

de fase igual a:
$$V_{ph} = \frac{230kV * 1.05 * \sqrt{2}}{\sqrt{3}} = \mathbf{197,2kV}$$

4. SIMULAÇÕES

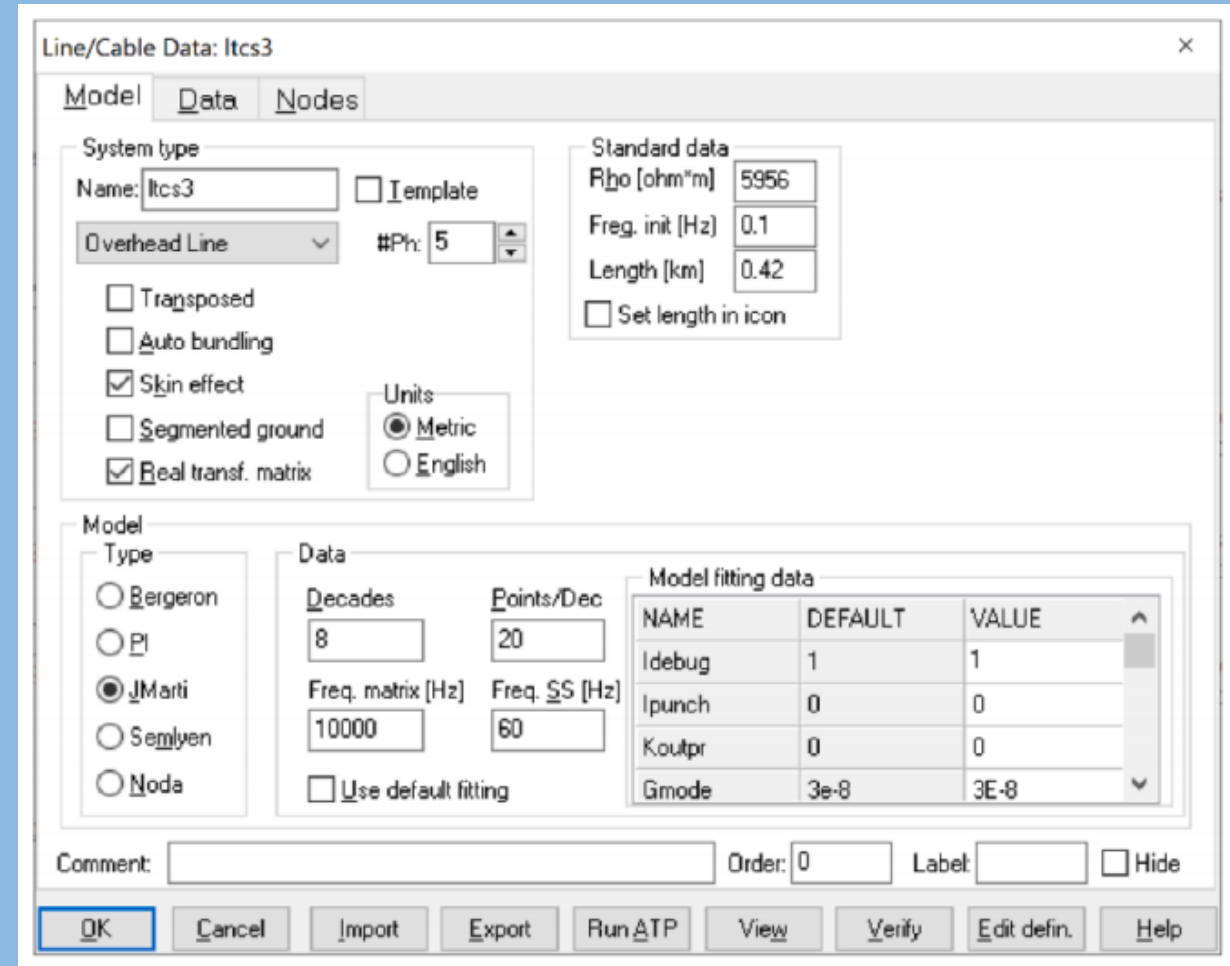
- Layout e Parâmetros

- Parâmetros:

- Para atingir esse parâmetro, o NBI convencional é diminuído em 197,2 kV, tornando-se 797,8 kV (995 kV menos 197,2 kV) como o novo limite de potencial elétrico entre os terminais da cadeia de isoladores.

