

Influence on Short-circuit of Substation Grounding Grids by the Use of OPGW Cables

R. V. Oliveira, M. A. O. Schroeder, R. A. R. Moura, A. C. S. Lima, *Member, IEEE*, and E. G. Silveira

Abstract—Optical Ground Wire (OPGW) are widely used on power systems. However, the usage of such cables during a transient request may lead to an unusual distribution of current along the grounding electrodes. Thus, it is interesting observe if these cables would cause decreased or increased of safety on the vicinity of substations. On the light of such possibility, this paper analyzes the influence of the use of such cables on the intensity of fault currents that flow through the interconnected substation ground grids. For the analysis a comparison between the conventional ground wires set and a system considering the presence of an OPGW are studied. For the modeling of these systems, an EMTP-type software is used as a computational tool for the generation of sensitivity analyzes. The results illustrate that the use of OPGW significantly reduces the grid currents of the interconnected substations. The studies with this thematic founding in literature approach the subject using only conventional ground wires.

Index Terms—Ground wires, grounding systems, OPGW, short-circuit current.

I. INTRODUÇÃO

Com o aumento da demanda de energia elétrica em todos os setores (industrial, comercial e residencial) é importante que haja investimentos nos sistemas elétricos de potência (SEP), tanto em novas tecnologias como também na construção de novas subestações (SE) ou até mesmo a reforma e ampliação daquelas existentes. Para tal, o SEP evoluiu de pequenos conjuntos isolados para conjuntos complexos e interligados, com dimensões até mesmo continentais.

Vários estudos são realizados para que os SEP operem satisfatoriamente. Um dos maiores problemas refere-se aos curtos-circuitos que podem retirar uma linha de transmissão (LT) de operação e também, trazer riscos à integridade física de seres vivos em suas proximidades.

Para tal, considera-se o tipo da configuração de aterramento de uma SE, pois esta determina o caminho para o fluxo da

corrente de curto-circuito em todo o sistema. Segundo [1], [2], estes sistemas devem atender as necessidades funcionais e de proteção. Algumas normas contemplam os critérios necessários aos projetos de sistemas de aterramento isolados ou interconectados, tais como [2]–[4]. Um dos critérios é que a malha de aterramento da SE deva ter valor menor ou próximo a 10Ω . Porém, este valor pode ser dificilmente obtido, seja por motivos como as características do solo, como pelas próprias limitações das instalações físicas das SE [5]. Para alcançar tal valor, uma saída alternativa consiste em conectar os cabos para-raios (PR) junto à malha de aterramento das SE, reduzindo o valor de impedância do conjunto (malha de aterramento, PR e aterramento das torres de transmissão). Este conjunto é denominado *ladder* [5]. Neste caso, e quando há ocorrência de falhas, parte da corrente de curto-circuito flui pelos PR [6], [7]. Assim, a drenagem da corrente para fora da SE faz com que a corrente que flui pela malha de aterramento seja efetivamente menor, diminuindo os efeitos térmicos e as tensões induzidas dentro da SE, além de causar menores valores de sobretensões nas linhas. Caso não haja essa conexão física dos PR com a malha, a corrente de curto-circuito fluirá totalmente pela malha de aterramento. Além disso, devido à interligação dos sistemas de aterramento de diferentes SE, a corrente de falha em quaisquer dos SEP provê corrente à terra nos demais, trazendo riscos aos seres vivos [8], [9].

Aliado ao contexto, as características físicas dos PR influenciam diretamente no comportamento das correntes de falta. Além das funções básicas do PR convencional como proteção contra descargas atmosféricas e deslocamento da corrente de curto-circuito, o *Optical Ground Wire* (OPGW) tem em seu interior fibras ópticas capazes de transmitir altas taxas de dados a longas distâncias. A vantagem de sua utilização é a diminuição de custos, exercendo também uma blindagem reforçada nas fibras ópticas. A resistência elétrica do OPGW é menor do que a do PR convencional, influenciando na distribuição de corrente entre os PR e seu uso segue normas regulamentadoras [10].

Com a expansão do setor de telecomunicações, o uso de PR convencionais em novas linhas e torres de transmissão reduziu-se [11]. Esta é uma realidade em vários países desde meados de 1990 [12]–[14], onde no Japão já havia 5.000 km de OPGW instalados [11].

A maioria dos estudos realizados sobre OPGW aborda assuntos como: efeitos térmicos devido às correntes de curtos-circuitos e descargas atmosféricas, perdas por indução eletromagnética em função da conexão nas torres de transmissão, distribuição da corrente de falha entre os PR e técnicas para localização de falhas [15]–[18].

Verifica-se nos SEP atuais ampla utilização de OPGW.

Artigo submetido em 30/12/2019; revisado em 05/05/2020 e aceito em 06/06/2020.

Este trabalho foi financiado em parte pela Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), código de financiamento 001. Também foi parcialmente financiado pelo Instituto Nacional de Energia Elétrica (INERGE), pelo Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) e pela Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG).

R. V. Oliveira, Faculdade UNA de Divinópolis, Divinópolis, Minas Gerais, Brasil (renatovale.bhz@hotmail.com).

M. A. O. Schroeder e R. A. R. Moura, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade Federal de São João del-Rei, São João del-Rei, Minas Gerais, Brasil (schroeder@ufsj.edu.br, moura@ufsj.edu.br).

A. C. S. Lima, Departamento de Eletrotécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil, (acsl@dee.ufrj.br).

E. G. Silveira, Departamento de Engenharia Elétrica, Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brasil (eduardo@deii.cefetmg.br).

Porém, observa-se na literatura escassez de estudos avaliando o impacto do OPGW nas correntes de falhas em SE. Nas referências [7], [19] são mostradas diferenças nas intensidades destas correntes devido diversas configurações dos sistemas. Todavia, não abordam sobre OPGW. O uso do OPGW causa variação da intensidade da corrente de falha se comparada com apenas PR convencionais, e isso, é importante para ajustes das proteções em sistemas de extra-alta tensão (EAT) e alta tensão (AT), projeto de malhas de aterramento e segurança intrínseca, conforme apresentado em [19]–[23]. Ademais, após descargas atmosféricas em LT, podem ocorrer fenômenos de *flashover* ou *backflashover*, provocando falha no isolamento da torre. Contudo, os aspectos físicos das causas dos curtos-circuitos não são objeto de análise neste artigo. Portanto, as características do OPGW influenciarão nos valores das correntes de curto-circuito, sendo então um importante parâmetro a ser determinado.

