



## **Grupo de Estudo de Desempenho de Sistemas Elétricos-GDS**

### **Avaliação do desempenho frente a descargas atmosféricas de linhas aéreas de 69 e 138 kV construídas em solos de alta resistividade e considerando as tensões induzidas**

**WALLACE DO COUTO BOAVENTURA(1); JOSÉ OSVALDO SALDANHA PAULINO(2); CELIO FONSECA BARBOSA(3); IVAN JOSÉ DA SILVA LOPES(4); MAURISSONE FERREIRA GUIMARÃES(5); EDUARDO NOHME CARDOSO(6); UFMG(1); UFMG(2); UFMG(3); UFMG(4); Cemig D(5); UFMG(6);**

#### RESUMO

O artigo analisa o desempenho de linhas aéreas de transmissão de 69 e 138 kV frente a descargas atmosféricas, incluindo as tensões induzidas por descargas indiretas. A análise considera solos de elevado valor de resistividade e mostra que o número de interrupções devido às tensões induzidas é significativo para linhas de 69 kV e 138 kV, desde que a resistividade do solo seja superior a  $1000 \Omega \cdot m$  e  $5000 \Omega \cdot m$ , respectivamente. O artigo também mostra que o desempenho calculado apresenta boa correlação com o desempenho observado em campo.

#### PALAVRAS-CHAVE

Linha de transmissão, Descarga atmosférica, Tensão induzida, Resistividade do solo

#### 1.0 - INTRODUÇÃO

Estudos realizados em Minas Gerais indicam que quase 70% dos desligamentos não programados em linhas aéreas de transmissão são provocados pelas descargas atmosféricas e, em geral, as linhas mais afetadas são as de 69 e 138 kV [1]. O cálculo do desempenho das linhas de transmissão usualmente não considera a influência das tensões induzidas devido a descargas que incidem nas proximidades da linha, mas apenas as descargas que atingem diretamente a linha.

Medições realizadas em Minas Gerais indicam que os solos apresentam valores elevados de resistividade, com mediana de  $1700 \Omega \cdot m$  e média de  $2400 \Omega \cdot m$ , atingindo em algumas regiões valores acima de  $10.000 \Omega \cdot m$ , conforme mostrado na Figura 1 [2]. Motivados por esses elevados valores de resistividade do solo, foram desenvolvidos alguns trabalhos que propuseram metodologias inéditas para o cálculo das tensões induzidas em linhas construídas em solos de resistividade acima de  $1000 \Omega \cdot m$ . Os autores apresentaram uma metodologia que permite o cálculo das tensões induzidas considerando solos de até  $10.000 \Omega \cdot m$  e linhas de até 15 m de altura [3]. Neste trabalho, os resultados são estendidos para linhas de até 35 m de altura.

Este artigo é organizado da seguinte forma. Inicialmente a Seção 2 apresenta a fórmula para cálculo dos valores de pico das tensões induzidas e sua validação para linhas de altura até 35 m. A Seção 3 apresenta a metodologia para cálculo das tensões induzidas em linhas com um dos cabos multiaterrado. A Seção 4 apresenta resultados para o desempenho de linhas de 69 e 138 kV, considerando o efeito das tensões induzidas por descargas que incidem nas proximidades das linhas. A Seção 5 apresenta uma comparação entre o número de interrupções por descargas diretas e por descargas indiretas, considerando o efeito da resistividade do solo e do valor da resistência de aterramento do cabo para-raios. Finalmente, são apresentadas as principais conclusões do artigo.

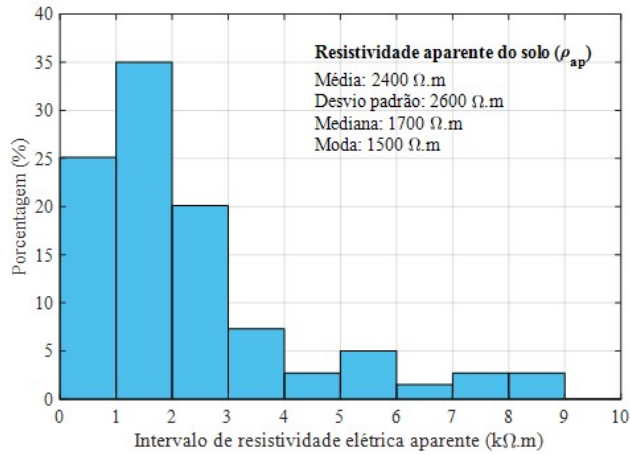


FIGURA 1 – Distribuição estatística da resistividade aparente do solo de Minas Gerais, adaptado de [2].

## 2.0 - VALIDAÇÃO DA FÓRMULA PARA CÁLCULO DO VALOR DE PICO DAS TENSÕES INDUZIDAS

Como a simulação do desempenho de linhas pelo Método de Monte Carlo requer a simulação da incidência de centenas de milhares de descargas para cada caso estudado, torna-se bastante conveniente calcular apenas o valor de pico da tensão induzida, ao invés de calcular a sua forma de onda completa. Esta abordagem permite uma redução drástica nos recursos computacionais necessários para as simulações, possibilitando que as mesmas sejam realizadas em curto espaço de tempo e utilizando recursos computacionais ordinários. Em [4] é apresentada e validada uma fórmula para o cálculo do valor de pico de tensões induzidas em linhas aéreas, considerando as seguintes faixas de parâmetros de entrada: resistividade do solo ( $\rho$ ): 0 a 1.000  $\Omega \cdot m$ ; velocidade da descarga de retorno ( $v$ ): 30 m/ $\mu s \leq v \leq 150$  m/ $\mu s$ ; tempo de frente da corrente da descarga ( $T$ ): 1  $\mu s \leq T \leq 12$   $\mu s$ ; altura da linha ( $h$ ): 5 a 10 m.