4. SIMULAÇÕES

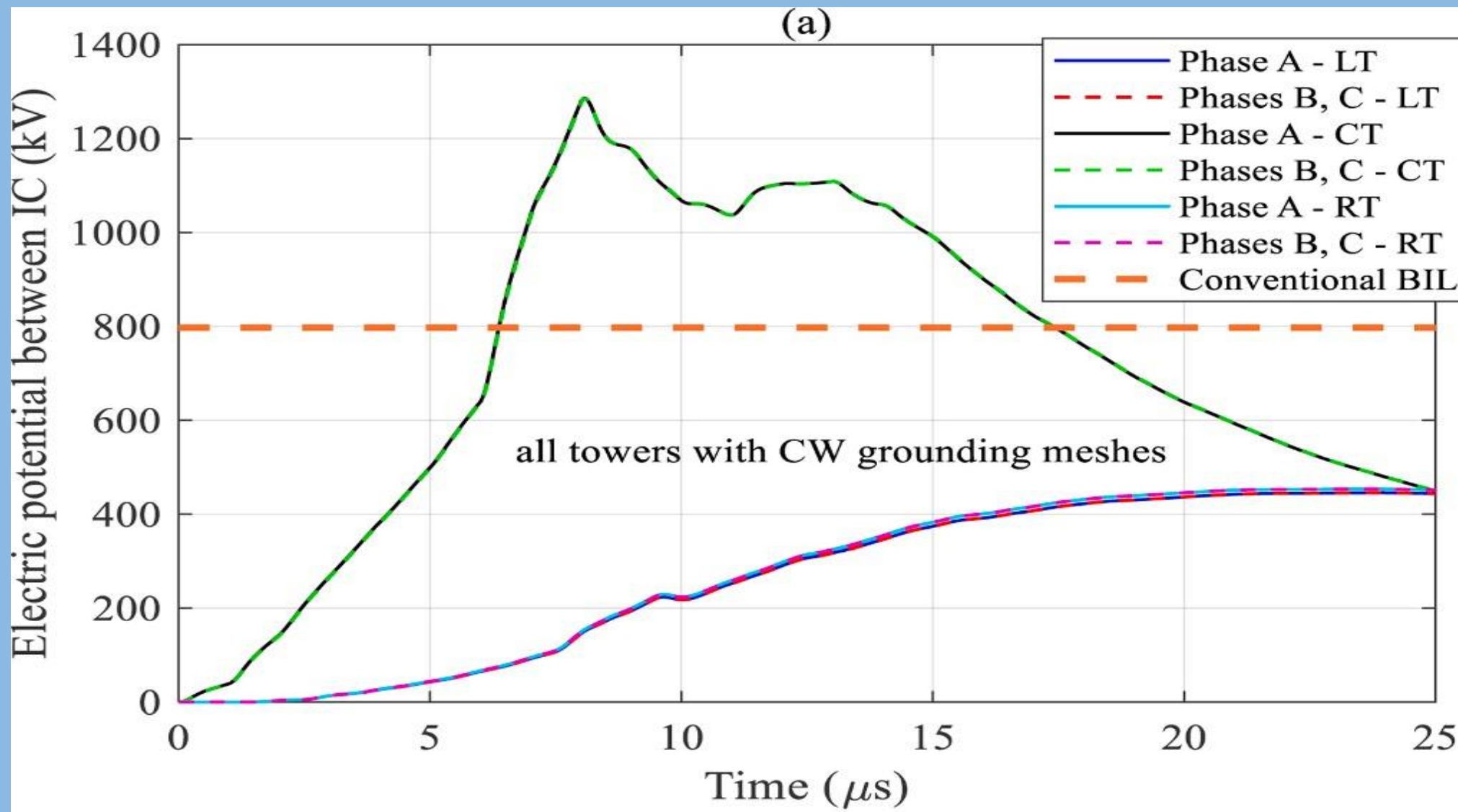
- Layout e Parâmetros
- Parâmetros



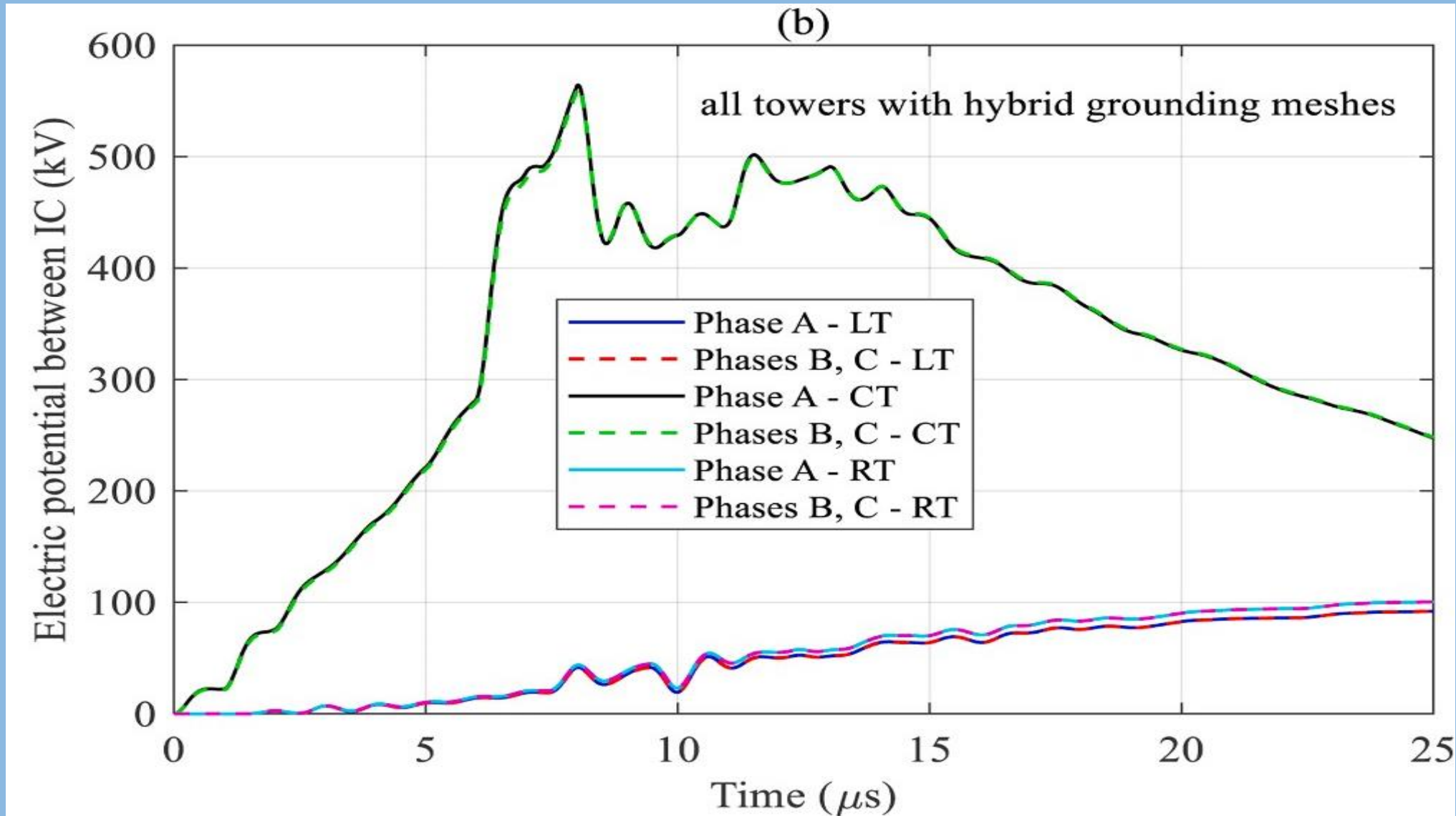
5. RESULTADOS

- As simulações com o software ATP identificam o valor máximo da corrente de descarga atmosférica (IP) que mantém o potencial elétrico entre a cadeia de isoladores (IC) abaixo do valor limite aceitável de 797,8kV. Embora os *first stroke* e os subsequentes possam ter seu *front time* modificado em função do aumento do IP, seus valores medianos deveriam ser constantes.
- Os gráficos a seguir, apresentam o potencial elétrico entre IC para as fases de cada estrutura assumindo a onda de corrente MCS_FST # 2 com valores de pico medianos.

Curvas de potencial elétrico entre os IC para as torres com a configuração (a) de aterramento com cabos de contrapeso (CW).



Curvas de potencial elétrico entre os IC para as torres com configuração (b) malha de aterramento híbrida.



CONSIDERAÇÕES

- Os valores máximos de IP das ondas de corrente de raio que não promovem back flashover nas torres são mostrados na Tabela a seguir . Os valores de potencial elétrico crítico para esta condição correspondem ao IC da fase A do TC.
- Os resultados indicam que a configuração original de aterramento, composta por CW, oferece uma proteção fraca contra raios para a ocorrência de back flashover no IC. A condição de subsequentes strokes é melhor, mas 40% da onda de corrente possível ainda pode ultrapassar o valor IP de 20 kA.
- Adicionar DVE demonstra ser eficaz para first stroke, com o IP máximo indo para 64 kA e apenas 22% da onda de corrente tende a ter valores de pico maiores, o que corresponde a uma melhora de quase 400% em relação à opção CW. Porém, o transiente subsequente stroke é menos afetado pela diminuição da impedância do impulso, com 23 kA

Maximum I_p values for direct lightning strikes at the top of CT.

Parameter	CW	Hybrid	CW + 1 UW	Hybrid + 1 UW
Maximum I_p – first stroke (kA)	28	64	33	71
Currents with greater I_p	85%	22%	75%	16%
Maximum I_p – subsequent stroke (kA)	20	23	24	27
Currents with greater I_p	40%	30%	27%	20%

- Adicionar cabo interno UW à opção CW modifica ligeiramente o desempenho do TL, notadamente para os first stroke, sendo muito pior do que o procedimento Eletrodos verticais profundos (DVE), mas é melhor para as correntes subsequentes.

Incidência de raios no meio do período de TC e RT

- A Tabela a seguir mostra que 44% das correntes de primeiro curso são capazes de manter a operação normal do TL para a configuração original, enquanto um único UW melhora esse comportamento para 48%. Instalar o DVE virtualmente anula as possibilidades de um backflashover no IC quase triplicando o valor máximo de IP.

Maximum I_P values for direct lightning strikes at mid span of CT-RT.

Parameter	CW	Hybrid	CW + 1 UW	Hybrid + 1 UW
Maximum I_P – first stroke (kA)	42	112	44	113
Currents with greater I_P	56%	2%	52%	2%
Maximum I_P – subsequent stroke (kA)	35	42	37	45
Currents with greater I_P	9%	4.6%	7.5%	3.5%

Obrigado a todos pela atenção.