Em [6] são apresentados resultados de simulações similares da intensidade de corrente de malha na configuração A (Fig. 1(a)) com o uso de apenas PR convencionais em LT de 420 kV na Turquia. Em [19] são consideradas LT com no máximo 27 vãos, porém em sua análise de resultados e conclusões são apresentadas considerações pertinentes aos estudos realizados neste artigo. Porém, nenhum deles abordam o tema OPGW de forma direta, além dos resultados simulados não serem validados por testes experimentais devido ao alto custo destes [24].

Em função do exposto, este artigo tem por finalidade verificar quão o OPGW influencia nos níveis de curto-circuito de sistemas interligados de transmissão de energia. Mais precisamente, sobre as intensidades de correntes que se deslocam pelas malhas de aterramento das SE interconectadas, considerando-se falhas das cadeias de isoladores em diversos locais entre as SE. Abordam-se também os diferentes tipos de conexões dos PR nas malhas de aterramento. Com este intuito, pode ser elaborada uma análise criteriosa sobre os riscos à segurança de pessoas próximas ou distantes destas instalações, devido ao uso do OPGW.

Este artigo é estruturado da seguinte forma: introdução, descrição das estruturas físicas utilizadas e distribuição das correntes de curtos-circuitos, modelagens adotadas, resultados e análises e conclusão.

II. BASES FÍSICAS E SISTEMAS ESTUDADOS

As configurações do sistema de aterramento são importantes para verificar o deslocamento de correntes de falha e suas magnitudes, das quais são determinantes para tensões de passo e toque dentro das SE, ou até fora delas [25]. Segundo [26], muitos estudos ao longo dos anos abordaram as vantagens e desvantagens de cada um destes sistemas. Atualmente, projetos de sistemas de aterramento de SE possuem sistemas solidamente aterrados ou aterrado por impedância [2].

O método mais simples de se alcançar o neutro do sistema é pelo neutro do transformador de alimentação e, por conseguinte, seu aterramento é conectado a este. A conexão é feita por ligação proposital da malha de aterramento com o neutro do transformador de potência na SE [27]. Com isso, é garantida segurança e proteção dos componentes e equipamentos da

instalação, pois falhas são facilmente detectadas, aumentando a confiabilidade. A maioria das SE tem o sistema aterrado conectado à malha de aterramento [2]. A presença dos PR no SEP influencia significativamente a distribuição da corrente de falha, devido à conexão ou não das malhas de aterramento das SE e/ou torres de transmissão. As correntes são diretamente dependentes das impedâncias dos PR e, portanto, devem-se considerar PR adequados para cada projeto [25].

Este artigo considera sistema de aterramento referenciado à malha de aterramento de uma SE principal [27]. São consideradas duas configurações distintas das conexões dos PR junto às malhas de aterramento das SE: i) configuração A - conexão física dos PR junto à malha de aterramento da SE principal (conforme Fig. 1(a)) e ii) configuração B – sem conexão física dos PR (conforme Fig. 1(b)). Em sistemas de AT e EAT é utilizado o arranjo de dois PR para a proteção das LT, sendo estes aterrados em todas as torres [28]. Em [27] também é realizada a análise de um sistema solidamente aterrado, porém estes dados serão apresentados em futuros trabalhos, assim como a intenção de simular estudos com sistema de aterramento com impedâncias e isolados. As simulações foram divididas e realizadas considerando: (i) uso de dois PR convencionais e (ii) uso de um PR convencional e outro OPGW. Casos práticos dessa troca podem ser vistos em [14], [29].

Na ocorrência de falta, a corrente de falha se distribui conforme Fig. 1(a) e (b), com I_F determinada pela Lei de Kirchhoff de Corrente (LKC). Isto é mostrado na Fig. 1(a), onde I_F (conexão elétrica do cabo condutor da fase C e o PR) provoca deslocamento de I_1 e I_2 pelos dois sentidos do PR, e I_T que flui pelo aterramento da torre de transmissão no ponto de falta. As correntes I_1 e I_2 que fluem pelo próprio PR se distribuem pelos demais aterramentos das torres de transmissão. No solo a corrente I_T é denominada I_{solo} (se deslocando pelo próprio solo) ou I_{malha} (se deslocando por alguma malha de aterramento). O mesmo processo ocorre na Fig. 1(b), onde a única diferença é que o PR não possui conexão física com a malha de aterramento da SE alimentadora.

Com definição da terra como caminho de retorno para correntes de falha, a malha de aterramento é vista como impedância entre o neutro do transformador e o solo, limitando as intensidades das correntes. Considerando a terra como parte integrante do deslocamento de corrente de falha, tem-se a falta fase-terra (FT), a falta fase-fase-terra (2FT) e a falta-trifásica-terra (3FT). Portanto, as malhas de aterramento são percorridas por estas correntes e, assim, desenvolvem potenciais de passo e toque próximos às suas instalações. Em termos estatísticos, têm-se os percentuais [28]: FT (80%), 2FT (10%) e 3FT (5%); o restante é devido à falha fase-fase que não envolve a terra.

A falha 3FT não é importante para dimensionar a malha de aterramento de uma SE, pois ocorre menos frequentemente e não provoca desequilíbrio entre as fases do sistema elétrico [28] (presença apenas da componente de sequência positiva). Se o sistema de uma SE é referenciado à malha de aterramento, não haverá corrente de malha associada a uma falha 3FT [28].

III. MODELAGEM DOS SISTEMAS ESTUDADOS

Todos os casos simulados foram elaborados considerando uma estrutura básica. Estes sistemas possuem uma subestação

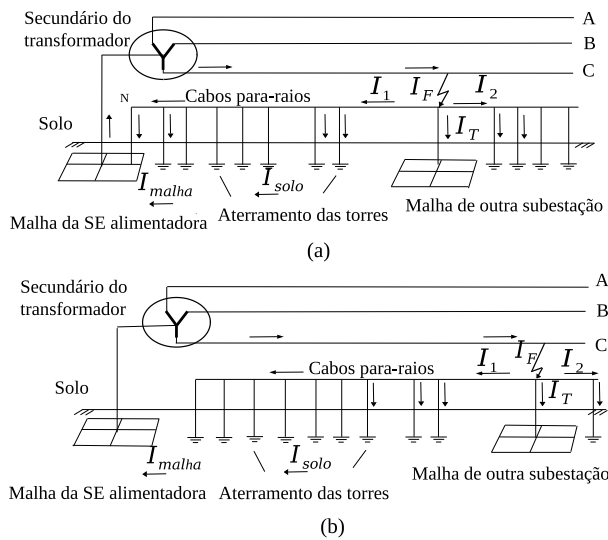


Fig. 1. Sistemas com aterramento das fontes referenciados à malha de aterramento com (a) e sem (b) a conexão dos PR na malha [27].

elevadora principal (SE1) ligada a uma subestação secundária de subtransmissão (SE2) por meio de uma linha de transmissão em EAT de 400 kV.