Na Referência [5] os autores mostraram que a utilização de uma corrente de descarga com tempo de frente de onda igual a  $T = 5,63$   $\mu s$  (valor da mediana do tempo de frente) e com uma velocidade de propagação  $v = 120$  m/ $\mu s$  permite o cálculo do desempenho de linhas aéreas de forma eficiente, levando a resultados praticamente iguais aos obtidos quando se utiliza as distribuições probabilísticas destes parâmetros conforme o Guia IEEE Std. 1410 [6]. Utilizando estes parâmetros, em [3] a validade da fórmula de valor de pico foi estendida para solos de valor de resistividade de até 10 k $\Omega \cdot m$ , linhas de 5 a 15 m de altura.

Visando aplicar essa fórmula às linhas de transmissão de 69 e 138 kV, essa seção apresenta a validação da mesma para linhas de 20, 25, 30 e 35 m de altura. Essa validação é feita através da comparação dos valores calculados pela fórmula com aqueles calculados pelo programa computacional TIDA [7], de maneira análoga ao realizado em [3]. O valor de pico da tensão induzida é calculado no ponto da linha mais próximo do ponto de incidência da descarga, considerando que o maior valor de tensão induzida ocorre neste ponto, considerando que a linha está casada nas duas extremidades.

O valor de pico da tensão induzida,  $V_P$ , é dado pela expressão (1):

$$V_P = k [V_R + V_S + V_{HRS}] , \quad (1)$$

onde  $V_R$  é a parcela que considera um solo ideal e que foi proposta por Rusck [8], enquanto a segunda parcela  $V_S$  foi proposta pelos autores [4] de modo a computar os efeitos da resistividade finita dos solos reais para solos de valor de resistividade até 1000  $\Omega m$ . Uma Terceira parcela,  $V_{HRS}$ , também proposta pelos autores [3] permite estender a validade da fórmula para solos de valor de resistividade de até 10 k $\Omega \cdot m$ . As três parcelas da expressão para o cálculo das tensões induzidas são:

$$V_R = 0.0568 I_0 h \ln \left\{ \frac{1 + \left( \sqrt{1 + \theta^2} + \theta \right)^2}{1 + \left( \sqrt{1 + \theta^2} - \theta \right)^2} \right\} , \quad (2)$$

$$V_S = 1.28 I_0 \sqrt{\frac{\rho}{y}} ; \quad (3)$$

$$V_{HRS} = \frac{18 I_0 \rho}{\pi y (y + 36)} \quad (4)$$

onde  $k = 0,94$ ;  $\theta = 337,8 / y$ ;  $I_0$  é o valor de pico da corrente de descarga,  $h$  é a altura da linha,  $\rho$  é o valor da resistividade do solo,  $y$  é a menor distância entre a linha e o ponto de incidência da descarga. O fator  $k = 0,94$  é necessário para compensar as defasagens existentes entre as três componentes da tensão induzida ( $V_R$ ,  $V_S$  e  $V_{HRS}$ ), como discutido em [4].

A diferença percentual entre os resultados obtidos é dada por:

$$\text{Diferença (\%)} = \frac{V_{TIDA} - V_{Fórmula}}{V_{TIDA}} \cdot 100. \quad (5)$$

As Figuras 2 e 3 mostram as diferenças entre os valores de pico das tensões induzidas calculados com o programa TIDA e a fórmula proposta para linhas de alturas iguais a 20, 25 30 e 35 m.

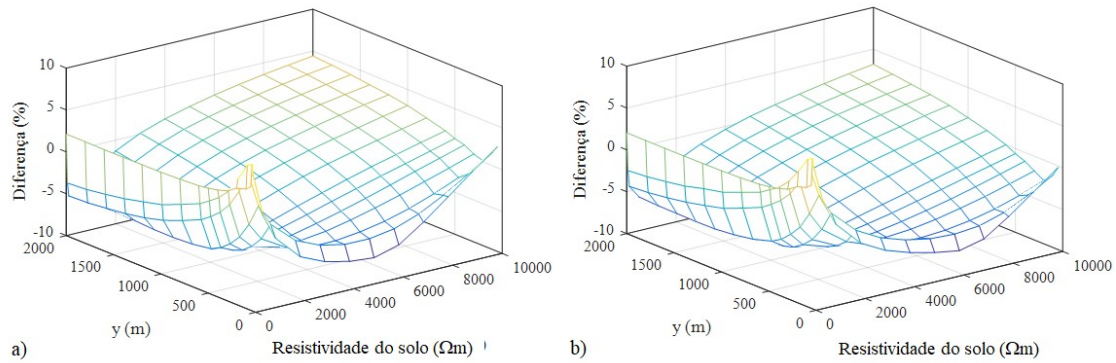


FIGURA 2 – Avaliação do erro na tensão induzida  $V_P$  calculada com (1), para  $\epsilon_r = 10$ ,  $0 \leq \rho \leq 10 \text{ k}\Omega\cdot\text{m}$ ,  $T = 5.63 \mu\text{s}$ ,  $v = 120 \text{ m}/\mu\text{s}$ ,  $50 \leq y \leq 2000 \text{ m}$ . (a)  $h = 20 \text{ m}$ ; (b)  $h = 25 \text{ m}$ .

