



## Grupo de Estudo de Linhas de Transmissão-GLT

### Novas metodologias para aferição da qualidade de aterramentos de pé-de-torre de Linhas de Transmissão para fins de desempenho frente a descargas atmosféricas pela medição impulsiva

SILVERIO VISACRO\*; FERNANDO HENRIQUE SILVEIRA; CAIO HENRIQUE DUARTE DE OLIVEIRA;  
UFMG;

#### RESUMO

A resposta dos eletrodos de pé de torre de linhas de transmissão submetidos a correntes de descargas atmosféricas pode ser estimada por parâmetros concisos, em particular a resistência de aterramento de baixa frequência e de 25kHz ( $R_T$  e  $R_{25kHz}$ ) e a impedância impulsiva de aterramento  $Z_p$ . Os métodos de medição desses parâmetros são abordados e suas limitações são discutidas neste trabalho. Resultados experimentais e de simulação foram desenvolvidos para estimar a consistência desses métodos e os erros fornecidos pelos seus resultados. Medições realizadas em linhas de transmissão reais confirmam a expectativa teórica de que  $R_T > R_{25kHz} > Z_p$ . Os procedimentos para realização de medições confiáveis desses parâmetros são explicitados. A tendência disseminada de uso de instrumentos de 25kHz que não requerem desconexão de cabos de blindagem tende a ser substituída pela medição da impedância impulsiva de aterramento, que melhor qualifica a resposta dos eletrodos frente a correntes de descargas, pois instrumentos dedicados a este tipo de medição estão tornando-se disponíveis no mercado.

#### PALAVRAS-CHAVE

Resposta de pé de torre submetida a correntes de descargas atmosféricas; Resposta de linhas de transmissão frente a correntes de descargas atmosféricas; Impedância Impulsiva de aterramento, Medição da impedância Impulsiva de aterramentos, Medição da impedância de pé de torre.

#### 1.0 - INTRODUÇÃO

O principal mecanismo responsável por desligamentos por descargas atmosféricas de linhas de transmissão (LTs) instaladas em regiões de resistividade do solo alta ou moderada consiste no *Backflashover* (1-3). É a resposta do aterramento de pé de torre submetida à ocorrência de descarga que governa a ocorrência desse mecanismo.

Embora tal resposta possa ser determinada com exatidão utilizando elaborados modelos eletromagnéticos, as aplicações de engenharia requerem a disponibilidade de parâmetros concisos capazes de representar de forma simplificada tal resposta para possibilitar desenvolver avaliações expeditas que subsidiem a definição de decisões para impactar o desempenho da linha de transmissão.

A resistência de aterramento de baixa frequência  $R_T$  é o parâmetro de maior emprego para representação dos eletrodos do pé da torre em estudos de desempenho de linhas frente a descargas. Entretanto, é sabido que a resposta de aterramentos submetidos a sinais de baixa frequência é muito diferente da sua resposta a correntes de descarga, que contém componentes de alta frequência. Também a impedância harmônica  $Z(\omega)$ , determinada em frequências específicas  $\omega$  (notadamente em 25kHz) tem sido adotada.

Verifica-se uma tendência recente de se adotar a impedância impulsiva de aterramento  $Z_{P1st}$  como a representação concisa preferencial dos eletrodos de pé de torre nos estudos da resposta de LTs frente a descargas. Esta impedância corresponde ao quociente dos picos da elevação de potencial do aterramento (GPR) e da corrente injetada no eletrodo, sendo a forma de onda representativa da primeira corrente de retorno de descargas nuvem-solo negativa ( $Z_{P1st} = V_P/I_P$ ). Neste trabalho, tal parâmetro será designado  $Z_P$ . Tal tendência se sustenta em trabalhos recentes que demonstram que o uso desta impedância para representação dos eletrodos de pé de torre produz praticamente os mesmos resultados obtidos da representação física dos eletrodos, em termos da taxa de backflashover (4). Por outro lado, esses resultados são significativamente diferentes daqueles obtidos sob a representação dos eletrodos por sua resistência de aterramento de baixa frequência. A Fig. 1 ilustra este quadro para condições de alta e baixa resistividade do solo, sendo a generalidade da conclusão demonstrada em (4).

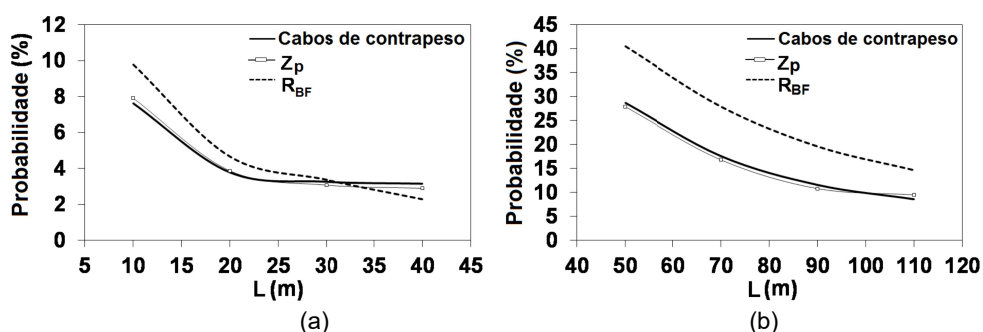


FIGURA 1 – Estimativa de desempenho frente a descargas atmosféricas de linha de transmissão de 138 kV instalada em solos de baixa e alta resistividade (em termos de probabilidade de *backflashover* em função do comprimento L dos cabos contrapeso), considerando-se diferentes formas de representação do aterramento de suas torres: (a) 300  $\Omega$ m e (b) 2000  $\Omega$ m). Procedimentos de cálculo descritos em (4). Figura adaptada de (4).

Em muitos casos, medir os parâmetros que são capazes de traduzir a resposta dos eletrodos de pé de torre submetidos a correntes de descarga ainda é um desafio, devido a problemas práticos envolvidos na implementação das metodologias de medição sob condições de campo. O trabalho aborda essa questão, discutindo os problemas envolvidos, alternativas e soluções para a otimização das medições, considerando resultados experimentais e simulados relativos à medição da resistência de baixa frequência  $R_T$ , da impedância harmônica em 25 kHz  $R_{25kHz}$  e à impedância impulsiva da primeira descarga de retorno de aterramento no pé de torre  $Z_P$ .