A SE1 é modelada e representada por um transformador principal elevador, com potência nominal de 96 MVA, 6.8/400 kV, ligação delta/estrela aterrado e, impedância de curto-circuito de 9.5% [30]. A SE2 é representada por um transformador principal abaixador (400/6.8 kV), ligação delta/estrela aterrado, com mesma potência nominal e impedância da SE1.

As malhas de aterramento, na maioria das vezes, são dimensionadas para atender solicitações em baixa frequência, típicas das correntes de curto-circuito. Para frequências baixas (frequência de operação da rede, por exemplo) pode-se representar a impedância da malha de aterramento por uma simples resistência, conforme demonstrado em [27].

A maior preocupação é limitar potenciais presentes na superfície do solo e instalações físicas da SE [2], [31], [32]. Portanto, a resistência da malha de aterramento é determinada por processo iterativo que verifica limitações de segurança, devido máximo defeito a terra (maiores detalhes em [33]).

Os principais dados de entrada são: modelos de solos com resistividades da primeira (ρ_1) e segunda camadas (ρ_2), corrente máxima a percorrer o aterramento (I_{malha}), área de instalação da malha (A_{SE}) e resistividade (ρ_{brita}) e espessura da camada de brita (h_{brita}) da SE. Foram utilizados valores de resistividade de solos típicos do ambiente nacional [32]. Os dados da camada de brita são vistos em [33]. O valor do curto-circuito é calculado a partir do modelo do transformador, assim como das impedâncias (geradores, cabos; normalmente considera-se uma impedância equivalente) a montante. A área da SE pode ser encontrada em documentos técnicos de empresas de engenharia. As grandezas são $\rho_1 = 1500 \Omega m$; $\rho_2 = 900 \Omega m$; $\rho_{brita} = 3000 \Omega m$; $I_{malha} = 1465 A$; $A_{SE} = 21000 m^2$ e $h_{brita} = 0.2 m$.

Com tais definições verificou-se se os valores de potenciais

desenvolvidos estavam dentro dos limites estabelecidos por [2]. Com isso, o valor da resistência da malha de aterramento obtido foi de 3.35Ω , utilizando-se para isso método iterativo demonstrado em [2], [33].

Para a malha de aterramento da SE2, adotou-se mesmo valor dado pela SE1 (3.35Ω). Ressalta-se que esta malha está conectada ao cabo PR da torre de transmissão mais próxima.

Foram utilizados condutores típicos de LT em EAT apresentados por catálogos de fabricantes, especificamente o condutor do tipo ASCR (alumínio com alma de aço). Em relação aos PR foram considerados os seguintes: i) convencionais: EHS 3/8" e ii) OPGW: modelo 52-AL3/29-A20SA, com 24 fibras.

A configuração da torre de transmissão utiliza condutor *bundle* típico para este nível de tensão, com dois condutores por fase, conforme Fig. 2. Os dados de LT, PR e torres de transmissão são incluídos no componente LCC (*Line/Cable Constants*) do *Alternative Transients Program* (ATP), conforme disposto na Tabela I, onde r_{int} e r_{ext} são os raios interno e externo, respectivamente; *Resistência* é a resistência elétrica do cabo e os termos *Horizontal*, *Vertical*, *Meio do vão* e *Largura(Bundle)* são os posicionamentos dos cabos com origens das coordenadas cartesianas nos centros das torres de transmissão. Também são dados de entrada a resistividade do solo, frequência de solicitação, comprimento do vão entre as torres, número de condutores, presença ou não de PR, dentre outros. Segundo [34], o modelo matemático adequado para o sistema estudado neste artigo é o π -nominal, pois possui precisão e eficiência quando a frequência é menor do que o inverso do tempo de propagação da linha, e que geralmente é utilizado para LT menores de 100 km.

O sistema de aterramento típico para torres de transmissão de estruturas autoportantes corresponde a cabos contrapeso conectados às pernas das estruturas, e que estão interligadas nas estruturas metálicas das torres. Em solicitações de baixa frequência, a modelagem do aterramento da torre é representada por uma resistência elétrica. A variação da resistividade do solo próximo a cada torre de transmissão é ampla e portanto, não há um valor típico adotado. Porém, estudos apresentados em [2], [35] utilizam valores de 15Ω a 100Ω . A título de ilustração, algumas concessionárias de energia no Brasil, como por exemplo, a CEMIG, adotam 30Ω [36]. Com os valores dos parâmetros adotados (dimensões e posicionamento de cabos contrapeso no solo, além da resistividade do solo local), disponibilizados em [27], tem-se que $R_{torre} = 27 \Omega$.

A modelagem do curto-circuito é representada pela falha de uma ou duas cadeias de isoladores, dependendo da consideração de falta FT ou 2FT, respectivamente. Portanto, considera-se que não há rompimento de nenhum dos cabos fase, mantendo-se a conexão elétrica entre as duas SE. Outras considerações são o vão entre as torres (500 m) e a utilização de 81 torres de transmissão (equivalente a uma LT de 40 km).

As denominações das torres de transmissão são devido ao seu posicionamento, iniciando sua contagem desde a saída da SE1 em direção à SE2. Com isso, a torre 01 é a mais próxima da SE1 e a torre 81 é a mais próxima da SE2. Os circuitos são simulados como falhas nas cadeias de isoladores nas torres de transmissão 01, 11, 21, 31, 41, 51, 61, 71 e 81.

Na Fig. 3, são representadas as SE1 e SE2, malhas de

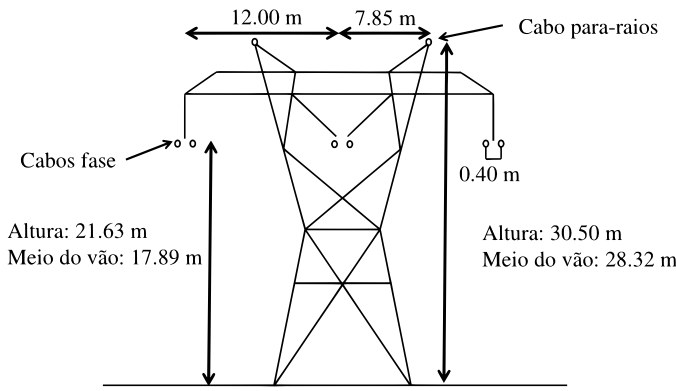


Fig. 2. Configuração da torre de transmissão autoportante em EAT [27].