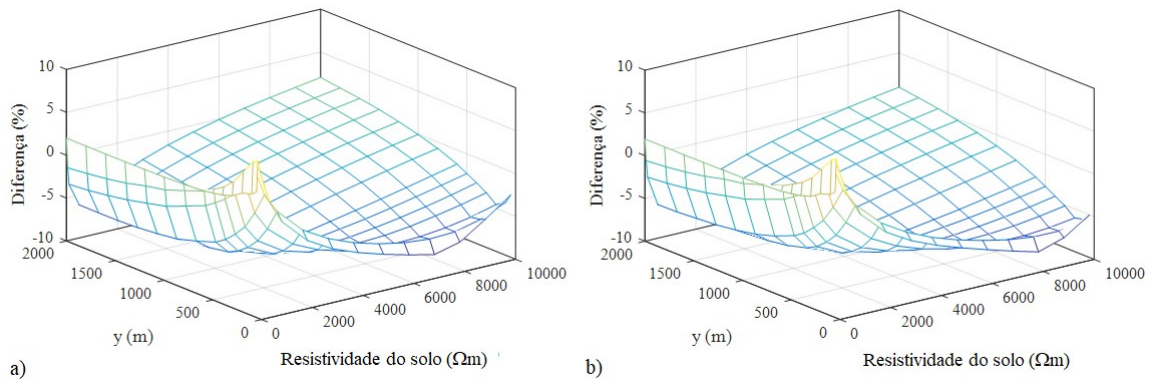


FIGURA 3 – Avaliação do erro na tensão induzida  $V_P$  calculada com (1), para  $\epsilon_r = 10$ ,  $0 \leq \rho \leq 10 \text{ k}\Omega\cdot\text{m}$ ,  $T = 5.63 \mu\text{s}$ ,  $v = 120 \text{ m}/\mu\text{s}$ ,  $50 \leq y \leq 2000 \text{ m}$ . (a)  $h = 30 \text{ m}$ ; (b)  $h = 35 \text{ m}$ .

Para a faixa de variação dos parâmetros considerada, as diferenças máximas e médias entre os valores calculados com o programa TIDA e a fórmula proposta são mostradas na Tabela 1.

Tabela 1 – Diferenças máximas e médias entre os valores de pico das tensões induzidas calculados com o Programa TIDA e com a fórmula (1).

Altura da linha (m)	Diferenças máximas (%)	Diferenças médias (%)
20	-7,23	-0,95
25	7,86	-1,69
30	8,21	2,21
35	8,47	-2,55

### 3.0 - EFEITO DE UM CABO MULTIATERRADO NOS VALORES DAS TENSÕES INDUZIDAS POR DESCARGAS LATERAIS

Conforme mostrado em [9], para distâncias relativamente grandes ( $d \geq 200$  m) entre pontos de aterramento, as reflexões das ondas nos aterramentos adjacentes não interferem de forma significativa nos valores das tensões induzidas em uma estrutura aterrada. Portanto, é necessário computar apenas o efeito do ponto de aterramento próximo do ponto onde se deseja calcular as tensões induzidas. A Figura 4 mostra as tensões relevantes para o desempenho da linha.

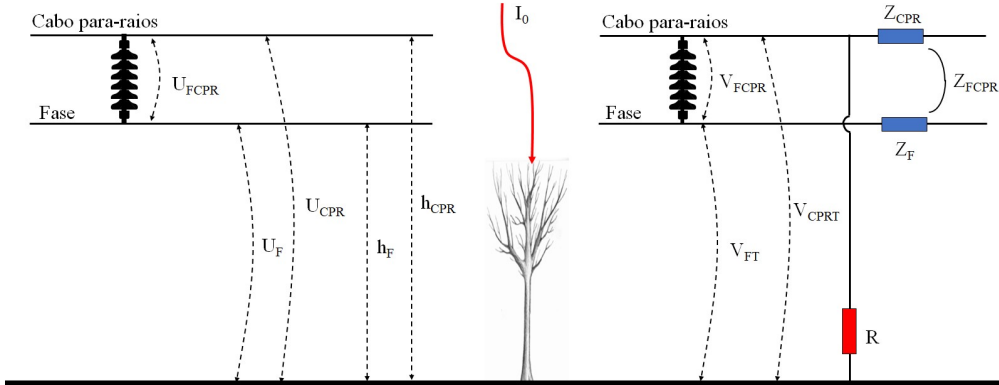


FIGURA 4 – Arranjos para o cálculo das tensões induzidas em uma linha de dois fios. (a) linha de dois fios sem pontos de aterramento; (b) linha de dois fios com um deles aterrado.

As fórmulas resultantes são mostradas a seguir [9]:

$$V_{CPRT} = U_{CPR} \frac{2R}{(Z_{CPR} + 2R)}, \quad (6)$$

$$V_{FT} = U_F - U_{CPR} \frac{Z_{FCPR}}{(Z_{CPR} + 2R)}, \quad (7)$$

$$V_{FCPR} = V_{FT} - V_{CPRT}, \quad (8)$$

onde  $U_F$  e  $U_{CPR}$  são os valores de pico (em relação à terra) das tensões induzidas na fase e no cabo para-raios respectivamente, calculadas com a expressão (1). Já,  $V_{CPRT}$ ,  $V_{FT}$ , e  $V_{FCPR}$  são os valores de pico das tensões induzidas do cabo para-raios para a terra, da fase para a terra e da fase para o cabo para-raios respectivamente. Estas expressões consideram os efeitos do cabo aterrado com uma resistência de aterramento igual a  $R$  levando em consideração o acoplamento eletromagnético entre os cabos. A impedância de surto própria do cabo para-raios ( $Z_{CPR}$ ) e a impedância mútua de surto entre a fase e o cabo para-raios ( $Z_{FCPR}$ ) são dadas por [10]:

$$Z_{CP} = 60 \ln \left( \frac{2h_{CPR}}{r} \right), \quad (9)$$

$$Z_{FCPR} = 60 \ln \left( \frac{h_F + h_{CPR}}{|h_F - h_{CPR}|} \right), \quad (10)$$

onde  $h_{CPR}$  and  $h_F$  são as alturas do cabo para-raios e da fase respectivamente e  $r$  é o raio do cabo para-raios. Por simplicidade, a expressão (9) considera que a fase e o cabo multiaterrado estão alinhados no mesmo plano vertical. Como mostrado em [11], a metodologia descrita pode ser aplicada a uma linha trifásica de quatro condutores: três fases e um cabo multiaterrado (cabo para-raios).