Contato:

- Adelfo Braz Barnabé

a047897@g.unicamp.br, barnabe@jbengenharia.com.br

- Alexandro Santa Rosa

a232205@g.unicamp.br, santarosaalexandro@gmail.com

- Renan Henrique de Moraes Callegari

r140904@dac.unicamp.br, renan.h.callegari@gmail.com

- Ronaldo de Carvalho

r263750@g.unicamp.br, ronaldordc@gmail.com

SOBRETENSÕES EM SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA

*Artigo 6 - Impact of Frequency Dependent Soil Models
on Grounding System Performance for Direct and
Indirect Lightning Strikes*

Alunos: Joaquim de S. Lima Neto;

Wagner Costa da Silva;

Walter Luiz Manzi de Azevedo

Wilbens Saintilus

Introdução

- O artigo investiga o efeito da frequência na performance em modelos de solo sujeitos à descargas atmosféricas diretas e indiretas, por meio das elevações de potencial.
- A performance de sistemas de aterramento é afetada em altas frequências, característica presente nas descargas atmosféricas. Devido à dependência da frequência da permissividade relativa (ϵ_r) e resistividade (ρ) do solo.
- Como sistema de aterramento, são considerados um eletrodo vertical e horizontal simples em um solo homogêneo (1 camada) com um solo de estratificado (2 camadas). Assim como uma turbina eólica e seu aterramento
- Existem diversos modelos propostos na literatura que consideram o efeito da frequência, entre eles Visacro – Portela e Portela. Porém, o artigo usa as eq. de Messier por considerar o teor de umidade do solo.
- Existem diversos métodos para se calcular os potenciais Modelo Eletromagnético Híbrido (HEM), Método dos elementos finitos (FEM). O Método dos Momentos (MoM) é empregado no trabalho.

Sessão II: A - Modelo de solos dependentes da Frequência

Utilização das Eq. de Messier para modelagem do solo:

$$\varepsilon_r(f) = \frac{\varepsilon_\infty}{\varepsilon_0} \left(1 + \sqrt{\frac{1}{\pi f \varepsilon_\infty \rho_{DC}}} \right)$$

$$\rho(f) = \frac{\rho_{DC}}{1 + \sqrt{4\pi f \varepsilon_\infty \rho_{DC}}} \quad (\Omega.m)$$

$$\varepsilon_\infty = 8\varepsilon_0 \text{ (F.m)}$$

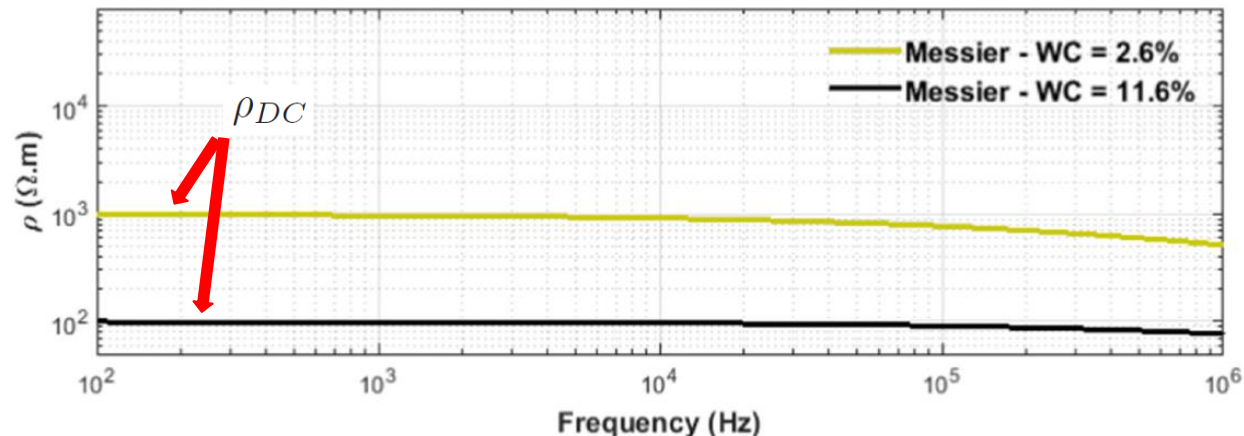
$$\rho_{DC} = \frac{1}{8 \times 10^{-3} \left(\frac{WC}{10}\right)^{1.54}} \quad (\Omega.m)$$