TABELA I
PRINCIPAIS DADOS DO SISTEMA DE TRANSMISSÃO

Cabos	Cabos fase			PR	
	A	B	C	PR 01	PR 02
Modelo	ASCR	ASCR	ASCR	OPGW	Conv.
Nº de condutores	2	2	2	1	1
r_{int} (cm)	0.4918	0.4918	0.4918	0.5080	0
r_{ext} (cm)	1.4755	1.4755	1.4755	0.6000	0.635
Resistência (Ω/km)	0.0633	0.0633	0.0633	0.5190	3.510
Horizontal (m)	-12	0	12	-7.85	7.85
Vertical (m)	21.63	21.63	21.63	30.50	30.50
Meio do vão (m)	3.74	3.74	3.74	2.18	2.18
Largura(Bundle) (m)	0.40	0.40	0.40	0	0

aterramentos das SE, aterramentos das torres de transmissão, e linhas aéreas e PR entre estas torres (blocos LCC). A Fig. 3 apresenta escala reduzida dos casos simulados, dos quais possuem 81 torres de transmissão citadas anteriormente. A única diferença entre a Fig. 3(a) e Fig. 3(b) refere-se respectivamente, à conexão ou não do PR na malha de aterramento da SE1. Portanto, a Fig. 3(a) representa a configuração A (PR conectados à malha de aterramento) e a Fig. 3(b) representa a configuração B (PR não conectados à malha de aterramento).

IV. RESULTADOS

As análises de resultados são realizadas para cada uma das SE (SE1 e SE2), com o intuito de verificar as intensidades de correntes em suas malhas de aterramento. Tais intensidades estão em valores eficazes. Primeiramente, as análises são para a SE1, onde os resultados são apresentados pelas Figs. 4 e 5. A Fig. 4 mostra a intensidade da corrente de malha nas configurações A e B, provocada por falha de uma das cadeias de isoladores das determinadas torres de transmissão (falha FT). Já na Fig. 5, tem-se o mesmo, apenas diferenciada por falha provocada pelo defeito de duas das cadeias de isoladores (falha 2FT). Nas Figs. 4 a 7 são representados o uso de: (i) dois PR convencionais (legendas “Convencional”) e, (ii) um PR convencional e outro OPGW (legendas “OPGW”).

Verifica-se que as intensidades de corrente de malha na configuração A são bem menores, em comparação com a configuração B. Isso se deve justamente pela conexão do PR na malha de aterramento da SE1. Na configuração A,

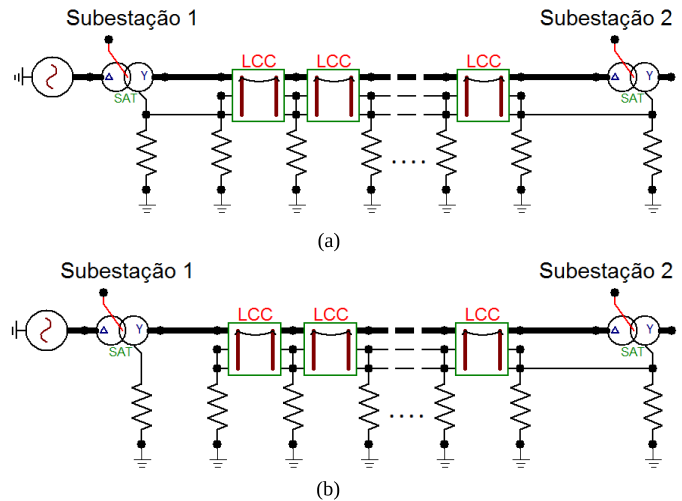


Fig. 3. Configurações A (a) e B (b), respectivamente [27].

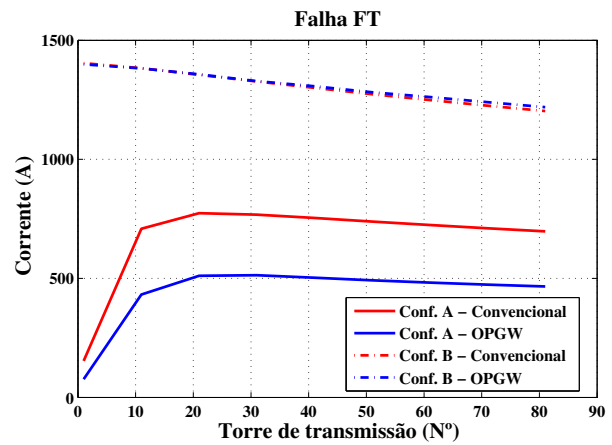


Fig. 4. Corrente de malha na SE1 nas configurações A e B, devido a um defeito em uma das cadeias de isoladores (falha FT) posicionadas nas respectivas torres de transmissão.

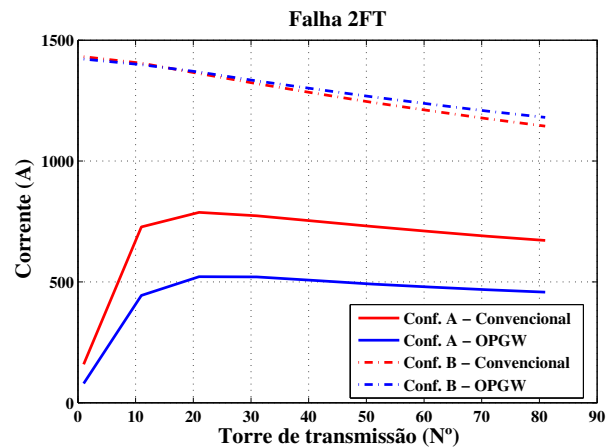


Fig. 5. Corrente de malha na SE1 nas configurações A e B, devido a um defeito em duas das cadeias de isoladores (falha 2FT) posicionadas nas respectivas torres de transmissão.

independente do tipo de falha (FT ou 2FT), a maior magnitude de corrente de malha é vista quando a falha ocorre na torre 21 (situada a 10 km da SE1) e, a partir do distanciamento do local de falha em relação a SE1, a corrente de malha se reduz de maneira linear até a falha no final da LT (torre 81).

As falhas nas cadeias de isoladores da torre 01 (configuração A) apresentam magnitudes bem inferiores se comparadas às falhas nas cadeias de isoladores das demais torres, devido à conexão direta dos PR na malha de aterramento da SE1, proporcionando caminho de baixa impedância para as correntes de falha. Isto não é tão presente nas demais torres, pois as correntes se distribuem nos aterramentos das próprias torres e PR ao longo de todo percurso, fechando o circuito pelo neutro da SE1. Com isso, correntes que se deslocam pelo aterramento das torres, e consequentemente pelo solo, passarão pela malha de aterramento. Assim há redução da corrente de malha na configuração A, quando estas ocorrem mais próximas à SE1. Além disso, o uso do OPGW reduz ainda mais a intensidade da corrente de malha da SE1. Com tal mecanismo prático, são menores as tensões de passo e toque dentro das instalações físicas da SE1, aumentando os níveis de segurança das SE.