### 4.0 - DESEMPENHO DE LINHAS DE 69 KV E 138 KV FRENTE A TENSÕES INDUZIDAS POR DESCARGAS LATERAIS

Para ilustrar o efeito das tensões induzidas no desempenho de linha aéreas, algumas simulações foram realizadas com o Método de Monte Carlo, utilizando uma metodologia similar à apresentada em [12]. As estruturas das linhas utilizadas nas simulações são mostradas na Figura 5. O número anual de interrupções por 100 km de linha, devido às tensões induzidas, é mostrado nas Figuras 6 a 10, para uma densidade de descargas de 1 desc. / km<sup>2</sup> ano. Os valores de resistividade do solo ( $\rho$ ) considerados são de 2400  $\Omega \cdot m$  (valor médio para o estado de Minas Gerais), 5000 e 10000  $\Omega \cdot m$ . Foi considerada uma corrente de descarga com forma de onda trapezoidal e tempo de frente de 5,63  $\mu s$ . A distância máxima considerada entre o ponto de incidência das descargas e a linha foi de 2000 m e foi utilizado o Modelo Eletro-geométrico (EGM) para discriminar entre as descargas diretas e as descargas laterais [12]. Nesses resultados,  $d$  é a distância entre aterramentos do cabo para-raios e  $R$  é o valor da resistência de aterramento. Para cada caso apresentado a seguir, foram realizadas dois milhões de simulações.

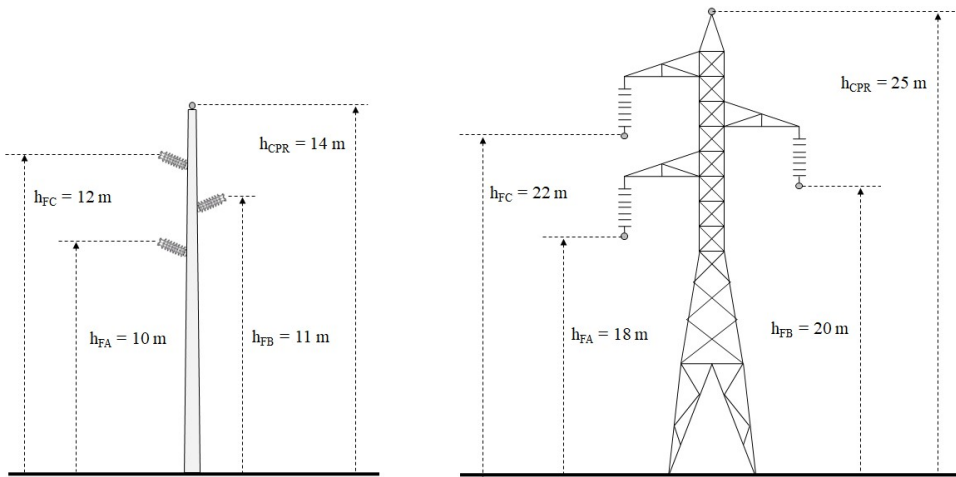


FIGURA 5 – Dimensões de estruturas de linhas de 69 kV (a) e 138 kV (b) utilizadas nas simulações.

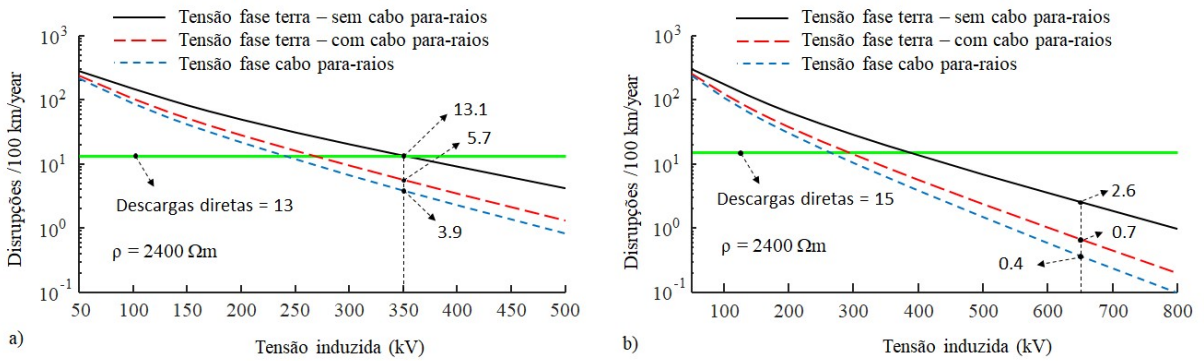


FIGURA 6 – Desempenho frente às tensões induzidas Fase B / terra e Fase B / cabo para-raios;  $\rho = 2400 \Omega\cdot m$ ;  $d = 200 m$ ;  $R = 20 \Omega$ . a) linha de 69 kV; b) linha de 138 kV.

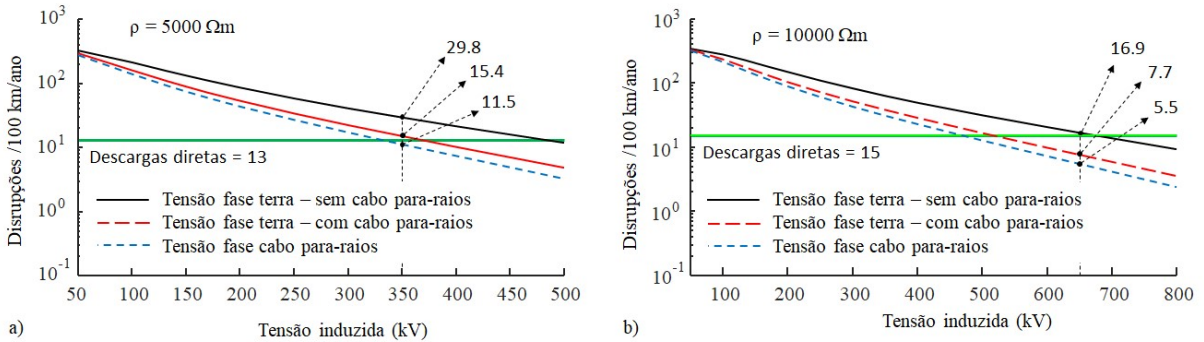


FIGURA 7 – Desempenho frente às tensões induzidas Fase B / terra e Fase B / cabo para-raios;  $d = 200 m$ ;  $R = 20 \Omega$ . a) linha de 69 kV e  $\rho = 5000 \Omega\cdot m$ ; b) linha de 138 kV e  $\rho = 10000 \Omega\cdot m$ .