ρ_{DC} : Resistividade em baixas frequências

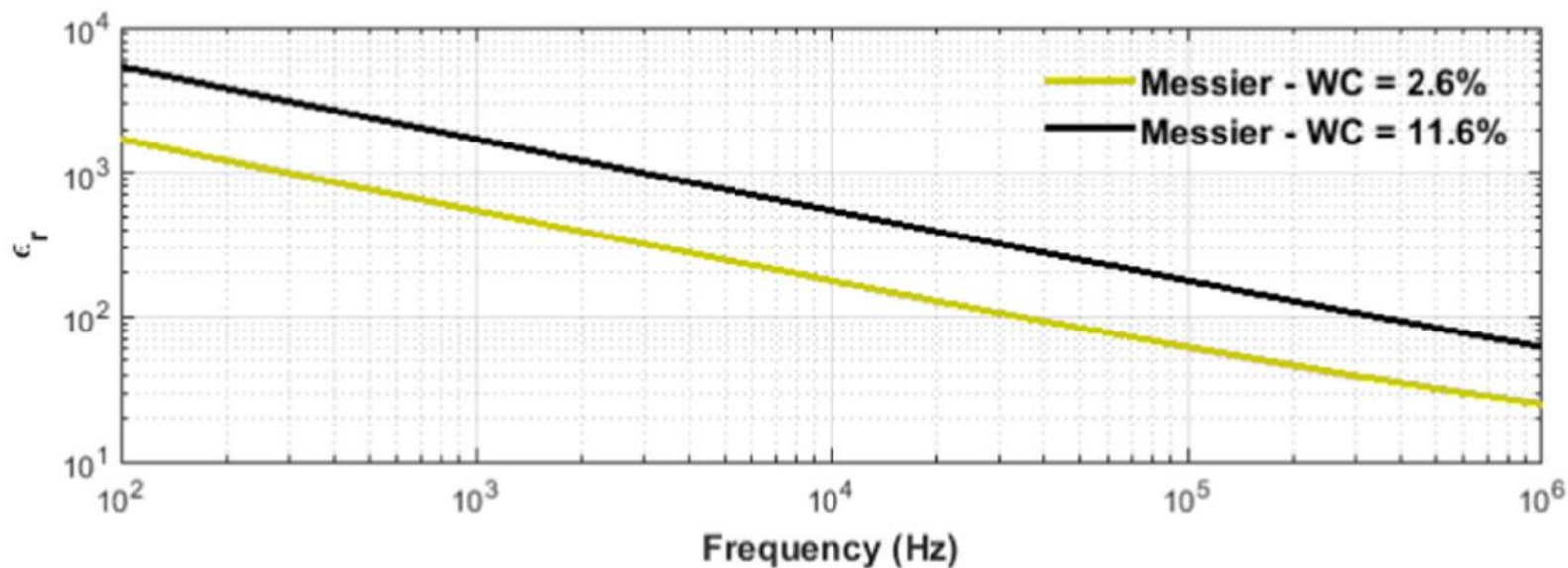
ε_0 : Permissividade do vácuo

ε_∞ : Permissividade do solo em altas frequências

WC: Porcentagem de água no solo

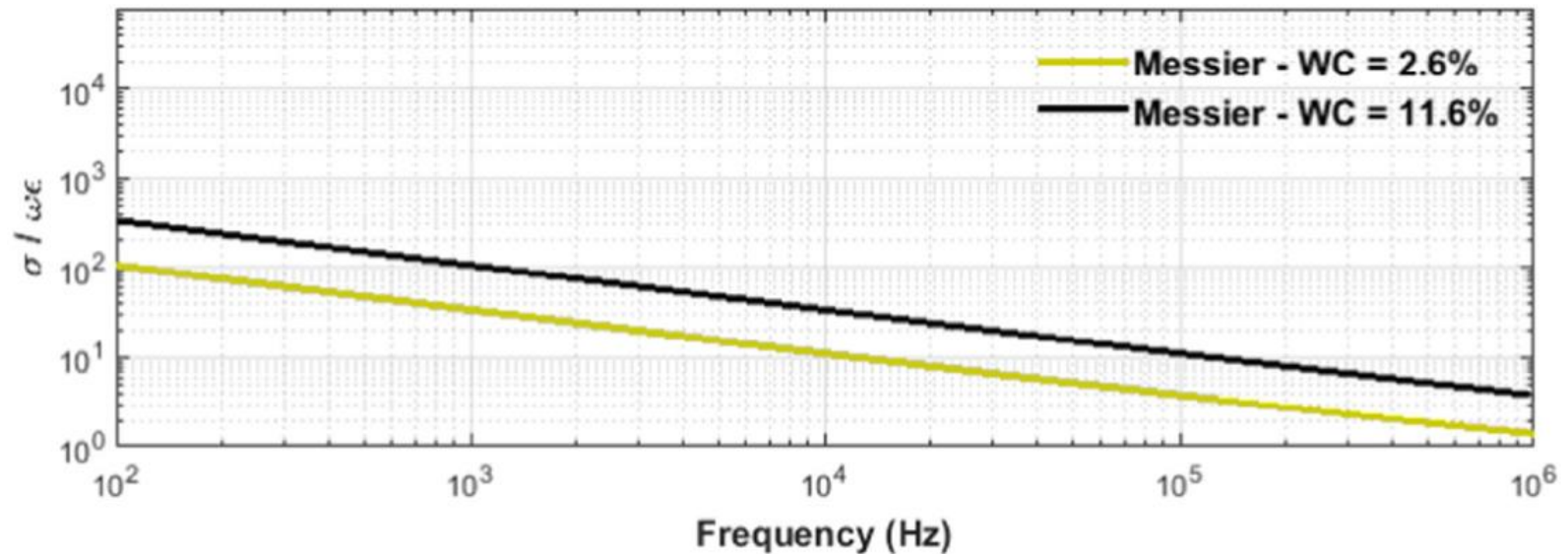


Resistividade constante em baixas frequências (100 kHz), com redução em altas (acima de 100 kHz)



Permissividade relativa ao longo da frequência

- A permissividade relativa varia consideravelmente com a frequência, diminuindo conforme a frequência aumenta.
- Conforme o conteúdo de água do solo aumenta a permissividade relativa também aumenta de 2,6 % para 11,6 % em concordância com outros trabalhos da literatura de *He et al.*



Relação entre as densidades de corrente de condução e deslocamento com a frequência

- A corrente de condução é maior que a corrente de deslocamento, mas essa diferença diminui conforme a frequência aumenta.
- A permissividade do solo deve ser considerada na modelagem de aterramento, principalmente se forem consideradas descargas atmosféricas que possuem um grande espectro de frequência.

B – Método dos Momentos para Meios Estratificados

- A solução numérica dos campos eletromagnéticos e correntes induzidas foi feita por meio do software CDEGS (Current Distribution, Electromagnetic Fields, Grounding and Soil Structure Analysis)
- O software resolve a equação integral do campo elétrico (EFIE) no domínio da frequência por meio do Método dos Momentos (MoM)

EFIE

$$LJ/\tan - Z_s(\omega) J = 0$$

$$\mathcal{L}J(\mathbf{r}') = \int_{\Omega'} \bar{\bar{G}}_{\Pi}(\mathbf{r}, \mathbf{r}') \cdot J(\mathbf{r}') d\mathbf{r}' - \frac{1}{\gamma_m^2} \nabla \int_{\Omega'} [\nabla \cdot \bar{\bar{G}}_{\Pi}] \cdot J(\mathbf{r}') d\mathbf{r}'$$

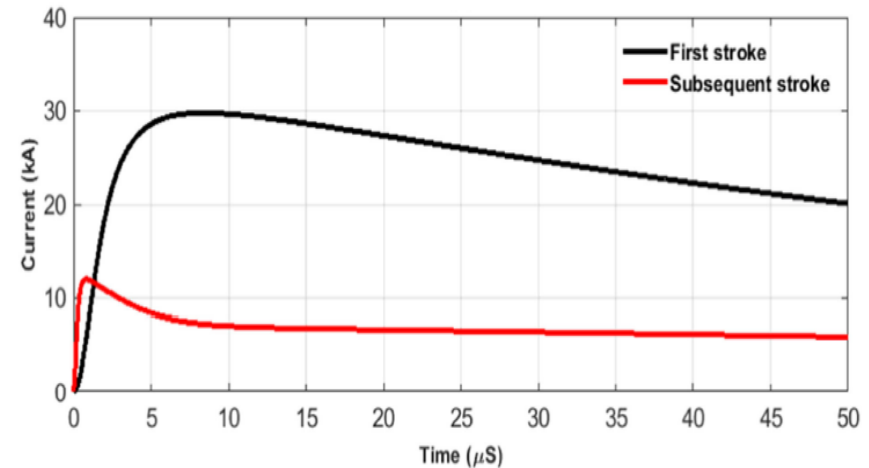
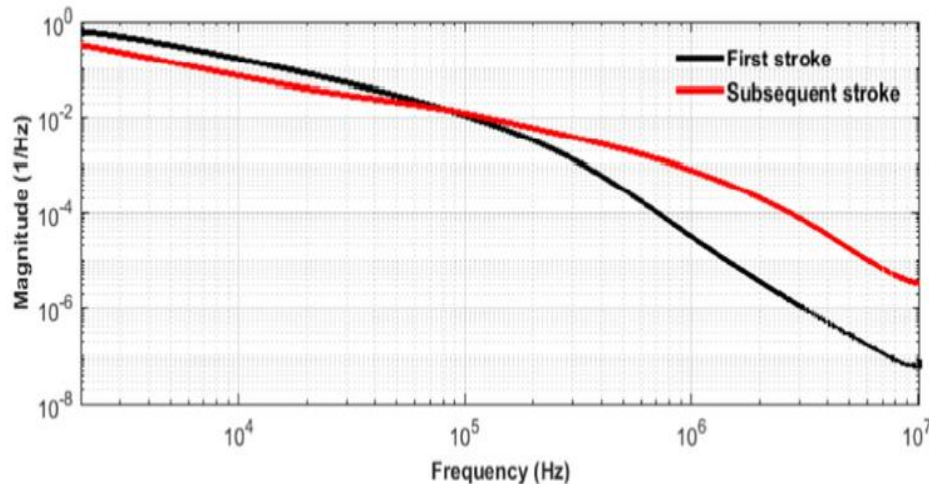
- Para resolver EFIE, o condutor ou superfície metálica são subdivididos em segmentos de linha ou quadriláteros planos, sendo as densidades de corrente induzidas em toda a superfície estudada calculadas por uma equação matricial do MoM.
- Uma vez obtidas as densidades de corrente induzidas, a elevação de potencial do aterramento (GPR) é calculada por meio do potencial escalar do EFIE.