Considerando ainda a falha FT, a Tabela II apresenta um comparativo entre as intensidades de correntes de malha da SE1 quando da utilização do OPGW, assim como uma variação percentual de redução ou aumento devido ao uso do OPGW. Nesta mesma tabela são demonstrados separadamente os valores para cada uma das configurações (A e B).

No caso da configuração B, maiores intensidades da corrente de malha ocorrem quando as falhas são próximas a SE1, reduzindo-se também de maneira linear a partir do distanciamento da SE1 e do local de falha até o final da LT (torre 81). Com as falhas mais distantes da SE1, deve-se compreender que o solo está presente ao longo do caminho e, consequentemente sua impedância deverá ser acrescentada à impedância total do sistema. Com isso, as correntes de falhas mais distantes da SE1 possuem intensidades menores se comparadas com as falhas decorrentes nas torres de transmissão mais próximas a esta.

Outra peculiaridade desta configuração é que, pela não conexão dos PR na malha de aterramento, o único caminho possível para o fluxo da corrente de falha será a própria malha de aterramento e, com isso, a corrente de malha é igual a corrente de curto-circuito. Ou seja, a corrente de curto-circuito do sistema virá integralmente pelo solo passando pela malha de aterramento, aumentando os valores de tensão de passo e toque dentro da SE1, e reduzindo os níveis de segurança dentro destas instalações. O uso do OPGW nesta configuração não acarreta em grandes variações nas intensidades das correntes de falha, independente do local da falha.

Utilizando a Tabela II e presença do OPGW têm-se duas análises distintas entre as configurações. Na configuração A e falha FT, os resultados apresentados pelo uso do OPGW representam significativa redução da corrente de malha, com valores entre 33% a 50%, se comparados com o uso de apenas PR convencionais, onde a máxima variação ocorre na falha na torre 01, que é considerado o local de maior risco para pessoas. Isso se deve pela própria conexão do PR na malha de aterramento. Com tal redução, têm-se efetiva diminuição dos potenciais de passo e toque dentro da SE1. Na configuração

TABELA II
CORRENTE DE MALHA NA SE1 E SUAS VARIAÇÕES PERCENTUAIS DEVIDO À FALHA FT

Configuração A				
Falha Torre N°	Convencional I_{rms} (A)	OPGW I_{rms} (A)	Variação (%)	Diminuição ou Aumento
01	153.37	76.64	50.03	Diminuição
11	708.38	432.28	38.98	Diminuição
21	774.07	510.88	34.00	Diminuição
31	767.85	510.88	33.15	Diminuição
41	753.78	502.67	33.31	Diminuição
51	738.72	491.72	33.44	Diminuição
61	724.36	482.22	33.43	Diminuição
71	710.36	473.75	33.31	Diminuição
81	697.40	466.00	33.18	Diminuição
Configuração B				
Falha Torre N°	Convencional I_{rms} (A)	OPGW I_{rms} (A)	Variação (%)	Diminuição ou Aumento
01	1404.03	1398.94	0.36	Diminuição
11	1383.03	1381.90	0.08	Diminuição
21	1354.89	1356.87	0.15	Aumento
31	1327.02	1328.44	0.11	Aumento
41	1300.08	1307.16	0.54	Aumento
51	1273.36	1281.71	0.65	Aumento
61	1249.31	1261.55	0.98	Aumento
71	1225.56	1239.98	1.18	Aumento
81	1202.93	1219.26	1.36	Aumento

B e falha FT, o uso do OPGW aumenta a corrente de malha da SE1, porém com pequenas variações de 0.08% a 1.36%. Com este levantamento, não se compreende que isso seja um problema, pois os valores são bem próximos daqueles apresentados quando do uso de apenas PR convencionais. Assim, pode-se afirmar que seu uso agrega valor com relação à transmissão de dados a longas distâncias.

Considerando-se uma falha 2FT, a Tabela III apresenta um comparativo entre as intensidades de correntes de malha da SE1 desenvolvidas pelo uso do OPGW, assim como uma variação percentual de redução/aumento devido à presença do OPGW. Assim como na Tabela II, a Tabela III demonstra separadamente os valores para cada configuração (A e B).

Segundo a Tabela III, as magnitudes das correntes de malha são maiores que as falhas FT, porém com análises similares em relação às variações destas correntes. Na configuração A, os resultados do uso do OPGW apresentam grandes reduções das correntes de malha, variando de 32% a 50% se comparado com somente PR convencionais, ocorrendo a máxima variação em falha na torre 01, com mesmas justificativas da análise em falha FT. Na configuração B, há aumento da corrente de malha, porém com variações muito pequenas que vão de 0.43% a 3.16%. É compreensível que a corrente de malha na configuração B seja maior que a da configuração A. Como já citado, isso se deve pela não conexão dos PR na malha de aterramento da SE. Na configuração A, como a resistência de malha da SE1 está em paralelo aos aterramentos das torres de transmissão mediante conexão do PR nesta malha, a corrente é dividida entre os diferentes caminhos na entrada da SE1, fazendo com que a corrente de malha seja efetivamente menor.

TABELA III
CORRENTE DE MALHA NA SE1 E SUAS VARIAÇÕES PERCENTUAIS
DEVIDO À FALHA 2FT

Configuração A				
Falha Torre N°	Convencional I_{rms} (A)	OPGW I_{rms} (A)	Variação (%)	Diminuição ou Aumento
01	159.33	79.85	49.88	Diminuição
11	727.47	443.97	38.97	Diminuição
21	787.43	521.48	33.77	Diminuição
31	773.43	520.57	32.69	Diminuição
41	751.37	505.97	32.66	Diminuição
51	729.52	491.09	32.68	Diminuição
61	708.73	478.86	32.43	Diminuição
71	688.82	467.37	32.15	Diminuição
81	671.45	457.41	31.88	Diminuição

Configuração B				
Falha Torre N°	Convencional I_{rms} (A)	OPGW I_{rms} (A)	Variação (%)	Diminuição ou Aumento
01	1431.40	1421.71	0.68	Diminuição
11	1404.67	1398.66	0.43	Diminuição
21	1362.17	1368.18	0.44	Aumento
31	1320.24	1331.69	0.87	Aumento
41	1280.64	1298.04	1.36	Aumento
51	1242.74	1265.86	1.86	Aumento
61	1208.09	1235.53	2.27	Aumento
71	1174.86	1206.39	2.68	Aumento
81	1144.59	1180.80	3.16	Aumento