Um tratamento detalhado, de nível científico, das questões envolvidas na resposta do aterramento de linhas de transmissão submetidos a correntes de descargas atmosféricas e das limitações e soluções da medição da resposta destes aterramentos frente a este tipo de solicitação consta em uma publicação recente dos autores (5). Neste trabalho, apresenta-se um tratamento mais objetivo do tema na perspectiva de sua pronta aplicação em engenharia.

## 2.0 - CONSIDERAÇÕES BÁSICAS SOBRE A RESPOSTA DE ATERRAMENTOS ELÉTRICOS SUBMETIDOS A CORRENTES DE DESCARGAS

A primeira corrente de retorno das descargas negativas nuvem-solo é a principal causa de backflashover em linhas de transmissão de alta tensão. A forma de onda típica desta corrente exibe características peculiares, incluindo uma concavidade inicial, um crescimento abrupto (que se inicia perto da metade do primeiro pico e dura até a ocorrência deste), um segundo pico, usualmente maior do que o primeiro, e o lento decaimento da onda com a superposição de oscilações. O sinal apresenta uma ampla faixa de componentes de frequências, sendo que as mais elevadas, associadas à frente da onda, se estendem até aproximadamente 250 kHz.

Duas características fundamentais relacionadas à resposta transitória dos eletrodos de aterramentos podem ser observadas nas Figuras 2 e 3. A Figura 2 mostra o diagrama de frequência da impedância harmônica dos

eletrodos de pé de torre, que consistem em cabos contrapeso, enterrados em solos de baixa e elevada resistividade. A Fig. 3 mostra a variação da impedância impulsiva e da resistência de baixa frequência do aterramento e a curva geral do Coeficiente de Impulso  $I_c$ , dada pela razão entre  $Z_p$  e  $R_T$ . Nota-se que  $Z_p$  é significativamente influenciada pelas componentes de alta frequência da corrente. Em contrapartida, a resistência  $R_T$  é definida por componentes de baixa frequência e pode ser calculada pela relação entre valores instantâneos de elevação de potencial e da corrente representativa de primeira descarga na calda das ondas.

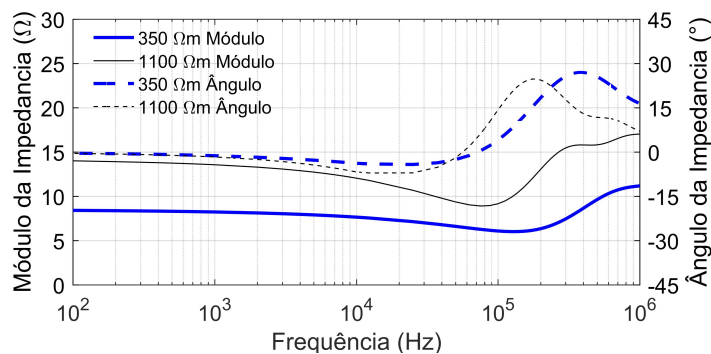


FIGURA 2 – Resposta em frequência de aterramentos de pé de torre, constituído de cabos contrapeso de 20 e 50 m enterrados em solo de resistividade de 300 e 1000  $\Omega\text{m}$ : diagrama de impedância harmônica  $Z(\omega)$ .

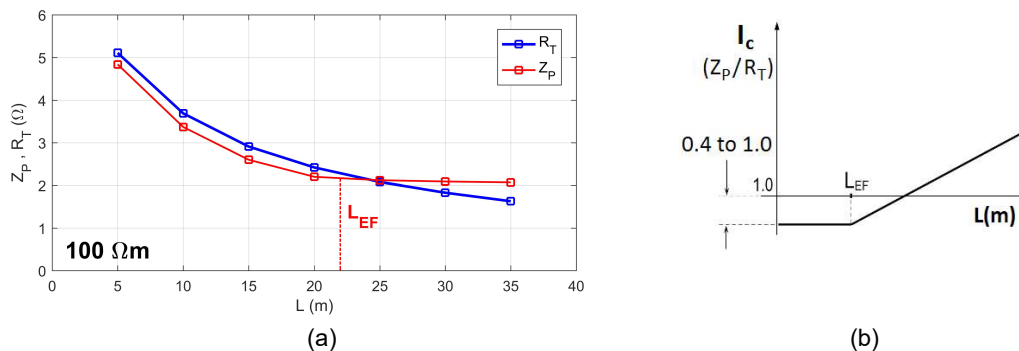


FIGURA 3 - Variação dos parâmetros  $Z_p$  e  $R_T$  (a) em função do comprimento dos cabos contrapeso (solo de  $xx \Omega\text{m}$ ) e correspondente curva do Coeficiente de Impulso  $I_c$  (b).

O comportamento na frequência da impedância é discutido em detalhes em (6). Na faixa de baixas frequências, os efeitos pelicular e reativo são insignificantes (a indutância e a resistência interna do eletrodo não produzem queda de tensão ao longo do eletrodo) e, praticamente, nenhuma corrente capacitiva flui para o solo. Nessa faixa, os eletrodos correspondem a um volume equipotencial e  $Z(\omega)$  é praticamente constante e igual a  $R_T$  (ângulo de fase nulo). Com o aumento da frequência, para valores acima de poucos quilohertz, as correntes capacitivas no solo passam a ser relevantes (tornando negativo o ângulo da impedância) e estas são responsáveis pela redução observada em  $Z(\omega)$ . Com a continuação do aumento da frequência, manifestam-se efeitos indutivos, que reduzem o ângulo negativo da impedância. Inicialmente a interação dos efeitos indutivos e capacitivos resulta em redução adicional de impedância até que um valor mínimo é alcançado próximo ao ângulo nulo. A partir daí prevalecem os efeitos magnéticos (ângulo positivo da impedância) e  $Z(\omega)$  tende a crescer continuamente, ultrapassando a resistência de baixa frequência e tornando-se ainda maior em altas frequências. Nessa faixa, a queda de tensão ao longo dos eletrodos torna-se significativa, deixando de ser válida a hipótese de sua equipotencialidade. Qualitativamente, tal descrição do comportamento do aterramento não muda com a resistividade do solo ou com o arranjo de eletrodos, apesar da redução inicial de  $Z(\omega)$  ser mais acentuada em solos com alta resistividade, onde os efeitos capacitivos e de dependência da resistividade do solo com a frequência são mais significativos.