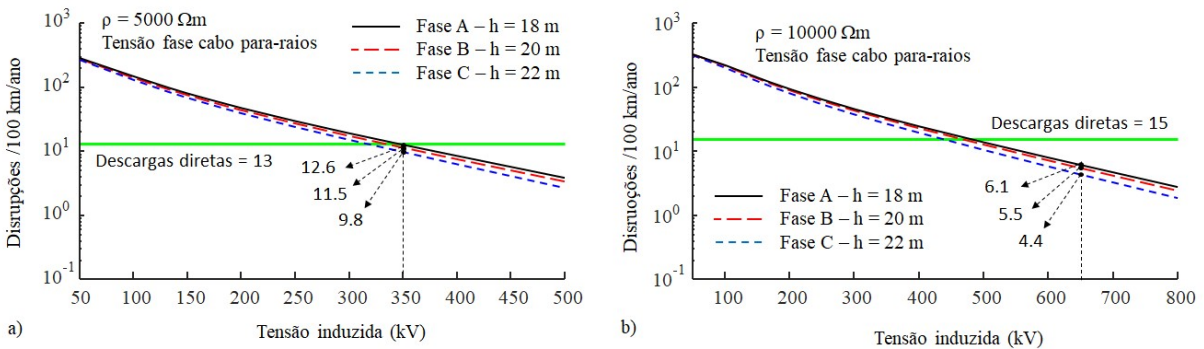


FIGURA 8 – Desempenho frente às tensões induzidas das Fases A, B e C para o cabo para-raios;  $d = 200 m$ ;  $R = 20 \Omega$ ; a) linha de 69 kV e  $\rho = 5000 \Omega\cdot m$ ; b) linha de 138 kV e  $\rho = 10000 \Omega\cdot m$ .



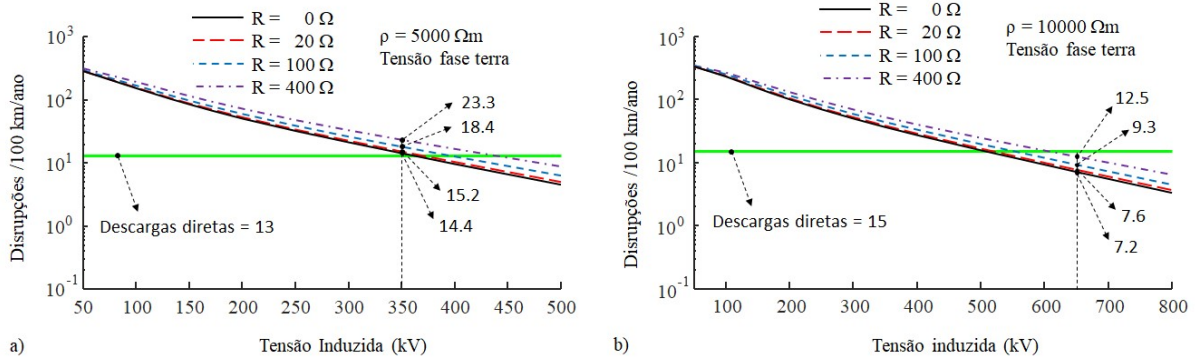


FIGURA 9 – Desempenho frente às tensões induzidas da Fase B para a terra;  $d = 200$  m;  $R = 0, 20, 100$  e  $400 \Omega$ . a) linha de 69 kV e  $\rho = 5000 \Omega \cdot m$ ; b) linha de 138 kV e  $\rho = 10000 \Omega \cdot m$ .

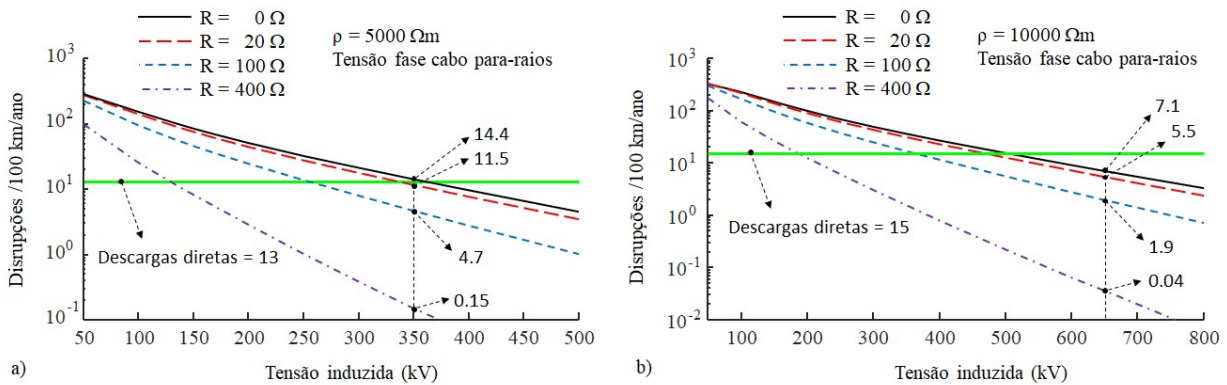


FIGURA 10 – Desempenho frente às tensões induzidas da Fase B para o cabo para-raios;  $d = 200$  m;  $R = 0, 20, 100$  e  $400 \Omega$ . a) linha de 69 kV e  $\rho = 5000 \Omega \cdot m$ ; b) linha de 138 kV e  $\rho = 10000 \Omega \cdot m$ .

## 5.0 - EFEITO DAS DESCARGAS DIRETAS E INDIRETAS NO DESEMPENHO DA LINHA

A Seção 4 analisou em detalhes a contribuição das tensões induzidas para o desempenho da linha. Nesta seção é apresentada uma análise comparativa da contribuição das tensões induzidas (descargas indiretas) e das descargas diretas para o desempenho da linha. Para calcular o número de desligamentos causados pelas descargas diretas foi utilizado o programa FLASH do IEEE [13], enquanto para quantificar o efeito das descargas indiretas foi utilizada a metodologia descrita na Seção 4. A Figura 11 ilustra uma descarga indireta (responsável pela tensão induzida) e uma descarga direta.