Os resultados obtidos nas Figs. 4 e 5, referentes à configuração A, apresentam um perfil similar aos resultados que podem ser encontrados em [6], onde há aumento da corrente de malha na SE1 até certa distância da SE e, em seguida há redução desta intensidade conforme há distanciamento do ponto de falta em relação à SE1. Contudo, apesar dos resultados em [6] e nesse documento apresentarem uma mesma tendência, os parâmetros utilizados são distintos aos aplicados neste trabalho, e por conseguinte, os valores das correntes de malha são diferentes inviabilizando uma comparação exata. Ademais, em [19] é apresentado o comportamento de redução da corrente de malha quando aumenta-se o distanciamento da falta em relação a SE1, como ocorre nas configurações A e B, sendo também apresentado por [6].

Visto isso, parte-se para a análise da corrente de malha da SE2. A Fig. 6, do mesmo modo que a Fig. 4, mostra a intensidade da corrente de malha nas configurações A e B. A Fig. 7 (similar à Fig. 5) refere-se aos resultados de uma falha 2FT. Analisando as correntes de malha da SE2, verifica-se que os resultados obtidos pelo uso de apenas PR convencionais são similares, independentemente da configuração (A ou B), sobrepondo-se a representação destes valores nas Figs. 6 e 7; e o mesmo ocorre com o uso do conjunto OPGW.

Em falhas do início da LT até a torre 71, observa-se pelas Figs. 6 e 7 que o conjunto com OPGW apresenta valores maiores do que aqueles conjuntos com apenas PR convencionais. Após tal torre (falhas em torres próximas a SE2) isso se inverte, onde o uso do OPGW apresenta valores menores de corrente de malha até ao fim da LT (torre 81).

Nas Tabelas IV e V são mostradas os valores de correntes

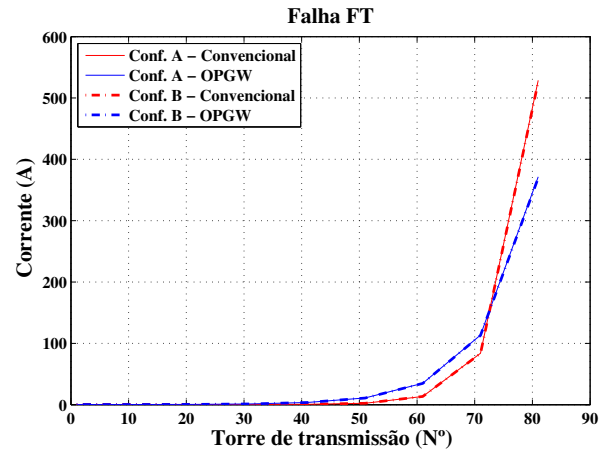


Fig. 6. Corrente de malha da SE2 nas configurações A e B, devido a um defeito em uma das cadeias de isoladores (falha FT) posicionadas nas respectivas torres de transmissão.

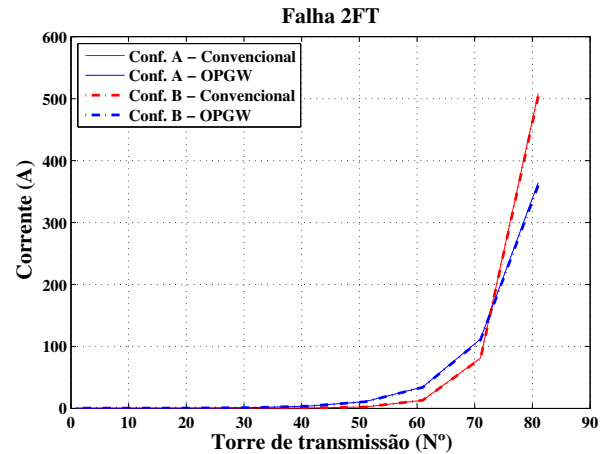


Fig. 7. Corrente de malha da SE2 nas configurações A e B, devido a um defeito em duas das cadeias de isoladores (falha 2FT) posicionadas nas respectivas torres de transmissão.

de malha da SE2 devido a falhas FT e 2FT e, a variação percentual usando o OPGW nas configurações A e B. Na configuração A, por exemplo, quando ocorre falta na torre 71, há aumento de 36% para a falha FT e de 38% para a falha 2FT nas correntes de malha da SE2. Na configuração B, quando ocorre falta na torre 71, há aumento de 35% na falha FT e de 37% na falha 2FT nas correntes de malha da SE2. Considerando que haja maior risco para pessoas quando as falhas ocorrem próximas a SE2, houve redução da corrente de malha devido à utilização do OPGW. Independentemente da configuração adotada (A ou B), a redução foi de 30% para a falha FT e de 28% para a falha 2FT. Com tal redução, têm-se efetivamente uma diminuição dos potenciais de passo e toque dentro da SE2, assim como nos casos estudados para a SE1.

Verifica-se então, que para as maiores intensidades de corrente de malha da SE2, o uso de cabos OPGW acarreta em reduções significativas se comparados com PR convencionais. Para tal, a utilização de cabos OPGW apresenta segurança intrínseca para a redução das tensões de passo e toque nas proximidades das instalações das subestações.

TABELA IV
CORRENTE DE MALHA NA SE2 E SUAS VARIAÇÕES PERCENTUAIS
DEVIDO À FALHA FT

Configuração A				
Falha Torre N°	Convencional I_{rms} (A)	OPGW I_{rms} (A)	Variação (%)	Diminuição ou Aumento
01	0.25	0.32	25.00	Aumento
11	0.26	0.30	13.51	Aumento
21	0.27	0.47	73.68	Aumento
31	0.31	1.24	300.00	Aumento
41	0.59	3.60	505.95	Aumento
51	2.38	10.96	361.31	Aumento
61	13.52	34.95	158.47	Aumento
71	83.74	113.51	32.56	Aumento
81	528.78	371.55	29.73	Diminuição
Configuração B				
Falha Torre N°	Convencional I_{rms} (A)	OPGW I_{rms} (A)	Variação (%)	Diminuição ou Aumento
01	0.25	0.25	0.00	-
11	0.26	0.26	0.00	-
21	0.27	0.46	71.05	Aumento
31	0.31	1.22	293.18	Aumento
41	0.59	3.56	498.81	Aumento
51	2.37	10.86	358.51	Aumento
61	13.46	34.70	157.77	Aumento
71	83.51	112.95	35.26	Aumento
81	526.43	369.64	29.78	Diminuição