C – Forma de Onda da Corrente Injetada

- A soma de duas funções de Heidler foi utilizada para expressar a forma de onda da descarga atmosférica;
- As características da primeira descarga de retorno e da descarga de retorno subsequente são representadas na tabela e nas figuras abaixo:

TABLE I
PARAMETERS OF HEIDLER'S FUNCTIONS USED TO REPRODUCE THE
CHANNEL-BASE CURRENT WAVE-SHAPE

Parameter	A (kA)	τ_{11} (μ s)	τ_{12} (μ s)	n_1	B (kA)	τ_{21} (μ s)	τ_{22} (μ s)	n_2
First stroke	28	1.8	95	2	-	-	-	-
Subsequent stroke	10.7	0.25	2.5	2	6.5	2	230	2

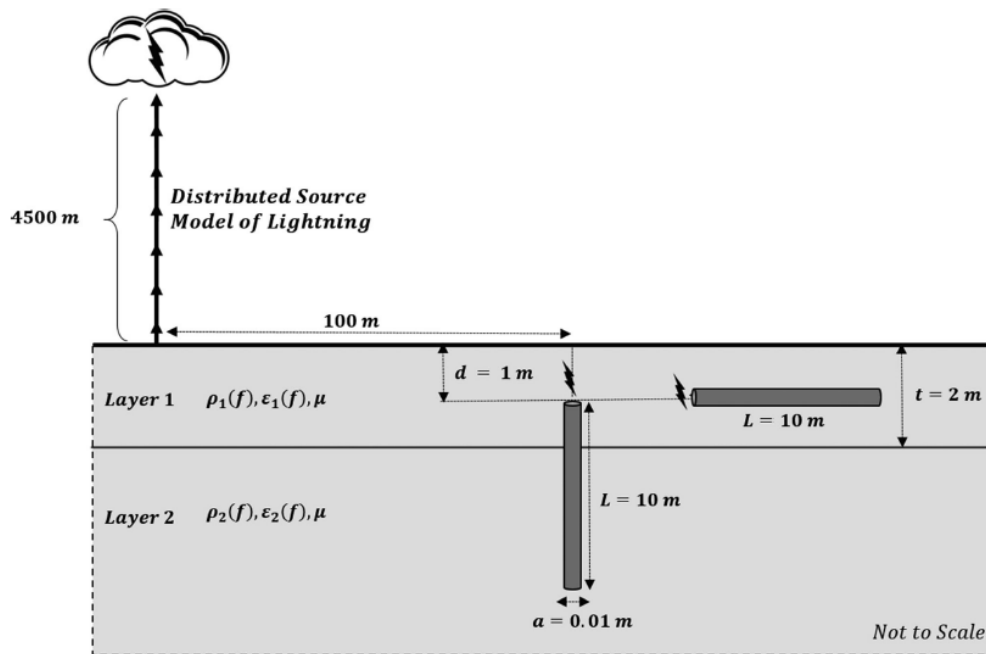


C – Forma de Onda da Corrente Injetada

- Para as descargas atmosféricas indiretas, o canal de condução foi modelado por uma antena monopolo acima da interface solo-ar;
- Esse modelo permitiu a integração dos modelos de Return Stroke Channel (RSC) na formulação da equação integral do campo elétrico (EFIE);
- Os solos com mais de uma camada foram implementados por integrais de Sommerfeld;
- A velocidade de propagação da onda de corrente ao longo do canal de descarga foi implementada por uma mudança de fase apropriada entre as fontes de corrente consecutivas.

III – RESULTADOS NUMÉRICOS

A) Descarga Direta em Arranjo de Eletrodo Simples

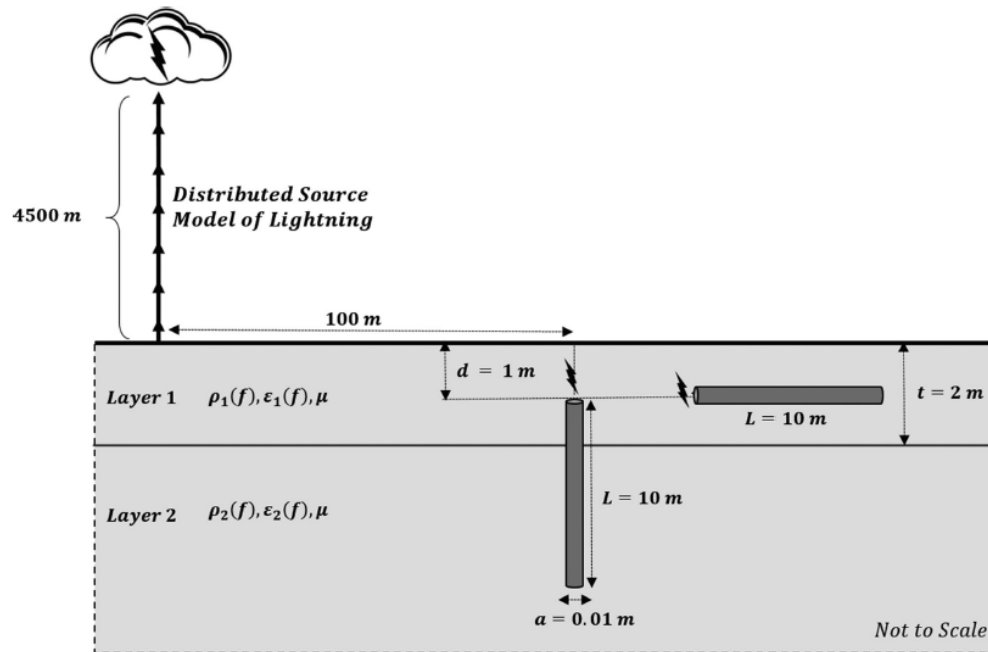


- Nesta seção foram analisados Z e o GPR para eletrodos horizontal e vertical;
- Somente a corrente de retorno subsequente foi utilizada;
- Oito casos foram estudados para cada eletrodo, a saber:

- 1) Solo homogêneo, parâmetros constantes, $\rho = 1000 \Omega.m$, $\epsilon_r = 5$;
- 2) Solo homogêneo, parâmetros constantes, $\rho = 100 \Omega.m$, $\epsilon_r = 5$;
- 3) Solo homogêneo, parâmetros dependentes de f , $\rho_{dc} = 1000 \Omega.m$, $WC = 2,6\%$;
- 4) Solo homogêneo, parâmetros dependentes de f , $\rho_{dc} = 100 \Omega.m$, $WC = 11,6\%$;