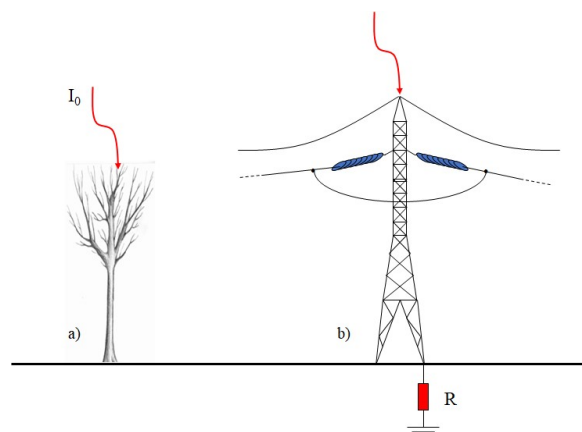


FIGURA 11 – Descargas atmosféricas que podem causar desligamentos em linhas aéreas de transmissão de energia elétrica. (a) descargas indiretas; (b) descargas diretas.

A Figura 12 mostra o desempenho calculado para linhas de 69 e 138 kV, com TSI iguais a 350 e 650 kV, respectivamente, frente a descargas diretas e frente a tensões induzidas por descargas laterais. Pode-se ver nesta figura que o desempenho das linhas frente às tensões induzidas tem um comportamento contrário em relação às descargas diretas: ao se aumentar o valor da resistência de aterramento, o número de disrupções por descargas

diretas aumenta, mas o número de interrupções por descargas indiretas diminui. Esse efeito aparentemente contraditório foi também identificado em redes de distribuição e é analisado em [14].

A Figura 13 mostra o desempenho total (soma das interrupções devido às descargas diretas com as interrupções devido às tensões induzidas). Observa-se que o desempenho das linhas de 69 kV é pouco afetado pelo valor da resistência de aterramento, pois o efeito da resistência de aterramento nas tensões induzidas compensa parcialmente o seu efeito nas descargas diretas. Por outro lado, dado a menor significância das tensões induzidas para o desempenho das linhas de 138 kV, o desempenho dessas linhas piora significativamente com o aumento da resistência de aterramento.

A Tabela 2 mostra o desempenho de linhas de 69 e 138 kV (com as estruturas mostradas na Figura 5) frente a tensões induzidas (calculado com a metodologia proposta) e frente a descargas diretas (calculado com o programa FLASH do IEEE [13]). Foram considerados solos de resistividades iguais a 1000, 3000, 5000 e 10000  $\Omega \cdot m$  e resistências de aterramento de pé-de-torre iguais a 120, 40, 25 e 10  $\Omega$ .

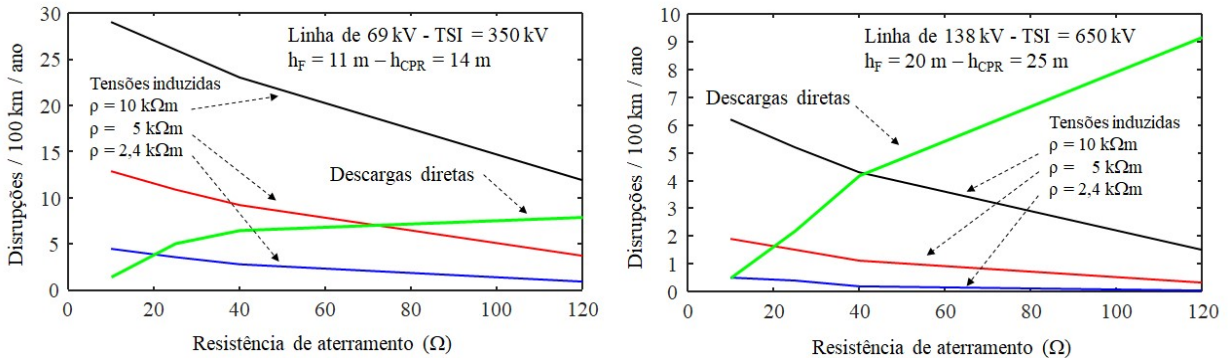


FIGURA 12 – Desempenho considerando as descargas diretas e as tensões induzidas por descargas laterais de linhas de circuito simples de 69 e 138 kV com cabo para-raios. Linha de 69 kV com TSI igual a 350 kV e linha de 138 kV com TSI igual a 650 kV.

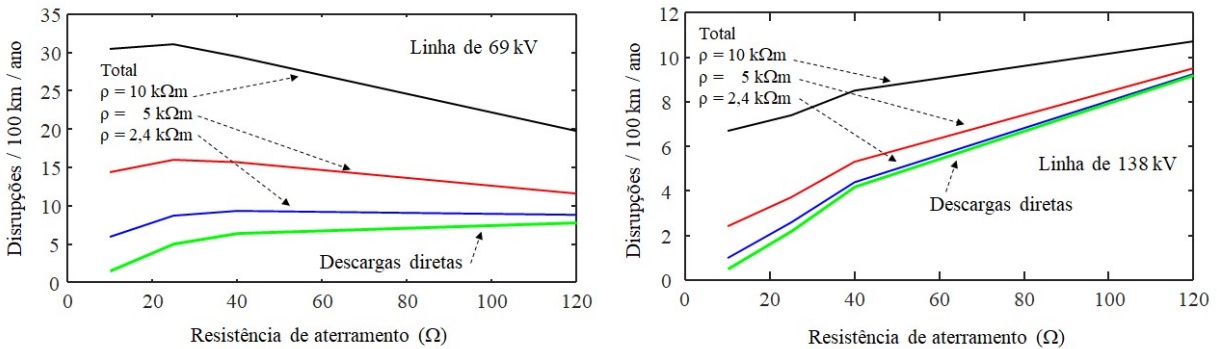


FIGURA 13 – Desempenho considerando a soma das interrupções devido às descargas diretas e às tensões induzidas por descargas laterais. Linhas de circuito simples de 69 e 138 kV com cabo para-raios. Linha de 69 kV com TSI igual a 350 kV e linha de 138 kV com TSI igual a 650 kV.