TABELA V
CORRENTE DE MALHA NA SE2 E SUAS VARIAÇÕES PERCENTUAIS
DEVIDO À FALHA 2FT

Configuração A				
Falha Torre N°	Convencional I_{rms} (A)	OPGW I_{rms} (A)	Variação (%)	Diminuição ou Aumento
01	0.23	0.30	34.38	Aumento
11	0.23	0.30	34.38	Aumento
21	0.23	0.50	115.15	Aumento
31	0.28	1.28	364.10	Aumento
41	0.56	3.61	545.57	Aumento
51	2.30	10.90	374.46	Aumento
61	13.17	34.58	162.53	Aumento
71	81.26	111.91	37.71	Aumento
81	508.41	364.37	28.33	Diminuição
Configuração B				
Falha Torre N°	Convencional I_{rms} (A)	OPGW I_{rms} (A)	Variação (%)	Diminuição ou Aumento
01	0.23	0.25	9.37	Aumento
11	0.23	0.28	25.00	Aumento
21	0.23	0.50	115.15	Aumento
31	0.28	1.26	356.41	Aumento
41	0.55	3.54	541.03	Aumento
51	2.28	10.70	368.42	Aumento
61	13.06	34.11	161.18	Aumento
71	80.49	110.49	37.27	Aumento
81	503.75	359.97	28.54	Diminuição

V. CONCLUSÃO

A análise da presença do OPGW e sua conexão ao sistema de aterramento da SE, tem importância significativa devido

ao avanço dos sistemas de telecomunicações e de transmissão de energia, alterando as características elétricas dos sistemas de transmissão em EAT. A abordagem dos resultados obtidos neste trabalho e suas informações são relevantes para o estudo dos diferentes tipos de configurações do sistema de aterramento de SE e, também, sobre a utilização de apenas PR convencionais ou PR convencional e OPGW. Considerando isso, observa-se a distinção de resultados mais claramente quando a análise se refere às correntes de malha da SE1.

Os resultados demonstram que o uso do OPGW nestes SEP acarreta na redução das correntes que fluem pelas malhas de aterramentos das SE interligadas (SE1 e SE2). Isto é visto pelas reduções das variações percentuais dos resultados, como por exemplo, redução na configuração A entre 33% a 50% para a falha FT, e de 32% a 50% para a falha 2FT. Outro exemplo é a redução da corrente de malha na SE2 quando suas intensidades têm valores consideráveis, tais como as falhas entre as torres 71 a 81. Conforme exposto, há uma redução de 30% para a falha FT e, 28% para a falha 2FT. Com isso, e devido ao fluxo de correntes reduzidas, têm-se menores potenciais nos solos próximos às estruturas físicas das SE, aumentando o nível de segurança de pessoas que ali transitam.

Com isso, pode-se justificar seu uso como benéfico, justamente pelo aumento da segurança e incremento das redes de comunicação, utilizando-se para tal as torres de transmissão em EAT para longas distâncias e evitando custos de construção de novas linhas específicas para telecomunicações.

Não foi escopo deste trabalho verificar se as fibras óticas seriam capazes de suportar circulações das correntes de curto-circuito. Contudo, em trabalhos futuros a capacidade térmica suportável de tais cabos será assunto de interesse.

REFERENCES

- [1] E. Sunde, *Earth conduction effects in transmission systems*. New York, NY, USA: Dover Publication, 1968, pp. 66-67.
- [2] IEEE Guide for safety in AC substation grounding, IEEE Standard 80, 2013.
- [3] IEEE Guide for measuring earth resistivity, ground Impedance, and earth surface potentials of a ground system (Part 1), IEEE Standard 81, 1983.
- [4] IEEE Guide for measurement of impedance and safety characteristics of large, extended or interconnected grounding systems (Part 2), IEEE Standard 81, 1992.
- [5] L. Popovic, "Efficient reduction of fault current through the grounding grid of substation supplied by cable line," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 15, no. 2, pp. 556-561, Apr. 2000.
- [6] F. Gatta and F. Iliceto, "Calculation of current flow in grounding systems of substations and of HV line towers, in line shield wires and cable sheaths during earth faults," *ETEP*, vol. 8, no. 2, pp. 81-90, Mar./Apr. 1998.
- [7] F. Gatta, S. Lauria, G. Parise and D. Del Grosso, "Performance of the common grounding system during ground faults," in *18th CIRED*, Turin, Italy, Jun. 6-9, 2005.
- [8] E. Faleiro, F. Pazos, G. Asensio, G. Denche, D. Garcia and J. Moreno, "Interaction between interconnected and isolated grounding systems: A case study of transferred potentials," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 30, no. 5, pp. 2260-2267, Oct. 2015.
- [9] M. L. Di Silvestre, L. Dusonchet, S. Favuzza, S. Magione, L. Mineo, M. Mitolo, E. Sanseverino and G. Zizzo, "Interconnections criteria of grounding grids in global grounding systems," in *54th I&CPS*, Niagara Falls, Canada: May. 31, 2018.
- [10] IEEE Standard for testing and performance for optical ground wire (OPGW) for use on electric utility power lines, IEEE Standard 1138, 2009.
- [11] R. Farizele Pinto, "Análise de métodos convencionais na avaliação do desempenho de cabos OPGW em linhas de transmissão," M.S. thesis, COPPE, UFRJ, Rio de Janeiro, Brazil, 2006.