Como discutido em (7) a Figura 3a mostra que o comportamento geral de  $Z_P$  e de  $R_T$ , realçando a saturação da redução de  $Z_P$  e a contínua redução de  $R_T$  em função do aumento do comprimento dos cabos contrapeso. Por conseguinte, a curva do Coeficiente Impulsivo  $I_C$  na Figura 3b denota alguns aspectos relativos a tais parâmetros. Mostra que o comprimento efetivo de aterramento ( $L_{EF}$ ) delimita duas regiões, em que inicialmente  $I_C$  é praticamente constante e, outra, na qual  $I_C$  cresce continuamente.  $L_{EF}$  corresponde ao comprimento limite a partir do qual a redução da impedância impulsiva torna-se insignificante, devido a atenuação da onda de corrente que se propaga ao longo do aterramento. Tal atenuação é mais pronunciada em solos de baixa resistividade. Portanto,  $L_{EF}$  é menor em solos de baixa resistividade e maior em solos de alta resistividade. Para um aterramento concentrado (comprimentos menores que  $L_{EF}$ ), à medida que seu comprimento aumenta,  $Z_P$  e  $R_T$  decaem continuamente. Esse decaimento simultâneo continua enquanto o limiar correspondente ao  $L_{EF}$  não é atingido ( $L < L_{EF}$ ) e resulta em um valor constante de  $I_C$ , menor que a unidade. Correntes capacitivas no solo e, sobretudo, a redução da resistividade do solo devido à dependência da frequência da sua resistividade são responsáveis por um valor  $Z_P$  menor do que  $R_T$  (7). Em solos de alta resistividade,  $I_C$  pode ser alcançar valor tão reduzido quanto 0,4. O valor de  $I_C$  tende a se aproximar de 1 em solos de resistividade muito baixa, já que tanto as correntes capacitivas no solo quanto a redução da sua resistividade com a frequência tendem a ser insignificantes. Apesar da variação de  $Z_P$  e  $R_T$  na faixa de comprimento menor do que  $L_{EF}$ , sua relação permanece praticamente constante e menor do que um. Aumentando-se o comprimento do aterramento ( $L > L_{EF}$ ), há saturação na redução de  $Z_P$ , enquanto  $R_T$  continua a decair. Isto resulta em um aumento dos valores de  $I_C$ . Tal coeficiente pode atingir valores muito elevados para aterramentos muito longos.

A próxima seção apresenta metodologias para medição dos parâmetros concisos usados para qualificar a resposta do aterramento de pé de torre frente à descarga.

### 3.0 - A MEDIÇÃO DA RESPOSTA DE ATERRAMENTOS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO

A aplicação do tradicional método de queda de potencial é considerada a técnica mais confiável para avaliação da resposta de aterramento no pé de torre (8, 9). A ideia geral desse método consiste em fazer circular uma corrente no solo entre os eletrodos sob teste  $E_X$  e um aterramento auxiliar de retorno de corrente  $E_{AC}$ , detectando-se a elevação de potencial correspondente (GPR) em relação ao terra remoto. A resposta é expressa pelo quociente entre o GPR e a corrente aplicada.

A circulação da corrente no solo produz uma diferença de potencial ( $\Delta V_{XP}$ ) entre os eletrodos sob teste (na posição X) e os pontos ao longo da linha XC, como indicado na Figura 4. O perfil típico da diferença de potencial à medida que a sonda de tensão P é deslocada ao longo da linha XC é mostrado na Figura 4b, considerando-se uma longa distância entre os eletrodos  $E_X$  e  $E_{AC}$ .

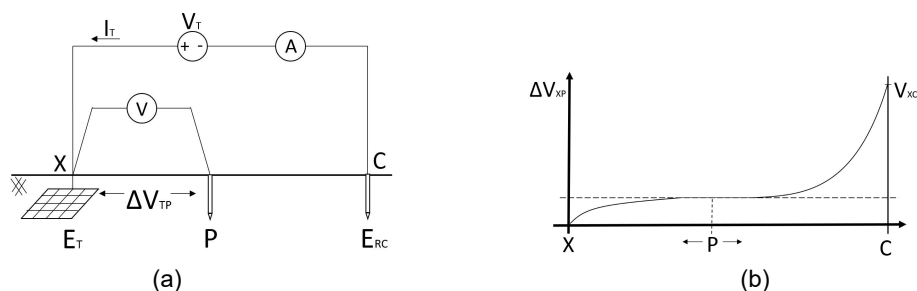


FIGURA 4 – Perfil do potencial na superfície do solo ao longo da linha imaginária que conecta o eletrodo em teste  $E_T$  ao eletrodo auxiliar de retorno de corrente  $E_{RC}$ : (a) Montagem para obtenção da distribuição do potencial devido à aplicação de uma corrente ao solo e (b) típico perfil da diferença de potencial medido entre  $E_T$  e a posição da haste sonda de potencial P.

O aumento do potencial do eletrodo sob teste  $E_T$  em relação ao terra remoto (GPR), corresponde à diferença de potencial  $\Delta V_{XP}$  especificamente para a condição na qual a haste sonda P está posicionada sobre o patamar de potencial, que delimita a região de influência dos eletrodos em teste e dos eletrodos auxiliares de retorno de corrente. Assim, a existência desse patamar no perfil é essencial para a detecção confiável do GPR. Para se

assegurar sua existência, a distância entre tais eletrodos deve ser suficiente para prevenir a ocorrência de efeitos mútuos entre os eletrodos  $E_T$  e  $E_{RC}$ . Na inexistência do patamar, não se consegue detectar o GPR dos eletrodos em medição.