III – RESULTADOS NUMÉRICOS

A) Descarga Direta em Arranjo de Eletrodo Simples

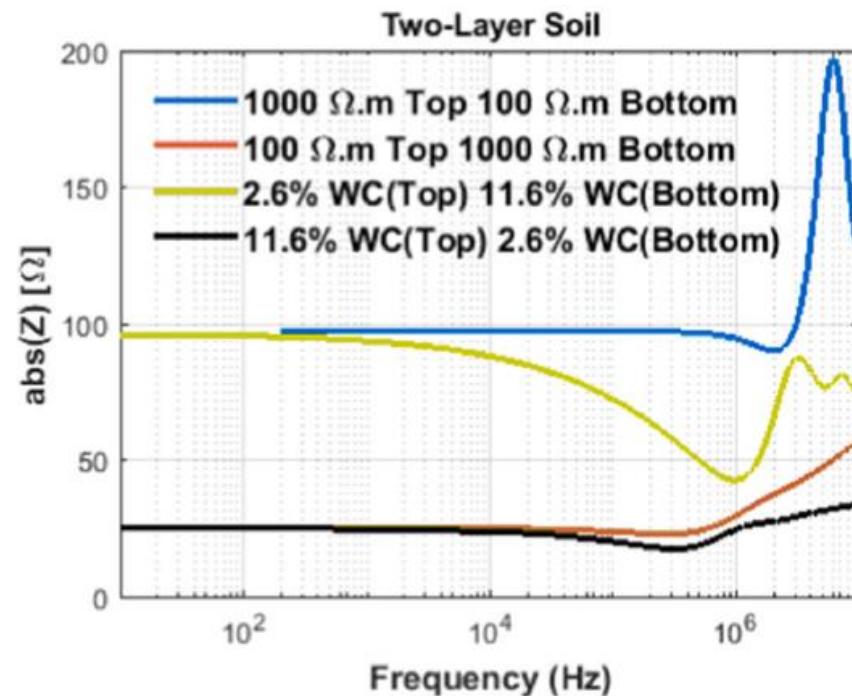
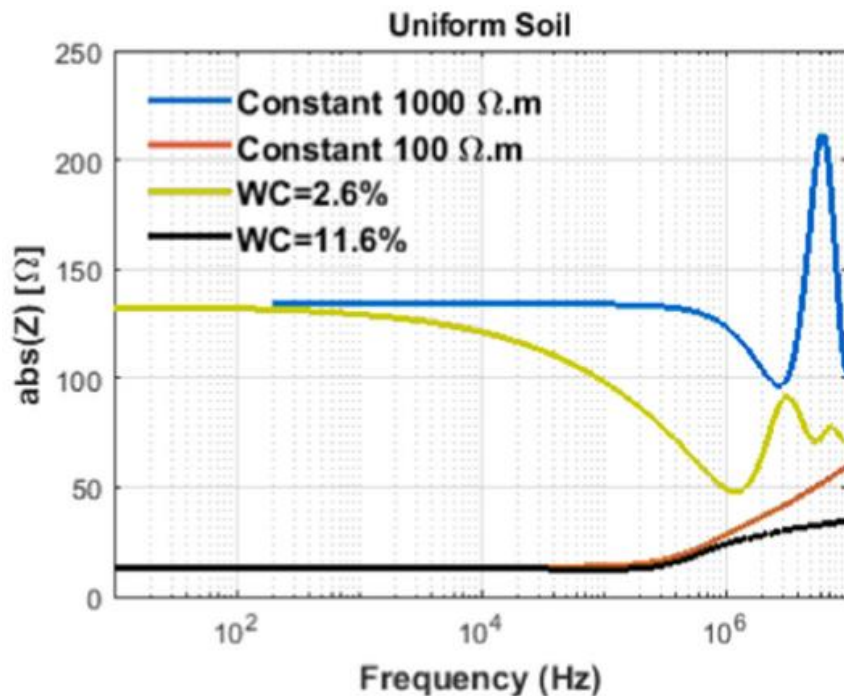


- Nesta seção foram analisados Z e o GPR para eletrodos horizontal e vertical;
- Somente a corrente de retorno subsequente foi utilizada;
- Oito casos foram estudados para cada eletrodo, a saber:

- 1) Solo heterogêneo, parâmetros constantes, $\rho_1 = 1000 \Omega.m$, $\rho_2 = 100 \Omega.m$, $\epsilon_r = 5$;
- 2) Solo heterogêneo, parâmetros constantes, $\rho_1 = 100 \Omega.m$, $\rho_2 = 1000 \Omega.m$, $\epsilon_r = 5$;
- 3) Solo heterogêneo, parâmetros dependentes de f , $WC1 = 2,6\%$, $WC2 = 11,6\%$;
- 4) Solo heterogêneo, parâmetros dependentes de f , $WC1 = 11,6\%$, $WC2 = 2,6\%$;

III – RESULTADOS NUMÉRICOS

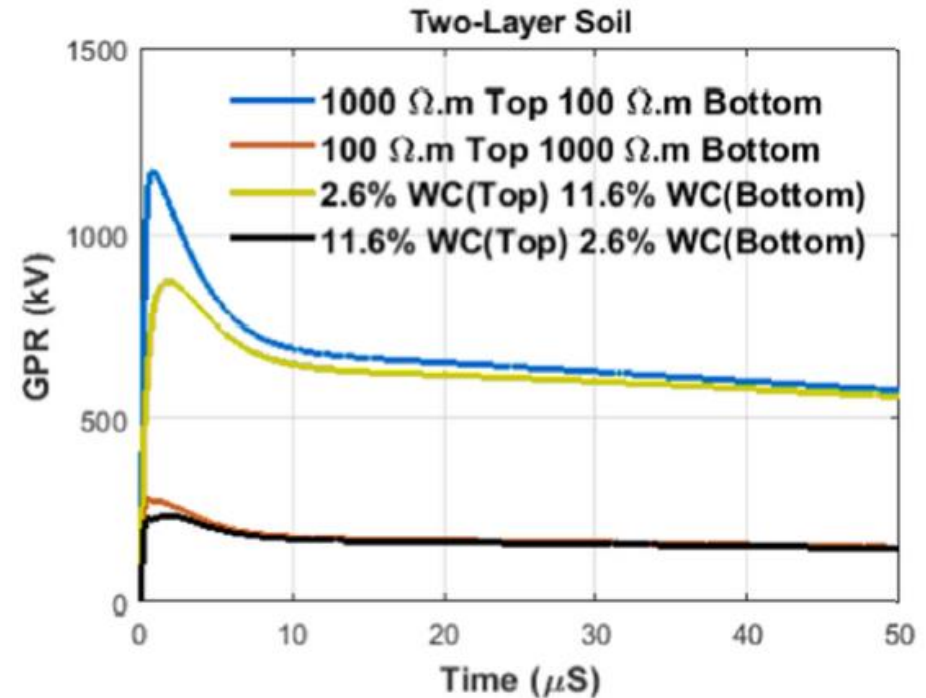
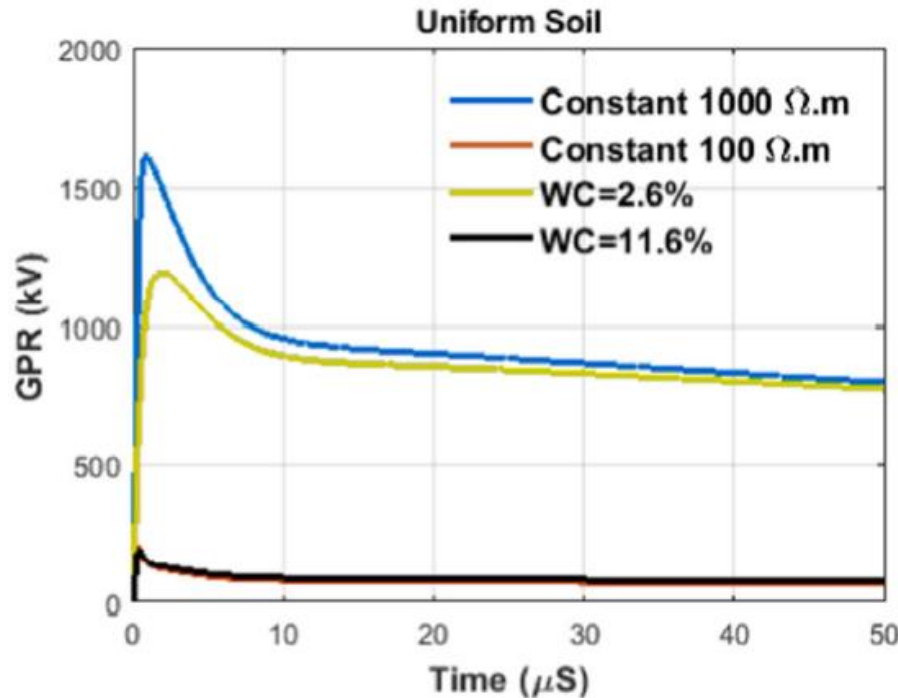
A) Descarga Direta no Eletrodo Horizontal



- Conforme discutido na parte II, as diferenças entre os modelos de parâmetros constante e dependentes de f são mais notadas para as altas frequências;
- Esses resultados mostram a importância de se levar em consideração a quantidade de água no solo estudado, pois a presença de água reduz significativamente a impedância de aterramento em todas as frequências.