- [12] H. Murata, "Application of optical communications for power distribution companies," in *IEEE Region 10 in ICCCS*, Hong Kong, China: Sep. 24-27, 1990, CH2866-2/90/0000-788.
- [13] J. Lanier, "Design and installation of optical ground wire from a transmission utility perspective," *IEEE Power Engineering Society Summer Meeting*, vol. 1, pp. 94-96, Jul. 2001.
- [14] A. Aguiar and M. J. Perez, "Experience in OPGW cables selection for overhead transmission live lines," in *IEEE/PES T&D Conference and Exposition: Latin America*, Caracas, Venezuela, Aug. 15-18, 2006.
- [15] U. Sharipov and G. Égamnazarov, "Calculating currents in lightning protection cables and in optical cables built into them during asymmetric short circuits in overhead transmission lines," *Power Technology and Engineering*, vol. 50, no. 6, pp. 673-678, Mar. 2017.
- [16] L. Andrade and T. P. Leão, "Fault location for transmission lines using wavelet," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 12, no. 6, pp. 1043-1048, Sep. 2014.
- [17] M. C. S. Cruz and M. F. Medeiros Jr., "A performance analysis of methods for fault location in transmission lines considering errors in data acquisition," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 13, no. 7, pp. 2159-2167, Jul. 2015.
- [18] F. V. Lopes, B. F. Kusel and K. M. Silva, "Traveling wave-based fault location on half-wavelength transmission lines," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 14, no. 1, pp. 248-253, Jan. 2016.
- [19] R. F. Gonçalves, "Distribuição de correntes de sequência zero em linhas de transmissão," M.S. thesis, PPGEE, UFMG, Belo Horizonte, Brazil, 1984.
- [20] M. R. Calado and S. J. Mariano, "Determination of the earth fault factor in power systems for different earthed neutrals," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 8, no. 6, pp. 637-645, Dec. 2010.
- [21] H. Marcolino, J. B. Leite and R. S. Mantovani, "Optimal coordination of overcurrent directional and distance relays in meshed networks using genetic algorithm," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 13, no. 9, Sep. 2015.
- [22] L. S. Resende and G. D. Silveira, "Modeling of electrical protection functions of hydropower plants using the ATP," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 14, no. 3, pp. 1265-1270, Mar. 2016.
- [23] G. Parise, L. Parise and L. Martirano, "Intrinsically safe grounding systems and global grounding systems," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 54, no. 1, pp. 25-31, Aug. 2017.
- [24] C. Huang, B. Zhong, Y. Ma, F. Zou and J. He, "Analysis of short-circuit current characteristics and its distribution of artificial grounding faults on DC transmission lines," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 33, no. 1, pp. 520-528, Feb. 2018.
- [25] J. Fortin, H. Sarmiento and D. Mukhedkar, "Field measurement of ground fault current distribution and substation ground impedance," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. PWRD-1, no. 3, pp. 48-60, Jul. 1986.
- [26] S. B. Griscom, "Grounding of power system neutrals," in *Electrical Transmission and Distribution - Reference Book*, Pennsylvania: Central Station Engineers of the Westinghouse Electric Corporation, 1964, ch. 19, pp. 643-665.
- [27] R. V. Oliveira, "A influência exercida pelos tipos de cabos para-raios sobre a intensidade de corrente de curto-circuito e sua distribuição na rede elétrica," M.S. thesis, PPGEL, UFSJ/CEFET-MG, São João del Rei, Brazil, 2017.
- [28] W. Stevenson and J. Grainger, "Symmetrical faults," in *Power System Analysis*, New York, NY, USA: Ed. McGraw-Hill, 1994, ch. 10, pp. 380-381.
- [29] F. Nishiura (Org.), "OPGW installation in energized transmission line," in *IEEE/PES Transmission & Distribution Conference and Exposition: Latin America*, Caracas, Venezuela, Aug. 15-18, 2006.
- [30] N. Chiesa, H. Hoidalén, M. Lambert and M. Duró, "Calculation of inrush currents - Benchmarking of transformer models", in *IPST*, Delft, Netherland, Jun. 14-17, 2011.
- [31] A. C. Alves, "Contributions to the calculation of reduction factor of contact resistance of the foot in grounding projects," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 12, no. 2, pp. 153-160, Mar. 2014.
- [32] P. J. Nogueira, "Influência da estratificação do solo na impedância impulsiva de aterramentos de linhas de transmissão," M.S. thesis, PPGEE, CEMIG/PUC, Belo Horizonte, Brazil, 2002.
- [33] G. Kindermann and J. M. Campagnollo, "Malha de aterramento" in *Aterramento Elétrico*, 3rd ed. Porto Alegre, Brazil: Ed. Sagra-DC Luzzatto, 1995, ch. 8, pp. 135-136.
- [34] E. Haginomori, T. Koshiduka, J. Arai and H. Ikeda, "Modeling of system components" in *Power system transient analysis: Theory and practice using simulation programs (ATP-EMTP)*, New Jersey, NJ, USA: Ed. Wiley, 2016, ch. 2, pp. 24-25.
- [35] EPRI, "Guide for transmission line grounding - A roadmap for design, testing and remediation: Part I - Theory Book," Electrical Power Research Institute, Palo Alto, CA, USA: Final Report, 2007.
- [36] R. L. Nogueira, "Análise de sistemas de aterramento sob solicitações impulsivas: Otimização e critérios de segurança em aterramentos de estruturas de linhas de transmissão," M.S. thesis, COPPE, UFRJ, Rio de Janeiro, Brazil, 2006.



Renato Vale de Oliveira Obteve o título de mestre em Engenharia Elétrica pela associação ampla da Universidade Federal de São João del-Rei (UFSJ) e o Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET/MG) em 2017. Atualmente é professor nos cursos das engenharias e administração na Faculdade UNA de Divinópolis e pesquisador do Grupo de Alta Tensão e Coordenação de Isolamento (GATCI/CNPq) da UFSJ.



Marco Aurélio de Oliveira Schroeder Obteve o título de doutor em Eng. Elétrica em 2001 e, o título de mestre em Eng. Elétrica em 1996, ambos pela Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG). Atualmente é professor titular do Dpto. Eng. Elétrica e do Programa Pós-Grad. Eng. Elétrica da Universidade Federal de São João del-Rei (UFSJ). Tem experiência em Eng. Elétrica com ênfase em Eletromagnetismo Aplicado.



Rodolfo Antônio Ribeiro de Moura Obteve o título de doutor pela Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ) em 2018, e o título de mestre pela Universidade Federal de São João del-Rei (UFSJ) em 2014, ambos em Eng. Elétrica. Atualmente é professor do curso de Eng. Elétrica da UFSJ e, pesquisador do Grupo de Alta Tensão e Coordenação de Isolamento (GATCI/CNPq) da UFSJ.



Antônio Carlos Siqueira de Lima Obteve o título de doutor em Eng. Elétrica em 1999 e o título de mestre em Eng. Elétrica em 1997, ambos pela Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ). Atualmente é professor associado da UFRJ. Tem experiência na área de Eng. Elétrica, com ênfase na área de Transmissão da Energia Elétrica e Modelagem de Equipamentos Elétricos.



Eduardo Gonzaga da Silveira Obteve o título de doutor em Eng. Elétrica em 2007 e o título de mestre em Eng. Elétrica em 2001, ambos pela Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG). Atualmente é professor Titular do Ensino Básico e Tecnológico do Curso Técnico de Eletrotécnica, do Dpto Eng. Elétrica e do Programa de Pós-Graduação em Eng. Elétrica do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET/MG). Tem experiência na área de Eng. Elétrica, com ênfase em Sistemas Elétricos de Potência.