Na prática, para se detectar a existência do patamar de potencial, a tensão  $\Delta V_{XP}$  entre o eletrodo do pé da torre  $E_{TF}$  e a tensão nas sondas auxiliares colocadas no solo são detectadas para três posições consecutivas de P (recomenda-se XP igual a  $0.55 \cdot XC$ ,  $0.65 \cdot XC$  e  $0.75 \cdot XC$ : variação de 10% em relação à XC). Para cada posição, o instrumento de medição fornece o quociente entre a tensão medida  $\Delta V_{XP}$  e a corrente impressa ao aterramento  $I_T$ . Como a corrente permanece praticamente a mesma nas três medições consecutivas, na existência do patamar de potencial, o instrumento indicará valores similares do quociente entre  $\Delta V_{XP}$  e a corrente  $I_T$ . Nesse caso, a tensão detectada corresponde à elevação de potencial de  $E_{TF}$  referida a infinito (GPR) e a média dos três quocientes expressa a resposta do aterramento de pé torre. Se os quocientes têm diferença significativa (maior que 3% ou 4%), tem-se um indicativo da inexistência do patamar de potencial. Para solucionar esse problema, o eletrodo auxiliar de retorno de corrente deve ser deslocado para distâncias bem maiores (por exemplo,  $2 \cdot XC$ ) e todo o procedimento de medição deve ser repetido, até que as 3 medidas resultem em valores de quocientes similares.

Vale ressaltar que a ideia disseminada de usar a distância XP igual  $0.618 \cdot XC$  é uma prática incorreta, responsável por frequentes erros na medição da resposta do aterramento, pois, na maioria das condições, não é possível garantir que a medição esteja sendo realizada na fronteira da zona de influência dos eletrodos sob teste, especialmente nas medições de longos cabos contrapeso.

Existem problemas práticos envolvidos na medição específica da resposta do aterramento de pé de torre de LTs, submetido à injeção de corrente, que inviabilizam ou tornam muito difícil a medição dessa resposta.

Primeiramente, para se evitar que os eletrodos enterrados que se estendem ao longo da direção da linha interfiram nos resultados da medição, os cabos de medição devem ser colocados em direção ortogonal à direção da linha.

No caso de aterramentos extensos, como é o caso típico dos aterramentos de cabos contrapeso das LTs brasileiras, frequentemente a distância recomendada entre as torres e os eletrodos auxiliares de retorno de corrente para assegurar a existência do patamar de potencial é muito elevada, podendo ultrapassar 200 m, em muitos casos.

Outro problema prático consiste na necessidade de alocar uma parte substancial da tensão de teste aplicada na área de influência do eletrodo de aterramento em medição, evitando que ela fique praticamente concentrada no aterramento dos eletrodos auxiliares de retorno de corrente, que possuem impedância muito superior à do eletrodo em testes. Para tal, faz-se necessário tornar mais extenso os eletrodos de retorno, usando-se um conjunto de eletrodos que confirmam uma dimensão apreciável a tal aterramento. Para mitigar esse problema é recomendada a utilização de número significativo de hastes como eletrodos auxiliares de retorno de corrente (de 5 a 10 hastes conectadas e cravadas pelo menos 70 cm no solo).

Caso a medição utilize instrumento de baixa frequência, há necessidade de se desconectar os cabos de blindagem da torre (ou os cabos contrapeso na base da torre). Sem isto, o resultado da medição não corresponde à resistência de baixa frequência  $R_T$  da torre, mas sim ao paralelo das resistências de aterramento das torres conectadas (torre em medição mais as torres adjacentes).

As restrições específicas da medição em baixa frequência têm levado à utilização de instrumentos de alta frequência (25-30 kHz), que permitem realizar medições sem desconectar da torre os cabos de blindagem (ou cabos contrapeso). Devido ao efeito pelicular pronunciado nessa faixa de frequência, o valor da impedância longitudinal do cabo de blindagem torna-se muito superior ao da impedância de pé de torre e a porção de corrente que flui para torres próximas pode ser praticamente desconsiderada nesta condição. Por outro lado, a medição nesta faixa de frequência amplia o efeito de acoplamento entre os cabos de medição de corrente e tensão. Para superar esse problema, recomenda-se que, nas medições envolvendo frequências elevadas, os aterramentos auxiliares de corrente e as sondas de tensão sejam colocados em direções opostas, ao longo da linha ortogonal à direção da LT. O princípio funciona muito bem quando a impedância de pé de torre é reduzida, aproximadamente inferior a  $10 \Omega$ . Entretanto, mesmo nessa faixa de frequência, uma parcela significativa da corrente aplicada à torre pode fluir pelos cabos de blindagem caso a impedância do pé de torre seja elevada. A Tabela 1 abaixo indica a ordem de grandeza dos erros observados no quociente  $\Delta V_{XP} / I_T$  quando se emprega um instrumento de 25 kHz na medição da impedância de pé de torre, em linhas com 1 e 2 cabos de blindagem,



como detalhado na referência (5).

Tabela 1 - Erros estimados na medição da resistência de pé de torre  $R(f)$  – Adaptado de (5)

f frequência (kHz)	Número de cabos de blindagem	Erro** (%)		
		$R_T^* = 10 \Omega$	$R_T = 20 \Omega$	$R_T = 40 \Omega$
25	1	-4	-8	-25
	2	-5	-14	-54

\* $R_T$ :  $GPR / I_{\text{aterramento da torre}}$  -  $R_T$ : resistência de aterramento da torre

\*\*  $\text{Erro}(\%) = ((R(f) - R_T) / R_T) \cdot 100$ , onde  $R(f) = GPR / I_{\text{Total do instrumento}}$

\*\*\* Erros menores que 2% não são indicados

Em particular, a medição da impedância impulsiva de aterramento ( $Z_P$ ) apresenta dificuldades e soluções similares àquelas da medição em alta frequência, embora requeira ainda maior cuidado em função do acoplamento mais acentuado entre os cabos de medição, bem como entre estes e os eletrodos enterrados, devido às componentes de muito alta frequência da corrente impulsiva usada na medição.

Em geral, os resultados de medição em baixa frequência ( $R_T$ ), em 25 kHz ( $R_{25\text{kHz}}$ ) e da medição impulsiva  $Z_P$  são significativamente diferentes. Para as condições reais e usuais do aterramento de pé de torre de linhas de transmissão, observa-se a relação  $R_T > R_{25\text{kHz}} > Z_P$ . A diferença pode ser muito significativa em solos de alta resistividade, devido aos efeitos de dependência da frequência da resistividade do solo (10-12) e da corrente capacitiva no solo, que são ambos bastante acentuados nessa faixa de resistividade.