III – RESULTADOS NUMÉRICOS

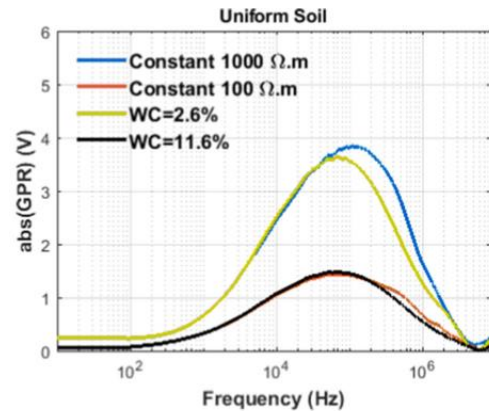
A) Descarga Direta no Eletrodo Horizontal



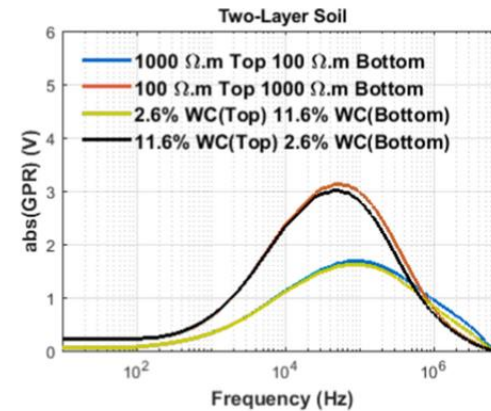
- O GPR máximo de solos homogêneos com parâmetro dependente da frequência (Messier) foi 26,2% menor do que o GPR assumindo parâmetros constantes, considerando $\rho_{dc} = 1000 \Omega\cdot\text{m}$.
- O GPR máximo de solos de duas camadas com parâmetro dependente da frequência (Messier) foi 25% menor do que o GPR assumindo parâmetros constantes, considerando $\rho_{dc1} = 1000 \Omega\cdot\text{m}$ e $\rho_{dc2} = 100 \Omega\cdot\text{m}$.

III – RESULTADOS NUMÉRICOS

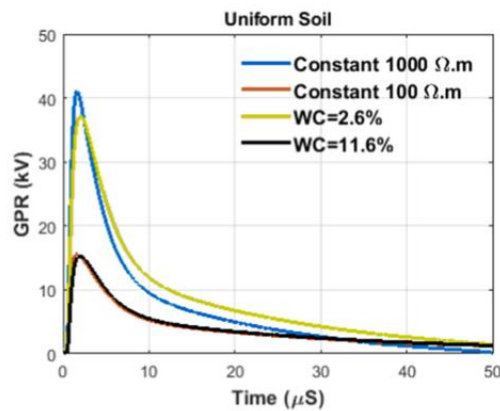
B) Descarga Indireta no Eletrodo Vertical



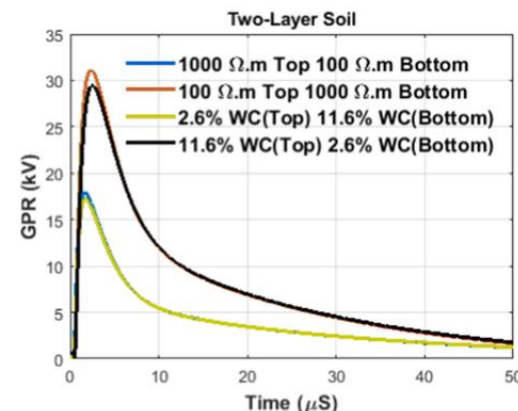
(a)



(b)



(c)



(d)

III – RESULTADOS NUMÉRICOS

B) Descarga Indireta no Eletrodo Vertical

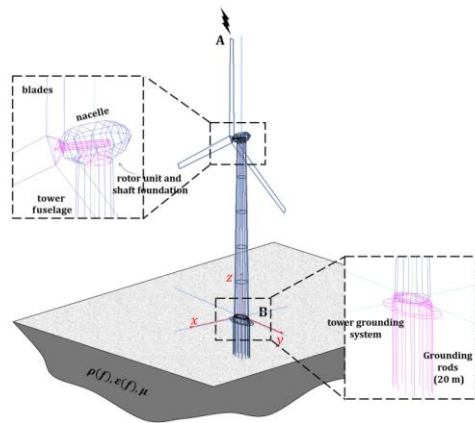
TABLE IV

IMPACT OF THE FREQUENCY DEPENDENCE OF THE SOIL PARAMETERS ON THE PEAK GPR OF THE BURIED VERTICAL ELECTRODE INDUCED BY THE INDIRECT EFFECTS OF LIGHTNING

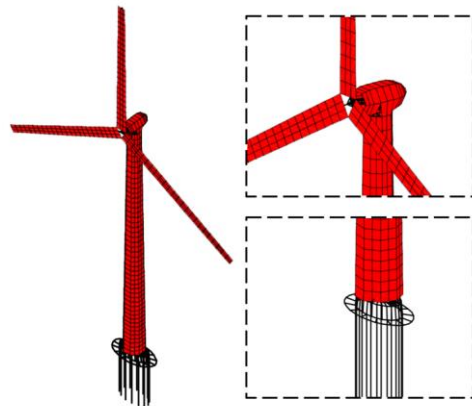
Soil Type	Soil Model	ρ_{DC} ($\Omega.m$)	Max. GPR (kV)	Reduction (%)
Uniform	Constant	1000	41.1	-
	Constant	100	15.6	-
	Messier	1000	37.2	9.5
	Messier	100	15.3	1.9
Two-Layer	Constant	(1000,100)	18	-
	Constant	(100,1000)	31.1	-
	Messier	(1000,100)	17.3	3.9
	Messier	(100,1000)	29.5	5.1

III – RESULTADOS NUMÉRICOS

C) TURBINA EÓLICA



(a)

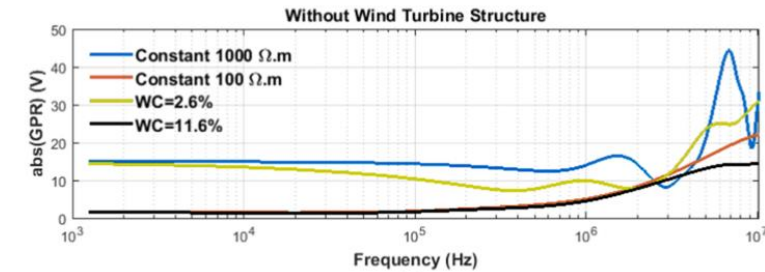


(b)