Tabela 2 – Desempenho de linhas de 69 e 138 kV, com as geometrias mostradas na figura 11, frente a tensões induzidas (calculado com a metodologia proposta) e frente a descargas diretas (calculado com o programa FLASH do IEEE [13]).  $N_G = 1$  descarga/km<sup>2</sup>/ano.

Parâmetros		69 kV (TSI = 350 kV)			138 kV (TSI = 650 kV)		
$\rho$ ( $\Omega \cdot m$ )	R ( $\Omega$ )	Descargas diretas	Descargas laterais	Total	Descargas diretas	Descargas laterais	Total
10000	120	7,9	13,1	21,0	9,2	1,5	10,7
	40	6,5	23	29,5	4,2	4,2	8,4
	25	5,1	25,7	30,8	2,2	5,2	7,4
5000	40	6,5	9,1	15,6	4,2	1,2	5,4
	25	5,1	10,9	16	2,2	1,5	3,7
3000	25	5,1	5,2	10,3	2,2	0,6	2,8
	10	1,5	6,3	7,8	0,5	0,7	1,2
1000	25	5,1	0,8	5,9	2,20	0,06	2,26
	10	1,5	1,0	2,5	0,50	0,09	0,59

A Tabela 3 mostra valores de desempenho apurados pela CEMIG [15] em algumas de suas linhas. Os dados apresentados em [15] foram normalizados para uma densidade de descargas igual a 1 descarga/km<sup>2</sup>/ano. Os valores das densidades de descargas para terra, na região de cada uma das linhas, foram retirados da página do INPE (Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais) na internet. Para calcular o valor médio foram utilizados os valores das densidades de descargas disponíveis para os municípios de início e término das linhas.

Tabela 3 – Desempenho de linhas de 69 e 138 kV observado em campo [15], parametrizado para 100 km de linha, 1 ano e  $N_G = 1$  descarga/km<sup>2</sup>/ano.

Linha	Tensão (kV)	Desligamentos por 100 km de linha por ano	Densidade anual média de descargas para a terra (descarga/km <sup>2</sup> /ano)	Desligamentos para 100 km de linha e densidade igual a 1 descarga/km <sup>2</sup> /ano
Peti – Sabará	69	40	6,7	6,0
Ouro Preto – Ponte Nova	138	20	7,5	2,7
Ouro Preto – Mariana	138	40	9,5	4,2
Itutinga – Minduri	138	19	6,2	3,3
Média das linhas de 138 kV	138	----	----	2,9

O valor médio da resistividade aparente do estado de Minas Gerais é da ordem de 2400  $\Omega \cdot m$ . Portanto, uma malha de aterramento constituída de quatro contrapesos de 70 m de comprimento cada em solo com este valor de resistividade tem uma resistência de aterramento da ordem de 25  $\Omega$ . A Tabela 4 mostra o desempenho calculado para linhas de 69 e 138 kV, considerando os parâmetros anteriores. Esta tabela também mostra os valores observados em campo pela CEMIG [15], onde se observa que os valores calculados estão consistentes com o desempenho real das linhas.

Tabela 4 – Desempenho de linhas de 69 e 138 kV calculado e observado em campo [15], parametrizado para 100 km de linha e para  $N_G = 1$  descarga/km<sup>2</sup>/ano.

Parâmetros		69 kV (TSI = 350 kV)				138 kV (TSI = 650 kV)			
$\rho$ ( $\Omega \cdot m$ )	R ( $\Omega$ )	Calculado			Observado em campo	Calculado			Observado em campo
		Descargas diretas	Descargas laterais	Total		Descargas diretas	Descargas laterais	Total	
2400	25	5,1	3,6	8,7	6,0	2,2	0,4	2,6	2,9

## 6.0 - CONCLUSÃO

Os resultados apresentados indicam que o desempenho das linhas de 69 kV (com CFO de 350 kV) é afetado de forma significativa pelas tensões induzidas para solos de resistividade acima de 1.000  $\Omega \cdot m$ . O desempenho das linhas de 138 kV, com CFO de 650 kV, só é afetado de forma significativa pelas tensões induzidas no caso de solos de resistividade acima de 5.000  $\Omega \cdot m$ . A análise do desempenho das linhas frente às tensões induzidas mostra que é grande a influência do cabo para-raios e dos valores das resistências de aterramento das torres nos valores das tensões induzidas.

Com relação à influência dos valores das resistências de aterramento das torres no desempenho das linhas, os estudos apontam para uma conclusão curiosa. No caso das descargas diretas, o desempenho melhora à medida que se reduz os valores das resistências de aterramento, mas no caso das tensões induzidas, o desempenho melhora com a elevação dos valores das resistências de aterramento. Este tipo de comportamento, aparentemente paradoxal, já havia sido detectado no caso de linhas de distribuição (13,8 kV) com cabo neutro ou com cabo para-raios [14]. Neste artigo, esse comportamento é observado para as linhas de 69 e 138 kV.

## 7.0 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- (1) M. F. G., J. O. S. P., W. C. Boaventura, A. B. Lima, "Sistema para medição da impedância de malhas de aterramento de linhas de transmissão utilizando ondas impulsivas," Revista Pesquisa e Desenvolvimento da ANEEL – P&D ANEEL, no. 6, agosto de 2015, ISSN 1981-9803.
- (2) CEMIG. Resistividade média dos solos de Minas Gerais. 02.118-COPDEN-0346, no 21233176. [S.l.]: CEMIG, 1994.
- (3) J. O. S. Paulino e C. F. Barbosa. "On lightning-induced voltages in overhead lines over high-resistivity ground," IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, 2019. Aceito para publicação (10.1109/TEMC.2018.2856751).



- (4) J.O.S. Paulino, C.F. Barbosa, C.; I.J.S. Lopes, W.C. Boaventura, "The peak value of lightning-induced voltages in overhead lines considering the ground resistivity and typical return stroke parameters," IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 26, no.2, pp. 920-927, abril 2011.
- (5) J.O.S. Paulino, C.F. Barbosa, I.J.S. Lopes, e W.C. Boaventura, "Assessment and analysis of indirect lightning performance of overhead lines," Electric Power Systems Research, vol. 118, pp. 55-61, 2014.
- (6) IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Electric Power Overhead Distribution Lines. Aprovado 28 janeiro 2011, IEEE Standards Board. IEEE Std 1410TM- 2010.
- (7) J. O. S. Paulino, C. F. Barbosa, I. J. S. Lopes, e G. C. Miranda, "Time-domain analysis of rocket-triggered lightning-induced surges on an overhead line", IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, vol. 51, no. 3, Parte II, agosto de 2009.
- (8) S. Rusck, "Induced lightning over-voltages on power transmission lines with special reference to the over-voltage protection of low-voltage networks," Tese de Doutorado, Royal Inst. of Technol., Estocolmo, Suécia, 1957.
- (9) J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, e C. F. Barbosa, "Effect of the multi-grounded neutral on the lightning induced voltages in an overhead power line", 33rd International Conference on Lightning Protection - ICLP, setembro de 2016, Estoril, Portugal.
- (10) A. Greenwood, "Electrical transients in power systems - Chapter 9: Travelling waves on transmission lines", pp. 193-234, John Wiley & Sons, 1971.
- (11) F. Napolitano, F. Tossani, C. A. Nucci, e F. Rachidi, "On the Transmission-Line Approach for the Evaluation of LEMP Coupling to Multiconductor Lines," IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 30, no. 2, pp. 861-869, abril de 2015.
- (12) A. Borghetti, C. A. Nucci, and M. Paolone, "An improved procedure for the assessment of overhead line indirect lightning performance and its comparison with the IEEE STD. 1410 Method," IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 22, no. 1, pp. 684-692, Jan. 2007.
- (13) T. E. McDermott, "A new version of the IEEE Flash Program," IEEE PES Transmission and Distribution (T&D) Conference, New Orleans, 19-22 de abril de 2010.
- (14) J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, e C. F. Barbosa, "Lightning performance of aerial distribution lines with neutral wire and conductive poles", 34rd International Conference on Lightning Protection - ICLP, setembro de 2018, Rzeszow, Polônia.
- (15) L. C. L. Cherchiglia, A. C. O. Rocha, A. C. G. Bezerra e V. J. Souza. "Estudos para aplicação de para-raios de ZnO em linhas de transmissão da CEMIG", XV SNPTEE – Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, 17 a 22 de outubro de 1999, Foz do Iguaçu, Paraná, Brasil.

## 8.0 - DADOS BIOGRÁFICOS



**WALLACE DO COUTO BOAVENTURA** possui graduação e mestrado em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Belo Horizonte, Brasil, em 1988 e 1990, respectivamente. Obteve o título de Doutor em Engenharia Elétrica pela Universidade de Campinas, Campinas, Brasil, em 2002. É professor do Departamento de Engenharia Elétrica da UFMG desde 1992. Suas áreas de pesquisa incluem compatibilidade

eletromagnética, alta tensão e processamento de sinais aplicados aos sistemas elétricos de potência.

**JOSÉ OSVALDO SALDANHA PAULINO** possui graduação e mestrado em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Belo Horizonte, Brasil, em 1979 e 1985, respectivamente. Obteve o título de Doutor em Engenharia Elétrica pela Universidade de Campinas, Campinas, Brasil, em 1993. É professor do Departamento de Engenharia Elétrica da UFMG desde 1980. Suas áreas de pesquisa incluem compatibilidade eletromagnética, descargas atmosféricas e alta tensão.

**CELIO FONSECA BARBOSA** recebeu os títulos de Engenheiro Eletricista (1983), Mestre em Eng. Elétrica (1988) e Doutor em Eng. Elétrica (2009) pela Universidade Federal de Minas Gerais. Trabalhou na Telebrás (1984-1997), na Fundação CPQD - Centro de Pesquisa e Desenvolvimento em Telecomunicações (1998-2017) e atualmente é aluno de pós-doutorado do Programa de Pós-Graduação em Eng. Elétrica da UFMG.

**IVAN JOSÉ DA SILVA LOPES** graduou-se em Engenharia Elétrica e recebeu o título de Mestre em Engenharia Elétrica pela UFMG, em 1987 e 1990, respectivamente. Em 2001, recebeu o título de Ph.D. em Engenharia Elétrica e de Computação pela University of Waterloo, Canadá. É professor Titular do Departamento de Engenharia Elétrica da UFMG onde atua desde 1992. Sua área de atuação inclui a engenharia de alta tensão e suas aplicações, materiais dielétricos e isolamento elétrico, e compatibilidade eletromagnética.

**MAURISSONE FERREIRA GUIMARÃES** graduado em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG (2001). Mestre em Engenharia Elétrica pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da UFMG (2003). Possui MBA em Gerenciamento de Projetos pela Fundação Getúlio Vargas (2014). Tem experiência na área de Engenharia Elétrica, com ênfase em Sistemas Elétricos de Potência. Trabalha como engenheiro na Companhia Energética de Minas Gerais (CEMIG), onde já atuou em atividades na área de projetos, estudos técnicos e econômicos para linhas de transmissão e subestações de alta e extra-alta tensão. Desde 2009, tem-se dedicado a projetos de pesquisa, inovação e desenvolvimento de produtos tecnológicos voltados para o setor elétrico. Atualmente, é integrante do corpo discente do Programa de Pós-Graduação em Eng. Elétrica da UFMG como aluno de doutorado.

**EDUARDO NOHME CARDOSO** possui graduação em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Minas Gerais (1977), mestrado em Engenharia Elétrica pela Universidade Católica do Rio de Janeiro (1982) e doutorado pela Universidade Federal de Santa Catarina (1994). Atualmente está aposentado pela UFMG e atua em projetos de P&D nas áreas de desempenho de linhas de transmissão e de

distribuição e sistemas de armazenamento de energia conectados às redes de distribuição.