Por outro lado, há de se ressaltar que a resposta impulsiva do aterramento é muito mais representativa da condição em que este fica sujeito a uma corrente de descarga em relação às condições de baixa frequência e de 25 kHz, como já haviam sugerido as curvas da Figura 1. Ademais, já foi superada uma restrição importante, que consistia na falta de instrumentos dedicados à realização desse tipo de medição. Novos instrumentos têm sido desenvolvidos especificamente para esse tipo de aplicação, tal qual aquele apresentado em (13). Assim, observa-se uma tendência atual consistente na direção de privilegiar metodologias dedicadas à medição da impedância impulsiva de aterramento de pé de torre para qualificação da resposta da torre ao fluxo de correntes de descargas atmosféricas.

Considerando-se as dificuldades mencionadas, foi configurado o arranjo indicado na Figura 6 para medição consistente da resposta impulsiva do aterramento de pé de torre de LTs.

Neste tipo de medição, pode ser necessário o recurso ao casamento aproximado da impedância de surto dos cabos do circuito de corrente e da impedância do aterramento de retorno de corrente para se evitar reflexões, que poderiam modificar a forma da onda impulsiva de corrente provida pelo gerador de impulso. Se o valor da impedância do aterramento de retorno for muito elevado, o problema pode ser mitigado adicionando-se eletrodos para redução desta. Se a impedância for muito reduzida, pode-se adicionar resistores em série na conexão entre o cabo do circuito de corrente e os eletrodos de retorno. O valor a resistência destes pode ser determinada por procedimento de tentativa e erro, na busca do valor que minimiza as reflexões.

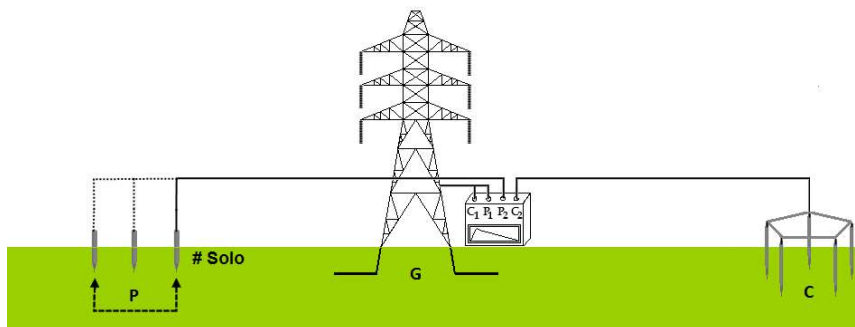


FIGURA 5 - Montagem sugerida para a medição da resposta impulsiva do aterramento de pé de torre. No caso de torres estaiadas, recomenda-se que a corrente seja aplicada no mastro central e que este seja conectado por cabos de medição colocados ao nível do solo às ancoaragens dos estais, de forma que a corrente seja diretamente distribuída para os cabos contrapeso.

Na próxima seção discutem-se os resultados obtidos na realização de medições da resposta de aterramentos para condições diversas de linhas (3 LTs) e solos.

#### 4.0 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS E ANÁLISES

Devido à complexidade da medição da resposta impulsiva de aterramentos de pé de torre, resultados deste tipo de medição são raros. Esse trabalho apresenta alguns resultados de medições impulsivas realizadas em três tipos de linhas de transmissão, que apresentam diferentes arranjos de estrutura e de aterramento: torres autoportantes de uma linha de 220-kV localizada em altitude no Peru, torres estaiadas de uma linha de 230 kV localizada em região plana e de baixa altitude no Mato Grosso e postes de concreto de uma linha de 138 kV, localizada em região plana de Goiás. As duas linhas de tensão superior são providas de cabo de blindagem duplo e têm arranjo de aterramento das torres constituídos por cabos contrapeso. A linha de menor nível de tensão tem um único cabo de blindagem e aterramento constituído de dois cabos horizontais instalados sob o cabo de blindagem (estendido nas duas direções a partir do poste). A Figura 6 mostra as respectivas estruturas e os ambientes de instalação das linhas.

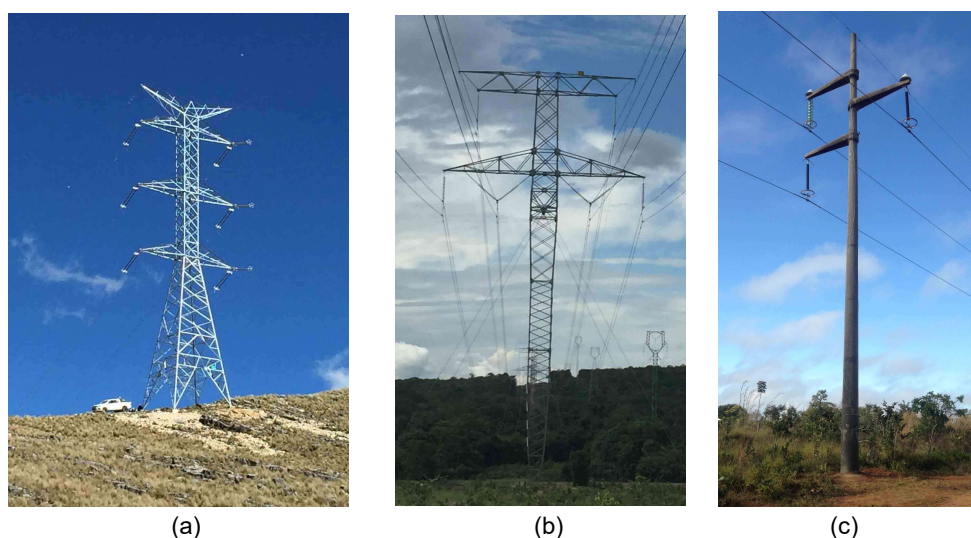


FIGURA 6 - Ilustração das estruturas das linhas de transmissão onde foram realizados os testes e do ambiente de sua instalação: (a) torre autoportante da LT de 220 kV no Peru (altitude: ~ 4000 m), (b) torre estaiada da LT de 230 kV instalada em região plana e baixa no Mato Grosso e (c) poste de concreto de LT de 138 KV em Goiás.