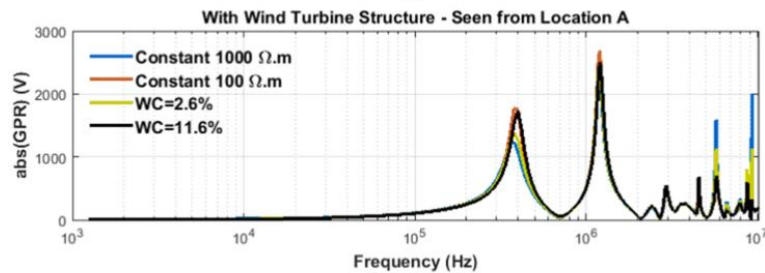
- 1) Case 1: homogenous soil with constant electrical parameters ($\rho = 1000 \Omega.m$, and $\epsilon_r = 10$);
- 2) Case 2: homogenous soil with constant electrical parameters ($\rho = 100 \Omega.m$, and $\epsilon_r = 10$);
- 3) Case 3: homogeneous soil with 2.6% water content, corresponding to the Messier model with a dc resistivity of $1000 \Omega.m$;
- 4) Case 4: homogeneous soil with 11.6% water content, corresponding to the Messier model with a dc resistivity of $100 \Omega.m$.

III – RESULTADOS NUMÉRICOS

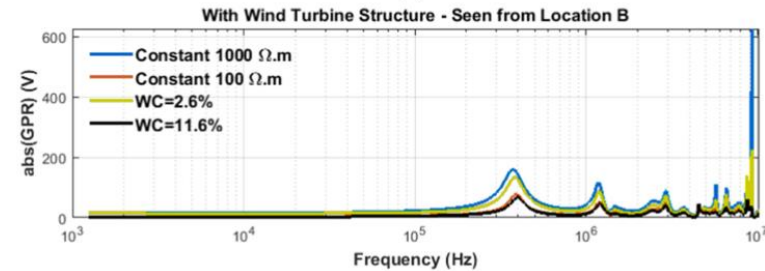
C) TURBINA EÓLICA



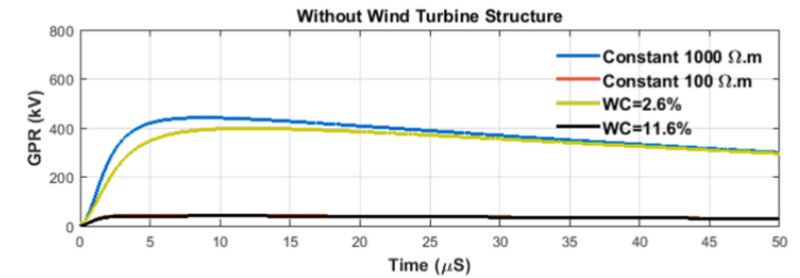
(a)



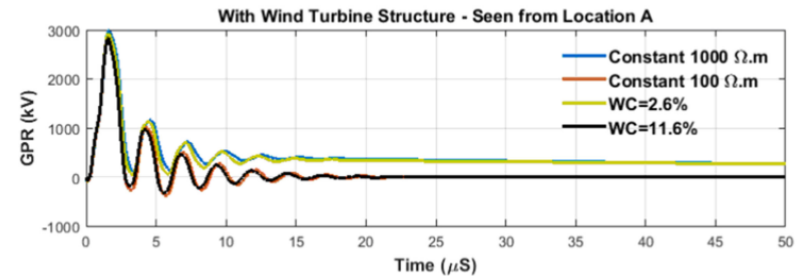
(b)



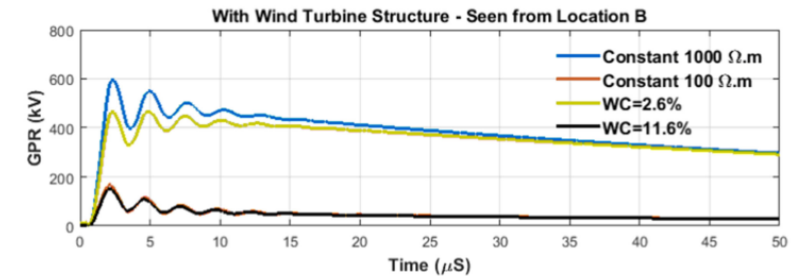
(c)



(a)



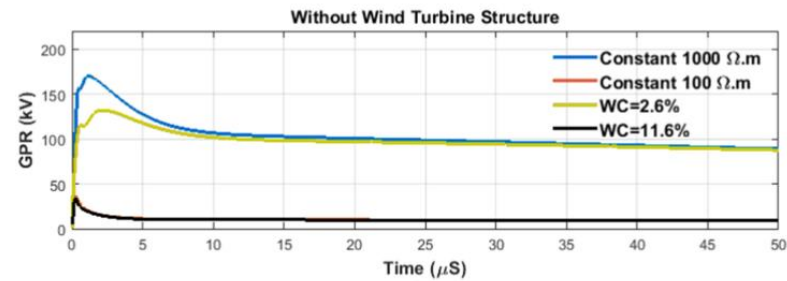
(b)



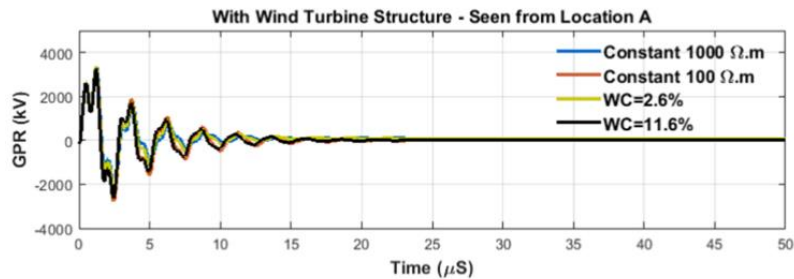
(c)

III – RESULTADOS NUMÉRICOS

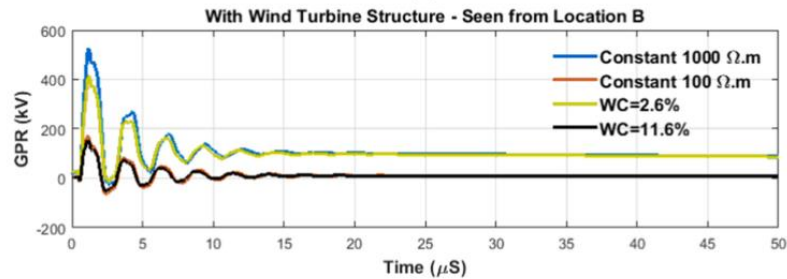
C) TURBINA EÓLICA



(a)



(b)



(c)

CONCLUSÃO

- Importância dos parâmetros do solo variantes com a frequência;
- Dependência da resistividade do solo;
- Custo do sistema do aterramento;
- Modelagem com modelos eletromagnéticos;
- Diferença na utilização da representação da torre completa e ponto de observação;
- Abordagem diferente para descargas diretas e indiretas;

CONCLUSÃO

Application	Range of soil resistivity (Ωm)	Relevance	Recommendation
Grounding electrodes	Less than 300	Not relevant	Ignore
	300-700	Relevant	Recommended
	Above 700	Very relevant	Mandatory
Transmission lines	Less than 300	Not relevant	Ignore
	300-700	Relevant	Recommended
	Above 700	Very relevant	Mandatory
Induced voltages	Less than 2500	Not relevant	Ignore
	2500 and above	Relevant	Recommended

Referência TB781 CIGRE.