Nas medições foi utilizado um gerador de impulsos portátil de fabricação artesanal. Esse dispositivo, alimentado por uma pequena bateria, permite fornecer tensão de pico de até 1,5 kV e permite ajustar o tempo de frente da onda de corrente. Tal amplitude de tensão possibilita minimizar a influência de ruídos e outros distúrbios que, eventualmente, pudessem interferir nas medições. Nos experimentos, uma onda de corrente com um tempo de frente de 5- $\mu$ s foi aplicada à base da torre. Em todos os casos, os eletrodos auxiliares de retorno de corrente foram colocados a distâncias XC maiores do que 150 m da torre. A exata posição da sonda de tensão P foi determinada deslocando-a a partir de uma distância de 90 m da torre até que cessasse a variação da diferença de potencial detectada, o que era indicativo de que o terra remoto fora alcançado. Em cada caso, a onda de corrente imposta foi gravada juntamente com o correspondente GPR. Nas primeiras medidas, tanto a corrente

total quanto a corrente efetivamente injetada no solo através dos eletrodos de pé de torre (esta última, detectada por meio de bobinas de Rogowski) foram gravadas. Além disso, em cada caso a resistência de aterramento de pé de torre foi também medida utilizando um instrumento de 25-kHz. Em ambos os tipos de medição, os cabos de blindagem permaneceram conectadas às torres. Alguns aspectos relevantes dos resultados de medição são discutidos a seguir.

A Figura 7a mostra o registro das ondas de corrente total impostas na base da torre 189 da linha peruana e a corrente injetada apenas no aterramento da torre, juntamente com a onda de GPR medida. A Figura 7b exibe o diagrama de impedâncias calculado a partir da aplicação da Transformada de Fourier às ondas de GPR e correntes. Para cada frequência, a impedância harmônica foi determinada considerando a corrente total imposta e a corrente efetivamente injetada no solo.

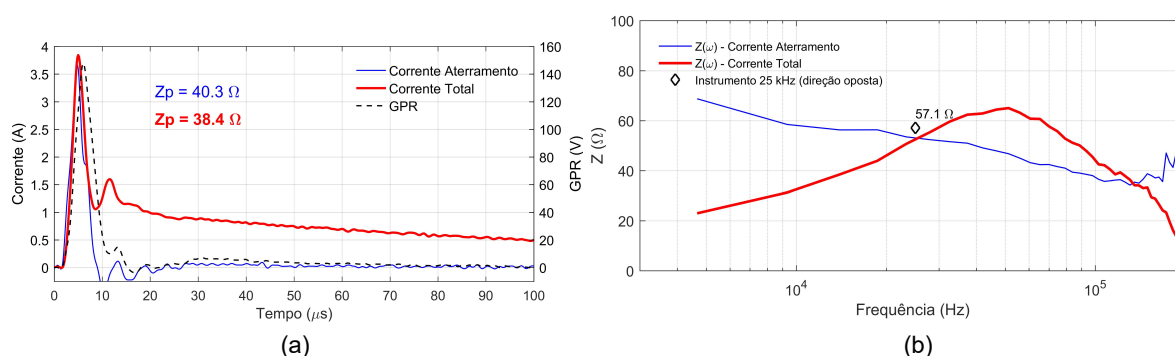


FIGURA 7 – Resultados relativos às medições impulsivas na torre 189 da LT do Peru: (a) ondas de GPR e respectivas correntes impressas no solo e na torre e (b) correspondente diagrama de impedâncias harmônicas calculado por transformada de Fourier

Observa-se que a impedância impulsiva de pé de torre estimada a partir da corrente total aplicada tem valor similar à impedância correta calculada a partir da relação entre o GPR e a corrente efetivamente injetada no solo ( $Z_p$  de 40,3  $\Omega$  e 38,4  $\Omega$ ). O erro, menor que 5%, é considerado bem razoável, pois  $R_T$  tem valor elevado, próximo a 70  $\Omega$ .

As curvas do diagrama de impedância mostram resultados muito interessantes. Note que a impedância harmônica calculada usando  $I_G$  decresce continuamente de aproximadamente 70  $\Omega$  em baixa frequência para 50  $\Omega$  em 25 kHz e 34  $\Omega$  em 100 kHz, como esperado para eletrodos enterrados em solos de alta resistividade. Entretanto, a impedância calculada usando  $I_T$  exibe valores bem menores em baixa frequência, que aumentam com o crescimento da frequência até aproximadamente 25 kHz. Esse comportamento ocorre devido ao fluxo de uma parcela significativa da corrente das componentes de baixa frequência pelos cabos de blindagem, já que o efeito pelicular não é tão significativo nessa faixa de frequência. Com a elevação da frequência a impedância longitudinal desses cabos aumenta, e assim a parcela de corrente fluindo para o aterramento também aumenta. Após esse limiar de 25 kHz, as curvas apresentam comportamento similar.

Outro resultado muito interessante mostrado no diagrama de impedância é a semelhança dos valores de resistência medidos pelo instrumento comercial de 25 kHz (~50  $\Omega$ ) e a impedância harmônica determinada a 25 kHz usando ambas as correntes  $I_G$  e  $I_T$ , quando a medição é realizada com os eletrodos auxiliares de corrente e tensão posicionados em direções opostas. A diferença entre as medições de  $R_T$ ,  $R_{25kHz}$  e  $Z_p$  (valores de aproximadamente 70  $\Omega$ , 50  $\Omega$  e 38  $\Omega$ , respectivamente) é bastante significativa e esta diferença tão notável ocorre devido à condição de alta resistividade do solo.

Como mostra a Figura 8, os mesmos resultados qualitativos descritos nos três últimos parágrafos foram obtidos em medições realizadas na linha de transmissão instalada no Mato Grosso.

Em particular, foi verificado a consistência dos valores de  $R_{25kHz}$  medidos com o instrumento comercial e também a relação  $R_T > R_{25kHz} > Z_p$ . Neste caso, a resistência de baixa frequência  $R_T$  teve valor aproximado de 35  $\Omega$  contra



valores de  $23 \Omega$  e  $19,7 \Omega$  de  $R_{25\text{kHz}}$  e  $Z_p$ . As diferenças entre esses parâmetros se tornam menos pronunciadas em função do valor menos elevado da resistividade do solo.

Um resultado interessante observável a partir dos resultados, refere-se ao valor de  $R_{25\text{kHz}}$  obtido pela medição realizada com os eletrodos auxiliares posicionados na mesma direção (cabos de corrente e tensão posicionados paralelamente sobre o solo), que apresenta erro de aproximadamente 280%. Portanto é recomendável evitar-se esse tipo de configuração de medição.

Na Figura 9, registra-se o resultado relativo à medição impulsiva realizada em poste da linha de 138 kV de Goiás.

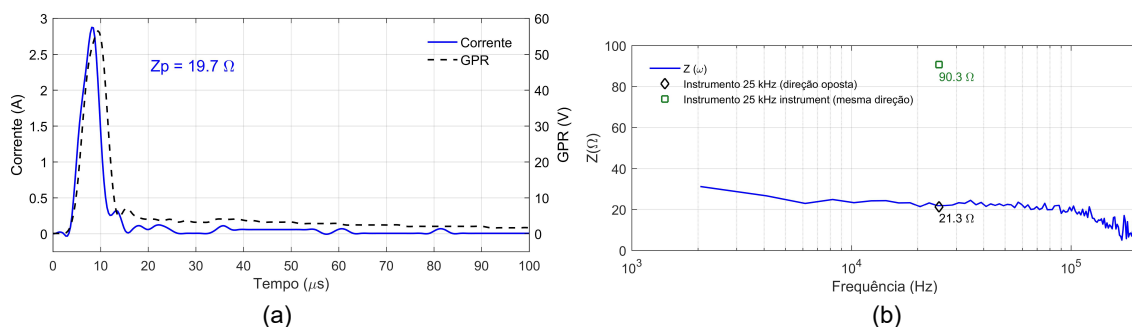


FIGURA 8 - Resultados relativos às medições impulsivas na torre estaiada da LT do Mato Grosso: (a) ondas de GPR e da corrente efetivamente injetada no solo e (b) diagrama de impedâncias harmônicas associado à corrente efetivamente injetada no aterramento da torre, calculado por transformada de Fourier

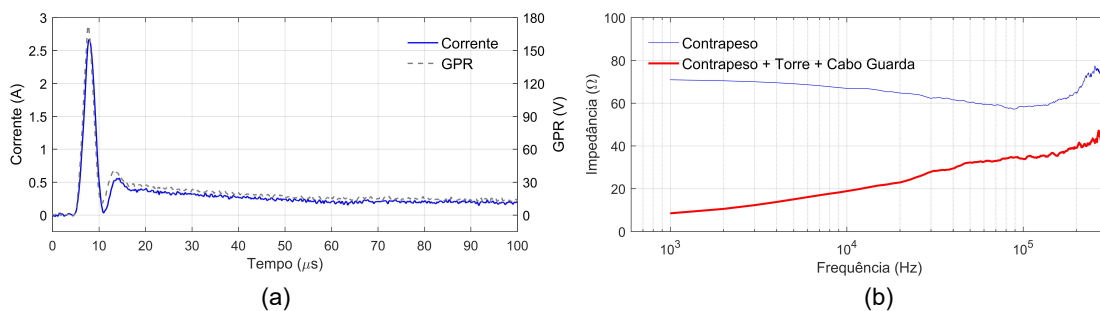


FIGURA 9 - Resultados relativos às medições impulsivas no poste da LT de 138 kV de Goiás: (a) ondas de GPR e da corrente efetivamente injetada no solo e (b) diagrama de impedâncias harmônicas associado à corrente efetivamente injetada no aterramento e na descida do poste conectada ao aterramento e ao cabo de blindagem, calculado por transformada de Fourier

Neste caso, a resistência de baixa frequência  $R_T$  teve valor aproximado de  $73 \Omega$  contra valores de  $63 \Omega$  e  $59 \Omega$  de  $R_{25\text{kHz}}$  e  $Z_p$ . As diferenças entre esses parâmetros são pouco pronunciadas em função do baixo valor da resistividade do solo. Novamente foi verificada a consistência dos valores de  $R_{25\text{kHz}}$  medido com o instrumento comercial (erro inferior a 5%) e, também, a relação  $R_T > R_{25\text{kHz}} > Z_p$ .

## 5.0 - CONCLUSÃO

Neste trabalho, discutiu-se a medição dos parâmetros  $R_T$ ,  $R_{25\text{kHz}}$  e  $Z_p$  para qualificar a resposta de eletrodos de pé-de-torre submetidos a correntes típicas de descargas atmosféricas e, também, foram abordados os problemas envolvidos na implementação prática das metodologias de medição destes parâmetros, assim como as alternativas para solucioná-los.

Sabe-se que a resistência de baixa frequência  $R_T$  não é capaz de expressar essa resposta e que a impedância

impulsiva de primeira descarga seria o parâmetro conciso que melhor descreveria tal resposta em estudos de desempenho de LTs. Por outro lado, pela medição da resistência de pé-de-torre  $R_T$ , é possível determinar  $Z_P$  através do coeficiente de impulso  $I_C$  ( $Z_P = I_C \cdot R_T$ ), cujo valor pode ser calculado para cada resistividade do solo por meio de expressões disponíveis na literatura, como em (4, 7).

Ainda assim, a medição de  $R_T$  nas condições típicas de linhas brasileiras constitui tarefa trabalhosa, por requerer a desconexão dos cabos de blindagem da LT ou dos cabos contrapeso das torres. Isto tem levado à prática de qualificar o aterramento das torres por meio da medição de  $R_{25\text{kHz}}$  utilizando equipamentos comerciais de 25 kHz, que não requerem que os cabos de blindagem sejam desconectados. Neste caso, é importante a colocação dos circuitos de medição de tensão e corrente em lados opostos, como indicado na medição impulsiva da Figura 5, bem como a minimização da impedância de aterramento dos eletrodos auxiliares de retorno de corrente. Por outro lado, os resultados de simulação mostrados na Tabela I indicam que erros relativamente significativos devem ser esperados nesse tipo de medição quando as resistências de aterramento da torre em teste forem elevadas. Ressalta-se que a consistência dessa alternativa foi confirmada pelos resultados de medições impulsivas.

Atualmente, a medição de impedância impulsiva de aterramentos de torres sem desconexão dos cabos de blindagem é possível, adotando-se a configuração indicada na Figura 5. Neste caso, os erros são aceitáveis, como mostram os resultados experimentais obtidos nas medições relativas às Figuras 7 a 9.

É importante destacar que a impedância impulsiva de aterramento de torre medida pela injeção de onda impulsiva com 5  $\mu\text{s}$  de tempo de frente na base da torre é considerado o parâmetro mais representativo para expressar a resposta deste aterramento quando submetido a correntes típicas de primeira descarga atmosférica. Esta impedância impulsiva é significativamente diferente da impedância harmônica em 25 kHz, principalmente em solos de alta resistividade. Esta última difere também da resistência de baixa frequência. Tipicamente,  $R_T > R_{25\text{kHz}} > Z_P$ . Ainda, é prudente lembrar que esse tipo de medição com corrente de baixa amplitude não contempla a ocorrência de ionização do solo, apesar desse efeito ser normalmente desprezível em termos de desempenho de aterramentos de torres de linhas de transmissão (6).

De fato, é possível desenvolver medições confiáveis de todos os parâmetros  $R_T$ ,  $R_{25\text{kHz}}$  e  $Z_P$ , observando os aspectos comentados na Seção II deste trabalho. Portanto, a resposta impulsiva de aterramento de torres pode ser determinada diretamente pela medição de  $Z_P$  ou indiretamente pela sua estimativa com base na medição de  $R_T$  e  $R_{25\text{kHz}}$ . Neste contexto, atualmente o uso disseminado de equipamentos de alta frequência parece ser uma tendência. Porém, espera-se que a medição direta de  $Z_P$  se torne a prática mais comum em um futuro próximo, devido a disponibilidade de instrumentos dedicados a esse tipo de medição e aos resultados superiores que eles fornecem, em termos da qualificação da resposta do aterramento de torres frente a correntes de descargas.

## 6.0 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- (1) W. A. Chisholm ; Y.I. Chow ; K.D. Srivastava, Lightning Surge Response of Transmission Towers, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-102, no. 9, pp.3232 – 3242, 1983
- (2) S. Visacro, "Lightning: an Engineering Approach" (in Portuguese), Ed. ArtLiber, São Paulo, Brazil, pp. 1-272, 2005
- (3) S. Visacro, "Direct strokes to transmission lines: Considerations on the mechanisms of overvoltage formation and their influence on the lightning performance of lines", J. Light. Res., vol. 1, pp. 60–68, 2007
- (4) S. Visacro and F. H. Silveira, "Lightning performance of transmission line: Requirements of tower-footing electrodes consisting of long counterpoise wires", IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 31, no. 4, pp. 1524-1532, August 2017
- (5) S. Visacro, F. H. Silveira and C. H.D. Oliveira, "Measurements for Qualifying the Lightning Response of Tower-footing Electrodes of Transmission Lines", IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, vol. 61, no. 3, DOI: 10.1109/TEMC.2019.2915188, 2019.
- (6) S. Visacro, "A comprehensive approach to the grounding response to lightning currents", IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 22, no. 1, pp. 381-386, January 2007
- (7) S. Visacro, "The use of the impulse impedance as a concise representation of grounding electrodes in lightning protection application", IEEE Transaction on Electromagnetic Compatibility, vol. 60, no. 5, October 2018



- (8) CIGRE W.G. C4.2.02, "Methods for measuring the earth resistance of transmission towers equipped with earth wires", CIGRE Brochure 275, June 2005
- (9) T. V. Magalhães, C. H. D. Oliveira and S. Visacro, "Experimental Evaluation of a methodology for measuring the lightning response of grounding electrodes of transmission lines", 2017 International Symposium on Lightning Protection (XIV SIPDA), Natal, Brazil, October 2017
- (10) S. Visacro, R. Alipio, M. H. Vale and C. Pereira, "The response of grounding electrodes to lightning currents: The effect of frequency-dependent soil resistivity and permittivity", IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, vol. 53, no. 2, pp. 401-406, May 2011
- (11) W. A. Chisholm ; B. Jamali ; M. Mathew ; J. Driscoll ; F. F. Bologna, Transient resistivity measurements on 345-kV transmission towers , 2013 International Symposium on Lightning Protection (XII SIPDA), pp. 171-176, 2013
- (12) Chisholm, W. A., Petrache, E., Bologna, F., "Comparison of low frequency resistance and lightning impulse impedance on transmission towers", International Symposium on Lightning Protection (X SIPDA), Curitiba, Brazil, November 2009
- (13) B. D. Rodrigues and S. Visacro, "Portable grounding impedance meter based on DSP", IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, vol. 63, no. 8, pp. 1916-1925, August 2014
- (14) W.A. Chisholm ; W. Janischewskyj, Lightning surge response of ground electrodes, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 4 , no. 2, pp. 1329 – 1337, 1989
- (15) S. Visacro, A. Soares J., "HEM: A Model for Simulation of Lightning-Related Engineering Problems", IEEE Trans. Power Del., vol.20, no.2, pp. 1026-1208, Apr. 2005
- 16) A. De Conti and S. Visacro, "Analytical representation of single- and double-peaked lightning current waveforms," IEEE Transaction on Electromagnetic Compatibility, vol. 49, no. 2, pp. 448-451, May 2007

#### 1.0 - DADOS BIOGRÁFICOS

Silvério Visacro Filho nasceu em 1956 em Belo Horizonte. Obteve os títulos de engenheiro eletricista e mestre pela UFMG e doutor pela COPPE/UFRJ. É Professor Titular do Departamento de Engenharia Elétrica da UFMG, onde atua na área de Eletromagnetismo Aplicado, com ênfase em Física e Proteção contra Descargas Atmosféricas, Aterramentos Elétricos e Linhas de Transmissão. É coordenador do LRC (Lightning Research Center –UFMG/CEMIG) e tem forte atuação como consultor especial em projetos relacionados a desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas.