



Universidade Federal
de São João del-Rei

**CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA
DE MINAS GERAIS – CEFET/MG**
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO - DPPG
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
ELÉTRICA - PPGEL

**ANÁLISE DE ELEVAÇÃO DE POTENCIAL
RESULTANTE EM PARQUES EÓLICOS DEVIDO À
INCIDÊNCIA DIRETA DE DESCARGAS
ATMOSFÉRICAS**

Aluno: Lucas Silva Passos
Orientador(a): Rafael Silva Alípio



**CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA
DE MINAS GERAIS – CEFET/MG**

DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO - DPPG

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA

ELÉTRICA - PPGEL



Universidade Federal
de São João del-Rei

ANÁLISE DE ELEVAÇÃO DE POTENCIAL RESULTANTE EM PARQUES EÓLICOS DEVIDO À INCIDÊNCIA DIRETA DE DESCARGAS ATMOSFÉRICAS

Lucas Silva Passos

Texto da Dissertação de Mestrado submetida à banca examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica - PPGEL, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador(a): Rafael Silva Alípio

Belo Horizonte, dezembro de 2020.

P289a Passos, Lucas Silva
Análise de elevação de potencial resultante em parques eólicos devido à incidência direta de descargas atmosféricas / Lucas Silva Passos. – 2020.
viii, 68 f.: il., gráfs, tabs., fotos.

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica em associação ampla entre a UFSJ e o CEFET-MG.
Orientador: Rafael Silva Alípio.
Dissertação (mestrado) – Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais.

1. Energia eólica – Teses. 2. Raio – Proteção – Teses. 3. Redes elétricas – Medidas de segurança – Teses. 4. Correntes elétricas – Aterramento – Teses. I. Alípio, Rafael Silva. II. Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais. III. Universidade Federal de São João del-Rei. IV. Título.

CDD 621.312136

Agradecimentos

Agradeço:

- a Deus por ter me dado saúde e me ajudado a enfrentar os momentos de dificuldade;
- ao Prof. Rafael Alípio pela orientação, pelo empenho e dedicação em transmitir os seus conhecimentos. Agradecer pela capacidade de motivação e por ser um verdadeiro líder ao longo do desenvolvimento deste trabalho. Muito orgulho por ter sido seu aluno e orientando.
- ao Prof. Miguel de Brito, pelos ensinamentos transmitidos no estudo de descargas atmosféricas;
- ao Prof. Márcio Matias, que mesmo com tantas atribuições sempre cuidou e incentivou os alunos do mestrado.
- ao CEFET-MG, pela capacitação profissional adquirida ao longo da minha graduação e pós graduação, tenho muita gratidão e orgulho de ter feito parte desta instituição;
- aos meus pais, pela preocupação e empenho em garantir boa educação aos seus filhos, sempre me incentivado e me apoiando em todos os momentos;
- à minha irmã, que está ao meu lado em todos os momentos, me incentivando a conquistar os meus objetivos;
- à minha esposa, por estar ao meu lado durante este período que exigiu muita dedicação aos estudos;
- aos meus amigos e colegas do CEFET-MG, principalmente os que conviveram durante o período do mestrado, em especial: Pedro Henrique, Daiane Rafael, Chistiane, Marco Aurélio e Jean, pelos momentos de estudos e pelos momentos de distração, ajudando a vencer este desafio;
- à Ivana Alvares, amiga que sempre me incentivou e possibilitou alinhar as atividades do mestrado com o trabalho de engenharia durante o período em que trabalhei na Egis;
- ao Alexandre Lima, por compreender as minhas idas e vindas ao longo do período em que trabalhamos na engenharia da construção do Ramal ferroviário sudeste do Pará;
- à equipe da Eletropassos, por entender os momentos que fiquei ausente para me dedicar ao Mestrado.

Resumo

Esta dissertação é dedicada ao estudo da elevação de potencial resultante em parques eólicos decorrente da incidência direta de descargas atmosféricas. O estudo é realizado por meio de simulações computacionais empregando-se uma abordagem híbrida com a representação dos elementos aéreos utilizando a teoria de linhas de transmissão a parâmetros distribuídos e do sistema de aterramento do parque empregando um método baseado diretamente na teoria de campo. Consideram-se condições típicas do Brasil em termos de valores de resistividade elétrica e ondas de corrente de descargas atmosféricas. De acordo com os resultados, para correntes representativas de descargas subsequentes descendentes negativas e de descargas ascendentes negativas, os sistemas de aterramento das turbinas adjacentes à atingida pela descarga atmosférica não contribuem para redução do valor do pico do GPR desenvolvido, considerando distâncias práticas entre turbinas em um parque eólico. Nesse caso, apenas os eletrodos de interligação, além do aterramento da própria turbina atingida, contribuem para redução do GPR, sendo que a parcela desse eletrodo que efetivamente contribui para redução aumenta com o crescimento da resistividade. No caso de primeiras descargas de retorno descendentes negativas, que são ondas mais lentas, os aterramentos das turbinas adjacentes podem contribuir para redução do pico do GPR, dependendo do valor da resistividade do solo e da distância entre as turbinas: quanto maior a resistividade e menor a distância, mais provável que os aterramentos adjacentes contribuam para redução do GPR. De modo geral, a interligação entre os diversos aterramentos do parque eólico leva a uma redução significativa da resistência de aterramento de baixa frequência vista por cada turbina individualmente, mas não da impedância impulsiva. Ainda, mostra-se que a representação dos elementos aéreos leva a um aumento do valor de pico do GPR, especialmente para ondas de corrente com frente mais rápida, sendo observados aumentos de até 30%.

Abstract

This master thesis is dedicated to the study of the ground potential rise in wind farms due to direct lightning strikes. The study is carried out by means of simulations using a hybrid approach, where the aerial elements are modelled using the distributed parameters transmission line theory and wind farm grounding system is modelled applying a method based directly on the field theory. Typical Brazilian conditions are considered in terms of electrical resistivity values and lightning current waves. According to the results, for currents representative of subsequent strokes in negative downward flashes or return strokes associated with negative upward flashes, the grounding systems of the wind turbines adjacent to the struck one do not contribute to reducing the peak value of the developed GPR, considering practical distances between turbines in a wind farm. In this case, only the interconnecting electrode, in addition to the grounding system of the struck wind turbine itself, contribute to the decrease of the GPR peak, and the length of this electrode that effectively contributes to such reduction increases with the increase of soil resistivity. In the case of first strokes in negative downward flashes, which are slower waves, the grounding systems of the adjacent towers might contribute to reducing the peak of the GPR, depending on the value of the soil resistivity and the distance between the wind turbines: the higher the resistivity and the lower the distance, the adjacent grounding systems are more likely to contribute to the GPR reduction. In general, the interconnection between the different grounding systems of the wind farm leads to a significant decrease of the low-frequency grounding resistance, but not of the impulsive impedance, seen by each turbine individually. Finally, it is shown that the representation of the aerial elements leads to an increase in the peak value of the GPR, especially for current waves with a lower front time, with increases of up to 30% being observed.

Sumário

Resumo	v
Abstract	vi
Sumário	vii
Capítulo 1 Introdução	1
1.1. Relevância do tema e contextualização	1
1.2. Objetivos	2
1.3. Organização do texto	3
1.4. Publicações	3
Capítulo 2 Modelagem de parques eólicos para simulação de transitórios eletromagnéticos de origem atmosférica	5
2.1 Introdução	5
2.2 Caracterização da descarga atmosférica	5
2.2.1 Principais parâmetros de interesse	5
2.2.2 Tipificação das descargas atmosféricas	7
2.2.3 Descarga descendente negativa	10
2.2.4 Descarga ascendente negativa	13
2.2.5 Representação das correntes de retorno para simulação de transitórios	15
2.3 Modelagem dos componentes do parque eólico para simulação de transitórios	18
2.3.1 Pás	19
2.3.2 Torre	22
2.3.3 Sistema de aterramento	26
2.4 Considerações finais	30
Capítulo 3 Resultados	31
3.1 Introdução	31
3.1 Estudo de caso 1: interligação de aterramentos adjacentes de aerogeradores	32
3.1.1 Introdução	32
3.1.2 Configurações simuladas	34

3.1.3	Elevação de potencial no aterramento (GPR) para eletrodo de interligação de 80 m 35	
3.1.4	Comparação entre GPRs para L=80, 120, 160, 200, 240 e 280 m	40
3.1.5	Relação entre impedância impulsiva e coeficiente de impulso	43
3.2	Estudo de caso 2: Simulação de parque eólico.....	48
3.2.1	Introdução.....	48
3.2.2	Múltiplos aterramentos interligados	50
3.2.3	Inclusão dos elementos aéreos.....	52
3.3	Considerações finais.....	58
Capítulo 4 Conclusões e Propostas de Continuidade.....		60
Referências Bibliográficas.....		63

Capítulo 1 Introdução

1.1. Relevância do tema e contextualização

A energia advinda de fontes eólicas vem apresentando um forte crescimento, aumentando a cada ano sua participação na matriz energética nacional e mundial [1]. No Brasil, até o fim de 2018 foram adicionados 1,94 GW de geração eólica, representando um aumento da capacidade instalada de 15,19% em relação a dezembro de 2017. Atualmente, o Brasil tem uma capacidade instalada de cerca de 14,71 GW e é o 8º país com maior capacidade eólica instalada no mundo [1]. Importante para o desenvolvimento e a construção de uma sociedade sustentável, a energia eólica tem custo competitivo e baixo impacto ambiental na implantação e na operação.

As turbinas eólicas são estruturas altas e, normalmente, instaladas em locais que são muito expostas a descargas atmosféricas, tornando-se a sua proteção e o seu desempenho frente a esse fenômeno uma grande preocupação para engenheiros e técnicos envolvidos em projeto, construção e manutenção de parques eólicos [1]. Os danos causados pelas descargas atmosféricas aos parques eólicos podem ser divididos em dois grandes tópicos. O primeiro diz respeito a danos físicos causados ao sistema, principalmente às pás do aerogerador e aos componentes mecânicos [2], [3]. O segundo diz respeito aos distúrbios eletromagnéticos introduzidos no sistema quando uma descarga incide na turbina eólica, e que podem causar mal funcionamento e/ou dano de equipamentos e transferência de surtos para a rede de média tensão [4]–[7]. Este trabalho se dedica ao segundo grupo de avarias.

Na avaliação das sobretensões transitórias resultantes em parques eólicos devido à incidência direta de descargas, as simulações computacionais desempenham papel importante no auxílio à definição de práticas adequadas de proteção [8]. Portanto, é fundamental que os modelos empregados nas simulações sejam rigorosos e contemplem as informações físicas essenciais do fenômeno investigado. A modelagem inadequada ou incompleta de componentes do parque eólico e das descargas atmosféricas pode levar a resultados de simulação errôneos ou não realísticos e implicar a definição de práticas inadequadas de proteção que podem, dentre

outros aspectos: 1) acarretar prejuízos em decorrência de danos ou destruição de equipamentos submetidos a sobretensões atmosféricas; 2) ocasionar desligamentos da planta de geração eólica com sérias consequências de ordem econômica e social; e 3) implicar gastos excessivos em decorrência de sobredimensionamento. Tendo em conta o cenário descrito, o presente trabalho pretende gerar uma contribuição na simulação de transitórios decorrentes da incidência direta de descargas atmosféricas em parques eólicos. Os resultados obtidos permitirão a realização de análises rigorosas e a definição de práticas confiáveis para proteção de parques eólicos contra descargas atmosféricas. Adicionalmente, podem possibilitar a expansão dos parques eólicos no Brasil e o fornecimento de energia confiável e de qualidade.

1.2. Objetivos

O objetivo geral deste trabalho é a modelagem e simulação de parques eólicos, com a finalidade de avaliar de forma rigorosa o comportamento transitório do sistema, sobretudo no que diz respeito às sobretensões decorrentes da incidência direta de descargas atmosféricas.

O desenvolvimento do trabalho compreende os seguintes objetivos específicos:

- Aplicar uma modelagem eletromagnética para simulação do sistema de aterramento interligado de parques eólicos no domínio da frequência e incorporar essa modelagem em plataformas de cálculo de transitórios no domínio do tempo e de uso livre, por exemplo, o *Alternative Transients Program* (ATP).
- Modelar os elementos aéreos principais de um parque eólico pelos quais a corrente de descarga devido a uma incidência direta circula como, por exemplo, pás e torres.
- Aplicar as modelagens desenvolvidas para simulação sistemática do comportamento transitório de parques eólicos submetidos à incidência direta de descargas atmosféricas, com o intuito de gerar um conjunto de resultados que auxilie na definição de práticas consistentes de proteção.

1.3. Organização do texto

Este texto está organizado em quatro capítulos além deste introdutório.

O capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica dos principais aspectos relativos à modelagem de parques eólicos para simulação de transitórios. Incluem-se neste capítulo as modelagens relativas às ondas de corrente de descargas atmosféricas, elementos aéreos do parque eólico (pás, contato dinâmico e torre) e sistema de aterramento. Nesse capítulo também são definidas as modelagens que serão empregadas nas simulações deste trabalho.

O capítulo 3 apresenta uma análise sistemática do comportamento transitório de parques eólicos frente a correntes de descargas atmosféricas. Destacam-se dois grandes conjuntos de simulações considerando, primeiramente, apenas o sistema de aterramento e, em seguida, um parque eólico constituído por cinco turbinas eólicas. Avalia-se de forma rigorosa o papel dos eletrodos de interligação entre os aterramentos das diversas turbinas que compõem um parque eólico, o papel do aterramento das turbinas adjacentes na redução da elevação de potencial resultante na turbina atingida pela descarga e, finalmente, o impacto dos elementos aéreos na avaliação das elevações de potencial decorrentes da incidência direta de descargas no parque eólico.

O capítulo 4 apresenta as principais conclusões deste trabalho e as principais propostas de continuidade.

1.4. Publicações

As seguintes publicações são resultado dos desenvolvimentos desta dissertação:

1. R. Alipio, M. T. Correia de Barros, M. Guimarães, L. Passos, and D. Conceição, "Simulation of Lightning Transients in Large Wind Farms," in Proc. of XV International Symposium on Lightning Protection (SIPDA 2019), São Paulo, Brazil, 2019.
2. R. Alipio, M. Guimarães, L. Passos, D. Conceição, and M. T. Correia de Barros, "Ground Potential Rise in Wind Farms due to Direct Lightning," Electric Power Systems Research, vol. 194, p. 107110, May 2021.

3. L. Passos, D. Conceição, R. Alipio, M. Guimarães, and M. T. Correia de Barros, “Análise do Desempenho de Aterramentos Elétricos Interligados de Parques Eólicos frente a Descargas Atmosféricas: uma Avaliação Considerando Condições Típicas Brasileiras,” in 2020 Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos (SBSE), 2020, pp. 1–8.
4. L. Passos, D. Conceicao, R. Alipio, M. Guimarães, and M. T. Correia de Barros, “On the influence of interconnecting grounding electrodes in wind farms considering lightning currents and high-resistivity soils,” convidado para submissão no Journal of Control, Automation and Electrical Systems.

Capítulo 2 Modelagem de parques eólicos para simulação de transitórios eletromagnéticos de origem atmosférica

2.1 Introdução

A avaliação da resposta de sistemas elétricos frente à incidência de descargas atmosféricas compreende, necessariamente, dois passos principais. O primeiro corresponde à definição do número de descargas que incidem no sistema (normalmente expresso em descargas/km²/ano), juntamente com a caracterização do fenômeno solicitante descrito, do ponto de vista de engenharia, pela corrente impulsiva de descarga atmosférica (corrente de retorno). O segundo passo corresponde à avaliação do transitório resultante, normalmente realizada via simulações, para determinação das sobretensões estabelecidas e dos efeitos induzidos. No caso específico de parques eólicos, esses dois passos encerram desafios que não foram completamente superados na literatura ou que necessitam de aprofundamento adicionais. O principal objetivo deste capítulo é apresentar e descrever os elementos principais dessas duas etapas:

- Caracterização da descarga atmosférica, incluindo descrição e representação do fenômeno do ponto de vista de engenharia, que corresponde à forma de onda de corrente impulsiva de descarga atmosférica;
- Modelagem, para estudo de transitório eletromagnético decorrentes da incidência direta de descargas, dos elementos principais de um parque eólico: pás, torre e aterramentos e interligação entre eles.

2.2 Caracterização da descarga atmosférica

2.2.1 Principais parâmetros de interesse

Cada tipo de descarga atmosférica (ascendente/descendente, positiva/negativa) possui uma característica típica de curva corrente *versus* tempo. Do ponto de vista da análise de transitórios eletromagnéticos, o período mais relevante é aquele em que ocorrem as correntes de retorno, denominadas de *strokes*. Essas correntes apresentam formato impulsivo, com um rápido crescimento em seus instantes iniciais, seguido de uma redução de perfil mais lento [9]. A seguir são apresentados os principais parâmetros que descrevem as características da corrente de retorno (*return stroke current*), tendo como referência a estilização da figura 2.1 [10]:

- Corrente de pico, I_p [kA]: corrente de pico da corrente de retorno. Esse parâmetro está diretamente associado à amplitude das sobretensões desenvolvidas na estrutura atingida;
- Máxima taxa de variação da corrente, $\left(\frac{di}{dt}\right)_{m\acute{a}x}$ [kA/ μ s]. Esse parâmetro é fundamental para avaliação de tensões induzidas em laços de condutores. Apresenta relação direta com compatibilidade eletromagnética, causando danos a equipamentos elétricos e eletrônicos sensíveis;
- Carga, $Q = \int i \cdot dt$ [C]. A carga transferida pela corrente de retorno, assim como o calor transferido pelo canal de descarga, é responsável pelos efeitos térmicos destrutivos no ponto de incidência de descarga atmosférica. Ela corresponde à integral da corrente no tempo;
- Energia específica, $\frac{W}{R} = \int i^2 \cdot dt$ [A^2s], que corresponde à integral do quadrado da corrente ao longo do tempo. Esse parâmetro é uma medida do calor gerado pela incidência da descarga em uma vítima de resistência R . Esse parâmetro está relacionado aos efeitos térmicos e de derretimento (fusão) quando a corrente de descarga flui através do condutor metálico de um determinado material.
- Duração da descarga (T) [μ s]: intervalo de tempo total que a corrente do raio flui no ponto atingido.
- Tempo de frente de onda, (T_1) [μ s]: tempo decorrido entre o início da onda impulsiva até o alcance do primeiro pico da onda.
- Tempo de meia onda, (T_2) [μ s]: tempo decorrido entre o início da onda impulsiva e o instante em que a corrente, após ter ultrapassado o valor de pico (maior pico), tem sua intensidade reduzida para 50% deste valor.

- Origem virtual da corrente impulsiva, O_1 : Ponto de interseção com o eixo do tempo (abscissa) de uma linha traçada entre dois pontos de referência, 10% e 90% do valor de pico da corrente.

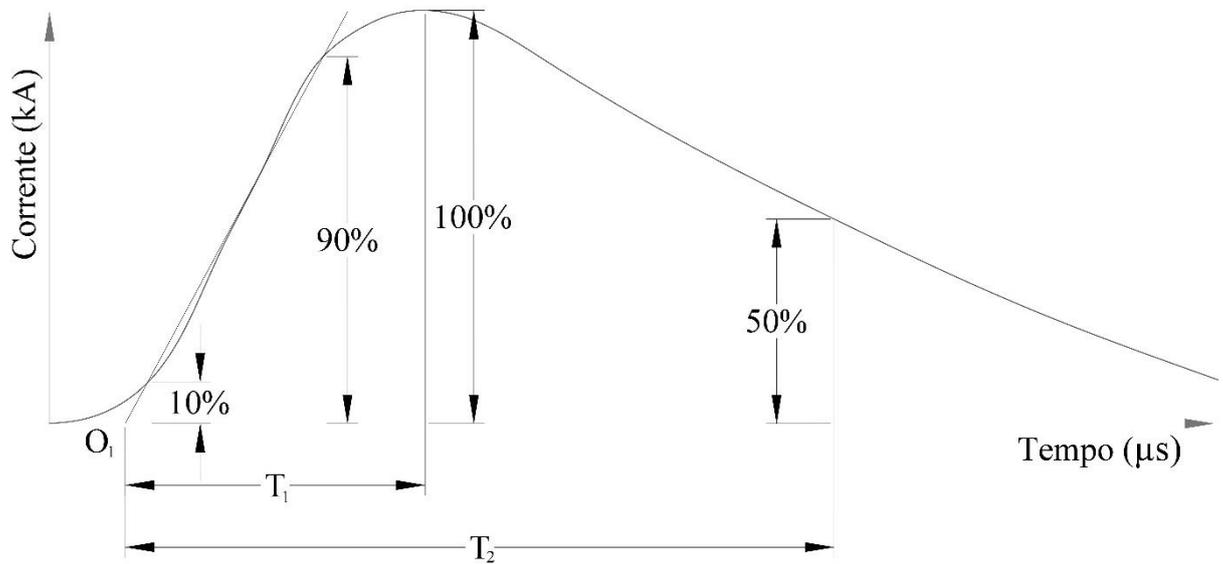


Figura 2.1 Parâmetros da corrente de descarga, considerando uma forma de onda estilizada.

2.2.2 Tipificação das descargas atmosféricas

As descargas atmosféricas têm origem na separação de cargas elétricas no interior das nuvens. De maneira simplificada, a estrutura de carga no interior de uma nuvem de tempestade pode ser considerada formada por três conjuntos de centros de carga: um centro de cargas positivas de algumas dezenas de Coulombs próximo ao topo da nuvem; um centro de cargas negativas abaixo dele contendo, aproximadamente, a mesma quantidade de cargas; e uma pequena região de cargas positivas de poucos Coulombs na base da nuvem [11]. Essas cargas desenvolvem campos elétricos muito intensos no interior da nuvem, ultrapassando frequentemente o valor de rigidez dielétrica do ar local. Sob tais condições, determina-se a ocorrência de uma descarga elétrica para a terra ou para uma região de polaridade oposta dentro da mesma nuvem ou para uma nuvem vizinha [12]. Este trabalho tem como foco apenas descargas para o solo, ou descargas nuvem-solo, que resultam em transferência de carga entre a nuvem e a terra.

As descargas nuvem-solo podem ser consideradas como descendentes ou ascendentes. No primeiro caso, o processo de descarga se inicia na nuvem e se propaga em direção à terra. As descargas ascendentes se iniciam em uma região exposta da terra (por exemplo, no topo de montanhas e estruturas altas) e o seu canal se propaga em direção à nuvem. Ambos os tipos de descargas são subdivididos de acordo com a polaridade da carga transferida para o solo. A descarga negativa transfere cargas negativas da nuvem para a terra e a positiva, cargas positivas para a terra. É relevante mencionar que a maioria das descargas são negativas, perfazendo cerca de 90% de todas as descargas nuvem-solo [12]. A figura 2.2 ilustra os 4 tipos de descargas, considerando os critérios mencionados anteriormente.

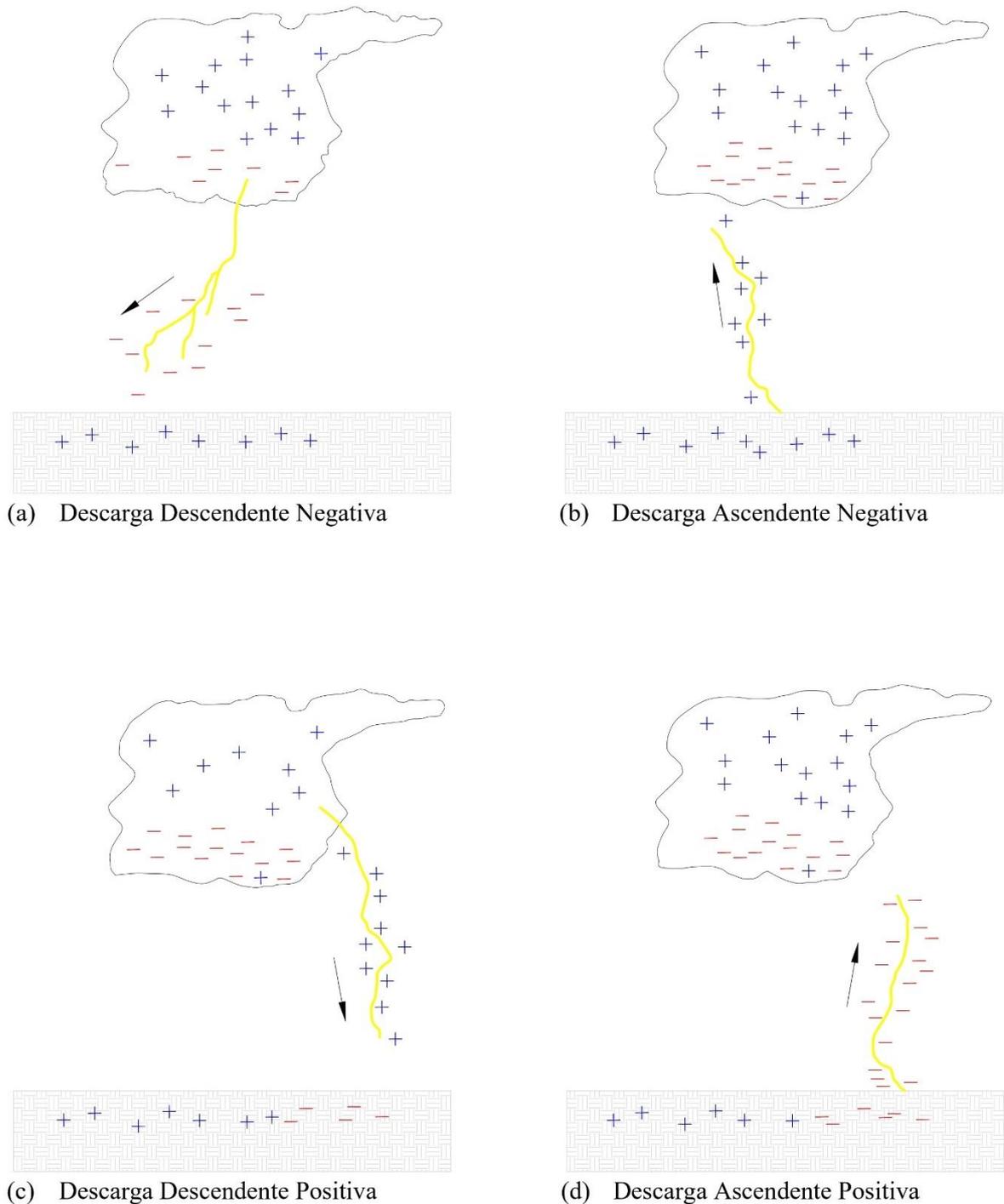


Figura 2.2 Ilustração do fenômeno de descarga atmosférica entre a base da nuvem e o solo. No caso de descargas descendentes, apenas a porção inferior do canal é representada. (a) Descarga descendente negativa, (b) Descarga ascendente negativa, (c) Descarga descendente positiva, (d) Descarga ascendente positiva.

Apesar de existir uma tipificação da descarga atmosférica, considerando os critérios mencionados, as descargas possuem natureza aleatória decorrentes, por exemplo, das variações naturais das dimensões e composição de nuvens de tempestade e dos caminhos percorridos até o solo [12]. Por exemplo, não é possível prever que a próxima descarga para uma estrutura

específica tenha uma corrente de um determinado valor. O que se pode afirmar é que a estrutura tem uma determinada probabilidade de ser atingida por um raio com parâmetros excedendo um determinado valor [13]. Outra questão importante, e algumas vezes desconsiderada, é o conhecimento de parâmetros locais de descargas atmosféricas, conforme apresentado na referência [14], que são fortemente influenciados por questões como clima, relevo e região do mundo. A título de ilustração, os dados de primeiras descargas de retorno e de descargas subsequentes associados a descargas descendentes negativas medidas no Morro do Cachimbo [15], [14], [16], Brasil, e no Monte San Salvatore [17][18], Suíça, apresentam diferenças significativas.

Sabendo-se que a maioria das descargas são negativas e que as torres eólicas, por serem estruturas altas, estão susceptíveis a descargas descendentes e ascendentes, dependendo da altura da estrutura e da topografia local [13], apresenta-se nas seções seguintes uma descrição básica dos principais fenômenos físicos associados a cada uma delas e as principais formas de onda encontradas na literatura para representar a corrente de retorno associada.

2.2.3 Descarga descendente negativa

As principais características das correntes de retorno associadas às descargas negativas descendentes encontram-se amplamente documentadas na literatura, tendo como base as medições de Berger internacionalmente aceitas como referência, incluindo os seus parâmetros típicos e a proposição de funções matemáticas para representação dessas correntes com fins de simulação computacional. Presume-se que o estabelecimento desse cenário de disponibilidade significativa de dados decorre do fato das descargas descendentes negativas serem as principais responsáveis por danos e desligamentos de linhas de transmissão, redes de distribuição e de edificações de modo geral, ou seja, sistemas elétricos que fazem parte do dia a dia do engenheiro há bastante tempo. Apresenta-se a seguir uma descrição básica dos principais mecanismos físicos associados às descargas negativas descendentes.

As cargas negativas na base de uma nuvem de tempestade induzem no solo abaixo de sua sombra um acúmulo de cargas de sinal contrário, com o estabelecimento de uma enorme diferença de potencial entre sua base e a superfície da terra [19]. Quando o campo elétrico em determinadas regiões internas na base da nuvem atinge valores superiores à rigidez dielétrica do ar, determina-se a ocorrência de uma descarga elétrica intensa, que constitui um canal ionizado de plasma cujo comprimento se estende por dezenas de metros. O canal em questão

apresenta característica condutiva e a sua região inferior é constituída, basicamente, de cargas negativas, tendo em vista a orientação do campo elétrico local. A concentração de cargas negativas na extremidade inferior do canal intensifica o campo elétrico local, o que tende a gerar descargas consecutivas semelhantes à inicial, configurando uma longa coluna de plasma. A extremidade inferior de tal coluna tende a ser impelida para baixo, na região externa à nuvem, dando origem ao *stepped leader* (canal precursor de descarga) [19].

O canal precursor de descarga é um canal ionizado que evolui por passos, da ordem de 50 m, correspondentes a descargas elétricas sucessivas no ar, que ocorrem a cada intervalo da ordem de 50 μ s, e sua direção segue aproximadamente a orientação do campo elétrico local, cujo sentido prioritário aponta verticalmente do solo para a nuvem [19]. A evolução deste canal é justificada pelo poder das pontas. Devido ao deslocamento das cargas para a extremidade do canal, o campo elétrico fica muito intenso, tornando as condições propícias para as rupturas no ar. A extremidade do canal precursor tem um potencial elétrico de várias dezenas de MV, com relação a terra [13].

À medida que esse canal carregado negativamente se aproxima do solo, aumenta-se a densidade das cargas positivas induzidas na superfície do solo e o campo elétrico associado [19]. Quando o campo elétrico na superfície do solo, ou em estruturas elevadas na terra, excede o valor da rigidez dielétrica do ar, pode-se dar origem a descargas elétricas ascendentes, formando um canal ionizado positivo que se desenvolve na direção de maior gradiente de potencial.

No momento em que ocorre o encontro dos canais ascendente e descendente, forma-se um caminho elétrico contínuo da nuvem até o solo. Esta conexão transfere o potencial do solo para o interior da nuvem, o que resulta em uma corrente de alta intensidade de formato impulsivo, com um rápido crescimento em seus instantes iniciais, seguido de uma redução de perfil mais lento, chamada corrente de retorno (*return stroke current*). A figura 2.3 ilustra o processo de conexão dos canais ascendentes e descendentes. O canal descendente define a macrorregião de incidência da descarga no solo e o canal ascendente a localização exata no interior dessa região [19].

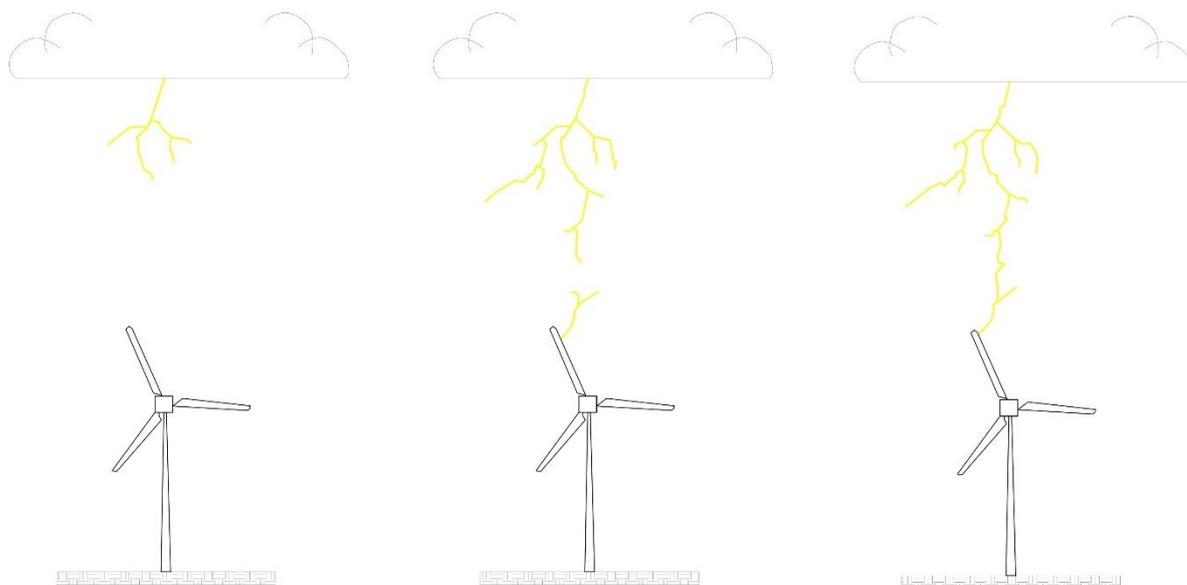


Figura 2.3 Processo de conexão entre o canal descendente (base da nuvem) e ascendente (estrutura aterrada).

Em algumas situações, após o fluxo da corrente de retorno, cessam os processos de transferência de carga para o solo. No entanto, na maioria das vezes (cerca de 80% dos casos), ocorre o recarregamento do canal, dando origem à corrente de retorno subsequente (*subsequent stroke*) [13]. Em média, uma descarga atmosférica contém de 3 a 5 correntes de retorno (incluindo a primeira) [12]. Em geral, primeiras descargas de retorno possuem frentes de onda mais lentas e amplitudes de 2 a 3 vezes maiores do que as observadas em descargas subsequentes. Além disso, é usual a presença de dois ou mais picos de corrente em primeiras descargas de retorno, fato observado nas medições realizadas em torres instrumentadas [9], [14], [15], [17].

A figura 2.4 ilustra uma representação esquemática simplificada da forma de onda de corrente de descarga descendente negativa ou assinatura do fenômeno. Verifica-se que a primeira descarga de retorno (*first return stroke*) apresenta maior corrente de pico (I_p) e maior tempo de frente de onda (T_1), quando comparada às descargas de retorno subsequentes (*subsequent return strokes*). Entre duas correntes de retorno sucessivas ou após a corrente de retorno em uma descarga de um único *stroke*, pode ocorrer a transferência de carga para o solo através de uma corrente contínua (CC), a qual pode apresentar dezenas a centenas de amperes com duração de até centenas de milissegundos [11]. Os componentes M podem ocorrer durante a corrente contínua e são caracterizados por uma lenta intensificação da CC com uma duração típica de alguns milissegundos a algumas dezenas de milissegundos e uma magnitude de cerca de 100 A [11]. Os períodos de CC podem ser danosos aos componentes de uma turbina eólica devido à sua transferência de carga ser significativa, dependendo da amplitude e do tempo de

duração da corrente contínua [11]. Entretanto, do ponto de vista de análise de transitório, em que os danos mais relevantes estão associados à compatibilidade eletromagnética, falha de equipamentos elétricos e eletrônicos e elevação de potencial no aterramento (*GPR – Ground Potential Rise*), o período mais importante a ser considerado está associado às descargas de retorno, que apresentam maior amplitude e maior taxa de variação da corrente no tempo ($\frac{di}{dt}$), quando comparadas aos componentes M e os períodos de corrente contínua. Sabendo-se que o foco dessa dissertação é análise de transitórios em parques eólicos, entende-se, portanto, razoável considerar somente as correntes de retorno para fins de análise e simulação.

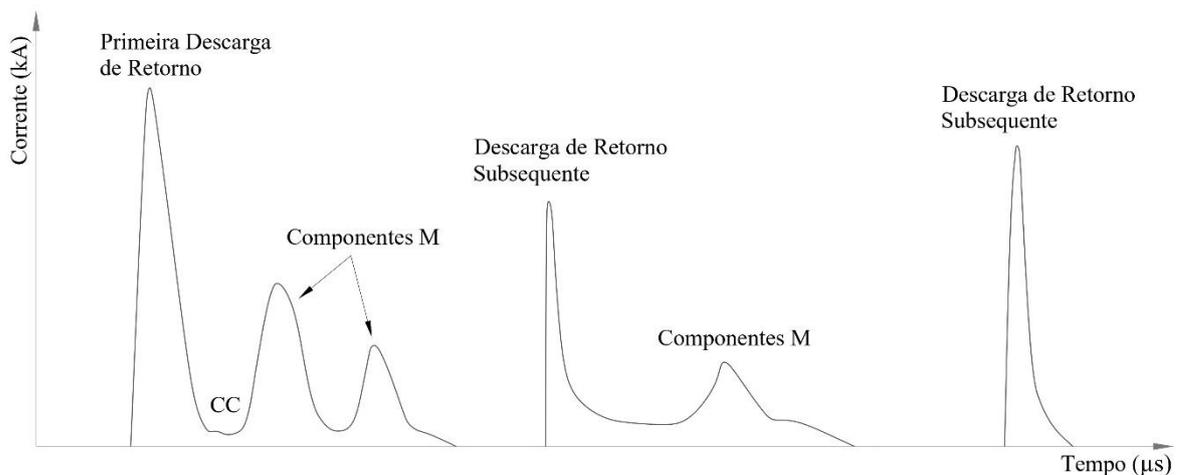


Figura 2.4 Representação estilizada da forma de onda de corrente associada com uma descarga descendente – Adaptado de [11].

2.2.4 Descarga ascendente negativa

Com o desenvolvimento das novas tecnologias na área da engenharia, aumentou-se o número de grandes estruturas verticais (torres, arranha-céus, turbinas eólicas) contribuindo para o aumento da importância das descargas atmosféricas ascendentes no contexto de proteção e consequente crescimento do interesse por este fenômeno. Estruturas elevadas apresentam um acúmulo de cargas em suas extremidades superiores, de modo que há uma maior probabilidade de que os canais de conexão ascendentes se iniciem dessas estruturas, e não a partir do solo circunvizinho. Além disso, observa-se que, com o aumento da altura de um objeto, aumenta-se o número de incidência de descarga atmosférica e um aumento percentual de descargas ascendentes, em relação a quantidade total de descargas. Estruturas com altura efetiva na faixa de 100 a 500 m experimentam ambos os tipos de descargas, ascendentes e descendentes [12].

A incidência de descarga ascendente está diretamente associada com a altura do objeto; entretanto, a característica do relevo também pode ter relevância, sendo que estruturas localizadas em picos de montanhas apresentam maior probabilidade da ocorrência deste tipo de descarga. Com o intuito de levar em conta essa questão, atribui-se o termo “altura efetiva” para estruturas, que corresponde a uma altura superior à altura física do objeto, devido às características topográficas da sua localização. A altura efetiva leva em conta o campo adicional no topo do objeto devido às características de relevo locais [12].

A principal característica das descargas ascendentes é o canal que se inicia da estrutura na terra como o canal precursor. O canal se inicia a partir do topo da estrutura e evolui de forma ascendente, seguindo uma direção predominantemente vertical [20]. A descarga pode ou não ser iniciada por algum estímulo externo, como uma descarga nuvem-solo ou intra nuvem. As condições que determinam a probabilidade de surgimento de um canal ascendente dominante são [21]:

- Pequenas distâncias entre a região de carga da nuvem e a extremidade do objeto; e/ou
- Uma mudança abrupta no campo elétrico devido à rápida neutralização ou rearranjo de carga dentro da nuvem devido a uma descarga anterior (nuvem-solo ou intra nuvem).

Estrutura com altura elevada (figura 2.5a), associada com condições físicas e meteorológicas mencionadas no parágrafo anterior, possibilitam que as descargas ascendentes negativas sejam iniciadas por um canal ascendente positivo do topo destes objetos (figura 2.5b). Uma vez constituído um canal de plasma entre o topo do objeto e a base de uma nuvem, inicia-se o fluxo de uma corrente contínua inicial (ICC) (figura 2.5c) que pode ou não conter pulsos de corrente (figura 2.5c a 2.5f), chamados de pulsos de corrente contínua. Em seguida, o fluxo de corrente cessa (figura 2.5g), podendo ser seguido por uma corrente de retorno (*return stroke* (RS)) (figura 2.5h). Esta última possui características similares às correntes de retorno subsequentes de descargas negativas descendentes [12].

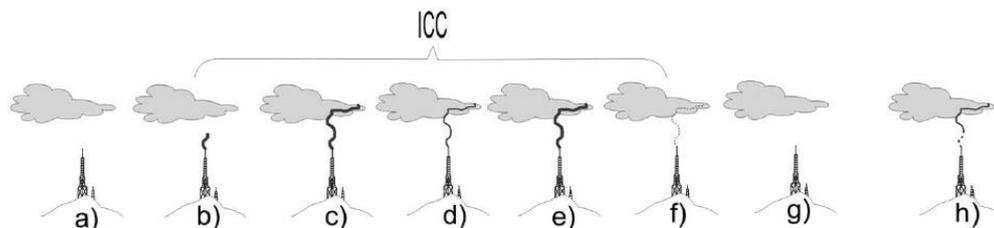


Figura 2.5 Estágios da descarga ascendente: (a) atividade anterior intra-nuvem (b) início de ICC na descarga nuvem-solo; (c) canal completo ascendente até a nuvem; (d) diminuição da luminosidade ou intensidade da corrente; (e) pulso de ICC intensificam a luminosidade do canal; (f) diminui a luminosidade do canal, fim de ICC; (g) cessa o fluxo de corrente ou luminosidade do canal; (h) a corrente de retorno utilizando o canal formado anteriormente pode acontecer. Retirado de [20].

Um esquema geral da forma de onda de corrente de descarga negativa ascendente, ou assinatura do fenômeno, formado por três pulsos de corrente superpostos à ICC e duas descargas de retorno subsequente, é apresentado na figura 2.6. O estágio inicial (IS) normalmente dura de dezenas a várias centenas de milissegundos [21] e é formado por corrente de característica contínua, podendo apresentar pulsos de corrente que podem ter a ordem de kA, valores comparáveis às menores correntes de retorno de descargas descendentes negativas [12]. As correntes de retorno ocorrem geralmente em 25% das descargas ascendentes, sendo que nos outros 75% restantes tem-se apenas o estágio inicial [21]. Por outro lado, a multiplicidade das correntes de retorno pode ser muito maior em comparação com as descargas descendentes [11].

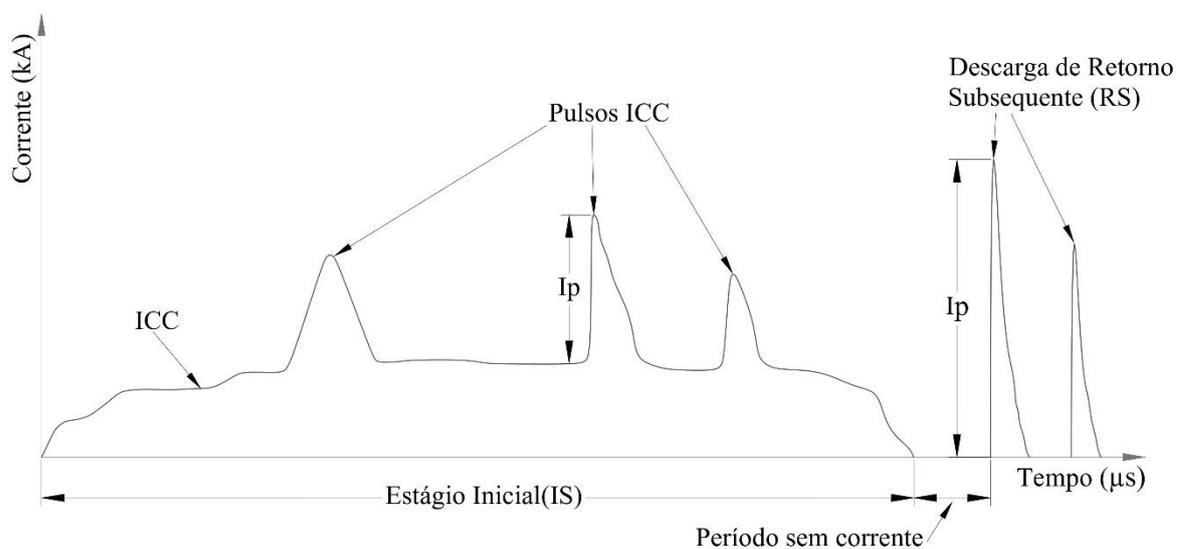


Figura 2.6 Representação estilizada da forma de onda de corrente associada com uma descarga ascendente – Adaptado de [11].

O estágio inicial de uma descarga ascendente é a sua fase mais longa e pode ser responsável por danos graves, associados a efeitos térmicos [20]. Por outro lado, e conforme já mencionado anteriormente, dado o foco em análise de transitórios em parques eólicos, maior importância é dada neste trabalho às correntes de retorno que eventualmente possam estar associadas às descargas ascendentes.

2.2.5 Representação das correntes de retorno para simulação de transitórios

Devido ao caráter impulsivo e ao valor de pico representativo (ordem de kA), pressupõe-se que as correntes de retorno são as mais relevantes do ponto de vista de análise de transitórios eletromagnéticos, tanto nas descargas descendentes negativas quando nas ascendentes

negativas. Logo, uma curva representativa das correntes de retorno, primeira e subsequente associadas às descendentes e corrente de retorno associada às ascendentes, é determinante para que se possa estimar adequadamente a severidade de fenômenos solicitantes em estruturas na terra e sistemas de energia elétrica [9].

Em função da natureza aleatória das correntes de descarga atmosférica, mesmo para um determinado tipo de descarga, a forma da onda pode apresentar variações significativas [19]. No entanto, ao se constituir referências de tempo adequadas para comparação das curvas de corrente de retorno, verifica-se que o corpo principal das mesmas apresenta dispersão relativamente discreta. Assim, é usualmente adotada uma abordagem estatística capaz de traduzir um comportamento característico de cada tipo de corrente de retorno. Embora existam na literatura diversas propostas para representação das correntes de retorno associadas às descargas atmosféricas, por exemplo, dupla exponencial, rampa e dupla rampa, as representações mais fidedignas são baseadas no uso das chamadas funções de Heidler. Neste trabalho, adota-se a proposta da referência [22], em que as formas de onda da primeira corrente de retorno e da subsequente, ambas associadas a descargas descendentes, são obtidas por meio de uma soma de funções de Heidler [23], conforme equações (2.1) e (2.2).

$$i(t) = \sum_{k=1}^m \left(\frac{I_{0k}}{\eta_k} \right) e^{\left(-\frac{t}{\tau_{2k}}\right)} \left\{ \left(\frac{t}{\tau_{1k}} \right)^{n_k} / \left[1 + \left(\frac{t}{\tau_{1k}} \right)^{n_k} \right] \right\} \quad (2.1)$$

$$\eta_k = e^{\left[-\left(\frac{\tau_{1k}}{\tau_{2k}} \right) \left(\frac{n_k \tau_{2k}}{\tau_{1k}} \right)^{1/n_k} \right]} \quad (2.2)$$

em (2.1) e (2.2):

- I_{0k} controla a amplitude da corrente;
- τ_{1k} é a constante relacionada ao tempo de frente da onda de corrente;
- τ_{2k} é a constante relacionada ao tempo de decaimento da onda de corrente;
- η_k é o fator de correção da amplitude;
- n_k é o expoente que controla a inclinação de cada onda de corrente k aplicada para construir $i(t)$.

A primeira corrente de retorno e a subsequente obtidas são próprias de descarga negativa descendente e formadas pelo somatório de sete e duas funções Heidler, respectivamente. As tabelas 2.1 e 2.2 apresentam os parâmetros que permitem construir as formas de onda de correntes apresentadas na figura 2.7, tomando como referência as características medianas das correntes de retorno de primeiras descargas e de subsequentes, ambas descendentes, medidas nas estações do Morro do Cachimbo [14], [15] e do Monte San Salvatore [17], [24].

Tabela 2.1 Parâmetros utilizados para constituir a primeira descarga de retorno descendente (medianas) medidas no Morro do Cachimbo (MCS) e Monte San Salvatore (MSS) [22].

k	Primeira corrente de retorno MCS				Primeira corrente de retorno MSS			
	I_{0k} (kA)	n_k	τ_{1k} (μ s)	τ_{2k} (μ s)	I_{0k} (kA)	n_k	τ_{1k} (μ s)	τ_{2k} (μ s)
1	6,0	2,0	3,0	76,0	3,0	2,0	3,0	76,0
2	5,0	3,0	3,5	10,0	4,5	3,0	3,5	25,0
3	5,0	5,0	4,8	30,0	3,0	5,0	5,2	20,0
4	8,0	9,0	6,0	26,0	3,8	7,0	6,0	60,0
5	16,5	30,0	7,0	23,2	13,6	44,0	6,6	60,0
6	17,0	2,0	70,0	200,0	11,0	2,0	100,0	600,0
7	12,0	14,0	12,0	26,0	5,7	15,0	11,7	48,5

Tabela 2.2 Parâmetros utilizados para constituir a descarga de retorno subsequente descendente (medianas) medidas no Morro do Cachimbo (MCS) e Monte San Salvatore (MSS) [22].

k	Corrente de retorno Subsequente MCS				Corrente de retorno Subsequente MSS			
	I_{0k} (kA)	n_k	τ_{1k} (μ s)	τ_{2k} (μ s)	I_{0k} (kA)	n_k	τ_{1k} (μ s)	τ_{2k} (μ s)
1	15,4	3,4	0,6	4,0	10,7	2,0	0,6	4,0
2	7,2	2,0	4,0	120,0	6,5	2,0	4,0	120,0

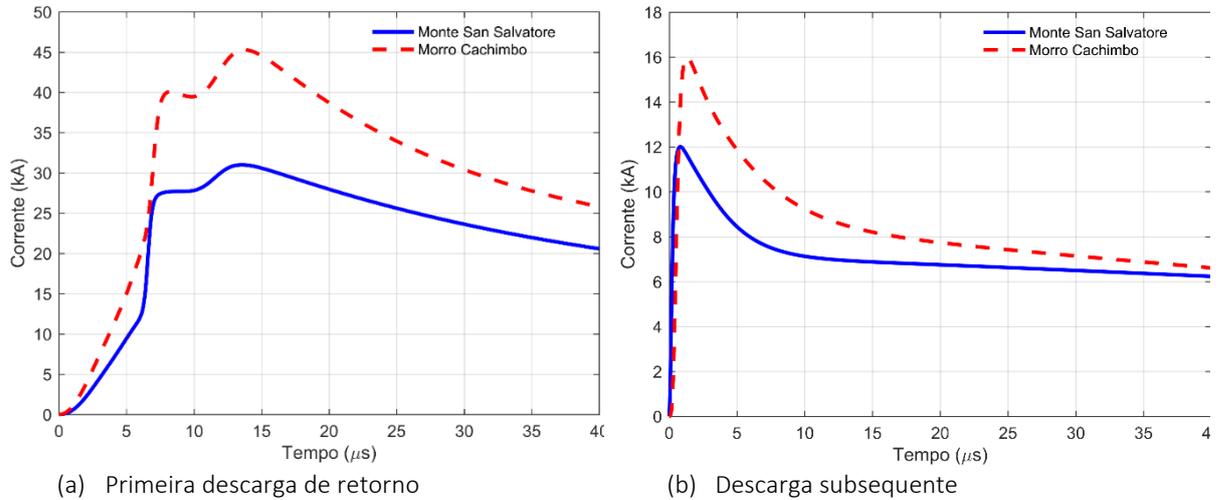


Figura 2.7 Ondas de correntes representativas de (a) primeiras descargas de retorno e (b) descargas subsequentes, medidas na Estação do Morro do Cachimbo e no Monte San Salvatore. Formas de ondas obtidas como uma soma de funções Heidler, conforme [22].

De acordo com [14] as formas de onda típicas das primeiras descargas de retorno têm um formato inicial côncavo seguido de um crescimento abrupto próximo ao primeiro pico e picos adicionais, sendo, em geral, o segundo pico o maior deles. As ondas típicas de descargas subsequentes apresentam, usualmente, um único pico e uma forma relativamente suave. Nota-se que essas características são observadas nas curvas de corrente apresentadas na figura 2.7. Ao se comparar a forma de onda das correntes das duas estações, Morro do Cachimbo (Brasil)

e Monte San Salvatore (Suíça), verificam-se maiores amplitudes das correntes medidas no Brasil, tanto para primeiras descargas de retorno, quanto para as subsequentes. No caso de primeiras descargas de retorno, as diferenças verificadas chegam a aproximadamente 45%, tendo como referência os valores medianos das correntes de pico [9].

Considerando os dados estatísticos apresentados em [5], as correntes de retorno associadas às descargas ascendentes negativas quando comparadas às correntes de retorno subsequentes de descargas descendentes negativas, apresentam características muito similares em termos de tempo de frente e uma amplitude aproximadamente 20% menor [26]. Dessa forma, e sabendo-se da indisponibilidade de uma curva típica para a corrente de retorno de descargas ascendentes, será considerada, para fins de simulação e estudo, a curva típica da corrente de retorno subsequente da descarga descendente negativa como representativa das correntes de retorno associadas às descargas ascendentes negativas.

2.3 Modelagem dos componentes do parque eólico para simulação de transitórios

Esta seção tem o objetivo de apresentar e descrever o modelo para estudo de transitório eletromagnético dos elementos de uma turbina eólica: pás, torre, contato dinâmico e aterramentos e interligação entre eles, conforme representado esquematicamente na figura 2.8. A figura em questão representa o caminho de condução da corrente em uma torre eólica atingida por uma descarga atmosférica. Para uma correta avaliação da resposta transitória frente a solicitação de descarga atmosférica, os elementos que conduzem a corrente deverão ser modelados de maneira a considerar os efeitos de propagação e distorção do sinal. Dentre os elementos da turbina eólica, não será modelado o contato dinâmico, item 2 da figura 2.8, que corresponde ao caminho condutor na presença de movimento relativo entre a base da pá e o topo da torre. Ele inclui principalmente o rolamento do eixo principal e dispositivos para desviar a corrente do eixo principal, como escovas, contatos deslizantes e centelhadores. Segundo a IEC 61400-24:2019 [13], o sistema de proteção contra descarga atmosférica do rolamento do eixo principal poderá ser parte integrante da estrutura do rolamento ou poderá ser um sistema externo. No primeiro caso, o rolamento deverá ser projetado para suportar por toda a sua vida útil diferentes níveis e números de correntes de descarga. No segundo, o objetivo é desviar a corrente do rolamento, utilizando dispositivos como escovas, contatos deslizantes e centelhadores. De maneira geral, o objetivo é que a corrente de descarga passe por um caminho

de baixa impedância sem comprometer a vida útil do rolamento, e, por se tratar de um caminho curto, quando comparado ao comprimento da pá e da torre, entende-se como razoável a sua desconsideração.

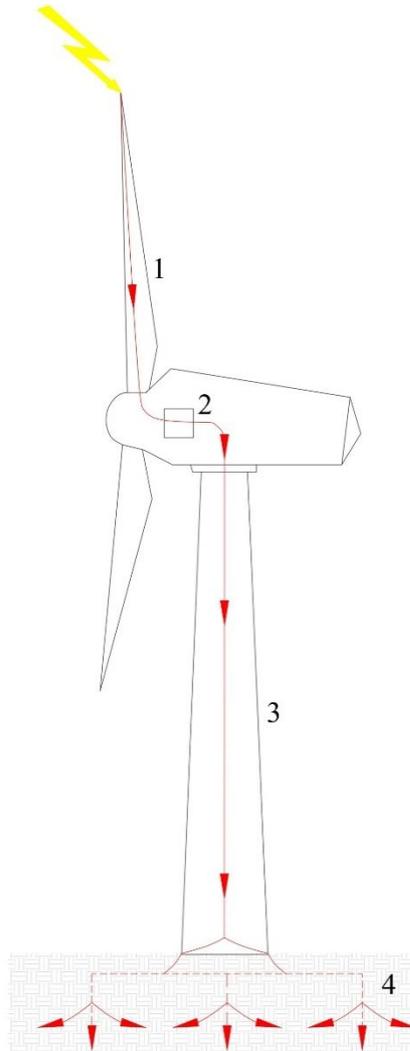


Figura 2.8 Caminho da corrente de descarga (1-condutor de descida na pá, 2-contato dinâmico, 3- corpo da torre, 4-sistema de aterramento).

2.3.1 Pás

A energia motriz de um aerogerador, advém da sua capacidade em converter a força exercida pelo vento num momento de força que atua sobre as suas pás [27]. A quantidade de energia que o vento transfere em cada segundo para o rotor depende diretamente da densidade do ar, da velocidade do vento e da área do rotor (área de giro das pás) [28]. Isso motivou o crescente aumento do diâmetro do rotor (comprimento das pás), o que foi possível devido ao investimento em novas tecnologias, fomentado pelo crescente mercado da indústria de energia

eólica. O rotor de uma turbina eólica é, normalmente, formado por três pás, com diâmetro cujas dimensões são da mesma ordem da altura da torre, sendo as pás constituídas por materiais compósitos como *glass fibre reinforced plastic* (GFRP) e *carbon fibre reinforced plastic* (CFRP) [13]. O fato de as pás serem estruturas de grande porte e construídas de material não condutor, aliado ao fato de permanecerem em constante movimento durante a sua operação, contribuem para aumentar a complexidade da sua proteção contra descarga atmosférica [29].

A modelagem das pás está diretamente associada com o tipo de sistema de proteção contra descarga atmosférica adotado. Sendo as pás constituídas principalmente de material com característica não condutora, é função do sistema de proteção conduzir de maneira segura a corrente de retorno do ponto de incidência até o cubo. Isto pode ser alcançado, desviando a corrente do ponto de incidência ao longo da superfície até a base da pá, utilizando condutores metálicos fixados na superfície ou no interior das pás [13]. Outro método, é adicionar material condutor à superfície da pá, tornando-a suficientemente condutora para conduzir a corrente de descarga de forma segura até a sua base [13]. A instalação de um condutor dentro das pás é o método tipicamente utilizado [30] e será considerando nesta dissertação, conforme ilustrado pela linha espessa na figura 2.9. Além do tipo do sistema de proteção, é relevante levar em conta a posição das pás durante o seu movimento de rotação. As pás têm maior probabilidade de serem atingidas na posição vertical e inclinadas com uma pequena deflexão de ângulo Φ [30], [31].

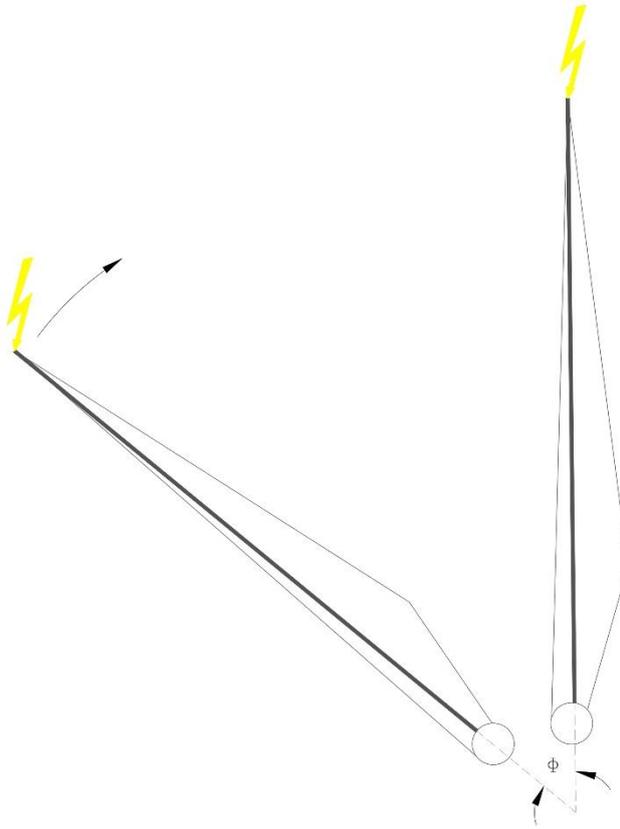


Figura 2.9 Condutor de descida nas pás de uma turbina eólica.

Para avaliação do comportamento da pá da turbina eólica frente a incidência direta de descarga atmosférica, é importante que se obtenha um modelo que represente o fenômeno de propagação de tensão e corrente ao longo do condutor de proteção instalado no seu interior. A corrente da descarga atmosférica é conduzida do ponto de incidência (normalmente as pás), passa pelo cubo, contato dinâmico (escovas da máquina, sistemas de contato deslizante e rolamentos do eixo principal), torre para, finalmente, ser dispersada para o solo, produzindo elevações de potencial. Em [18], [32], [33] são adotadas modelagens para as pás baseadas em circuitos equivalentes a parâmetros concentrados. Tais modelagens não contemplam rigorosamente o fenômeno de propagação de ondas de tensão. Em [34], é adotado um modelo de linha de transmissão sem perdas, no qual os condutores de proteção das pás são modeladas como um cilindro condutor. Nesta dissertação, também é adotado um modelo de linha de transmissão sem perdas, cuja impedância de surto é calculada considerando a pá como um condutor cilíndrico vertical, utilizando a fórmula revisada de Jordan [35]. Trata-se de um modelo simplificado e de baixo custo computacional, quando comparado com modelos avançados baseados na solução numérica das equações de Maxwell, porém consistente e suficientemente preciso na modelagem de condutores verticais [35]. Vale ressaltar que esse

modelo foi utilizado também para modelagem de torres de linhas de transmissão, apresentando bons resultados, tendo como referência resultados obtidos pela aplicação de metodologia baseada na teoria de campo [35]. Nesta dissertação, estende-se o uso desse modelo para representação de torres de parques eólicos. A impedância de surto Z de um único condutor vertical é dado por [35]

$$Z = 60 \left[\ln \frac{4h}{r} - 1 \right] \quad (2.3)$$

em (2.3):

- Z impedância de surto de um condutor cilíndrico vertical;
- h é a altura do ponto mais alto do condutor em relação à superfície do solo;
- r é o raio do condutor;

O condutor do sistema de proteção contra descarga atmosférica é de cobre com seção nominal de 50 mm², conforme recomendações mínimas apresentadas em [13]. O comprimento adotado para a pá é de 50 m e a altura do ponto mais alto do condutor é 150 m, desta forma é considerado a pá na posição vertical. O raio do condutor e a impedância de surto obtida são apresentados na tabela 2.3.

Tabela 2.3 Dimensões e impedância de surto do condutor de proteção da pá da turbina eólica.

Comprimento da pá (m)	Raio do condutor (mm)	Impedância de surto (Ω)
50	4,50	648,0365

As pás são os componentes mais vulneráveis de uma turbina eólica para descarga direta [30]. Os danos típicos associados aos pontos de incidência de descarga são a delaminação do material compósito da superfície, e o aquecimento ou fusão de componentes metálicos que servem como ponto de captação do sistema de proteção contra descargas atmosféricas [13]. Apesar da importância de tais efeitos para a avaliação do desempenho global de parques eólicos frente a descargas, o foco deste trabalho são as avarias associadas aos transitórios eletromagnéticos, compatibilidade eletromagnética, falha de equipamentos elétricos e eletrônicos e elevação de potencial no aterramento (GPR).

2.3.2 Torre

A torre da turbina eólica tem a função de sustentar a nacelle, gerador e pás, além de garantir a altura necessária para uma velocidade média de vento dentro dos níveis exigidos em

projeto [36]. A altura da torre e dimensão das pás das turbinas eólicas aumentaram com a evolução da tecnologia, para garantir uma maior capacidade de geração. O interesse em instalar geradores mais altos tem relação com o incremento da velocidade média do vento com a altura [36]. Por outro lado, o aumento da altura da torre tornou-a mais susceptível a descargas atmosféricas. A figura 2.10, apresenta a evolução da altura das torres e do diâmetro das pás ao longo dos anos.

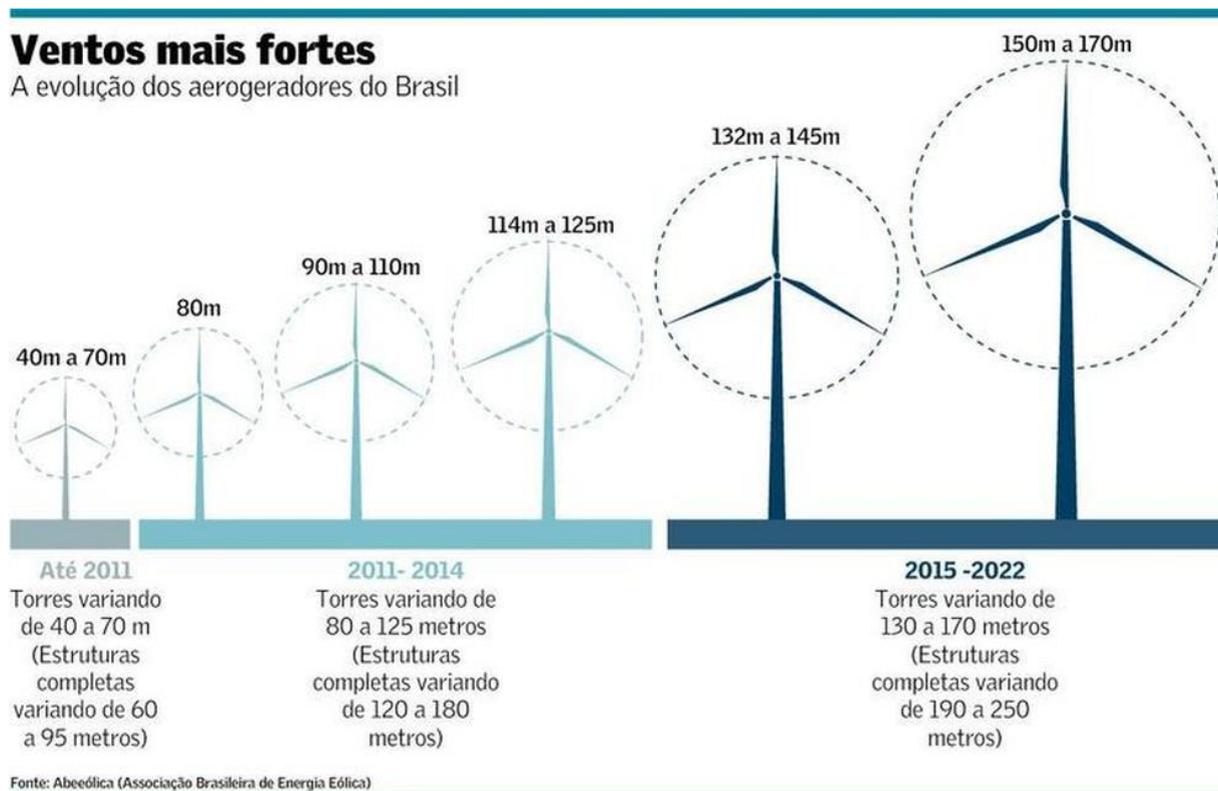


Figura 2.10 Evolução da altura das torres e da estrutura completa das turbinas eólicas ao longo dos últimos anos. Retirado de [37].

As torres podem ser fabricadas em vários tipos de materiais e de formas distintas como se pode constatar na figura 2.11. O modelo que domina o mercado é a torre tubular em aço [36], a qual será adotada nas análises desta dissertação. As torres tubulares são normalmente fabricadas em três ou quatro seções de 20-30 metros de comprimento, sendo essas aparafusadas no local. As torres são cônicas, com o seu diâmetro crescendo desde o topo até à base, aumentando assim a sua estabilidade na fundação, local onde as tensões serão maiores [36]. As torres tubulares de aço geralmente atendem as dimensões exigidas para os condutores de descida mencionados na IEC 62305-3 [13]; portanto, não existe necessidade de projetar condutores de descida para o sistema de proteção contra descarga atmosférica da turbina eólica. Vale mencionar que as seções da torre deverão estar equipotencializadas e conectadas à nacelle e ao sistema de aterramento [13].

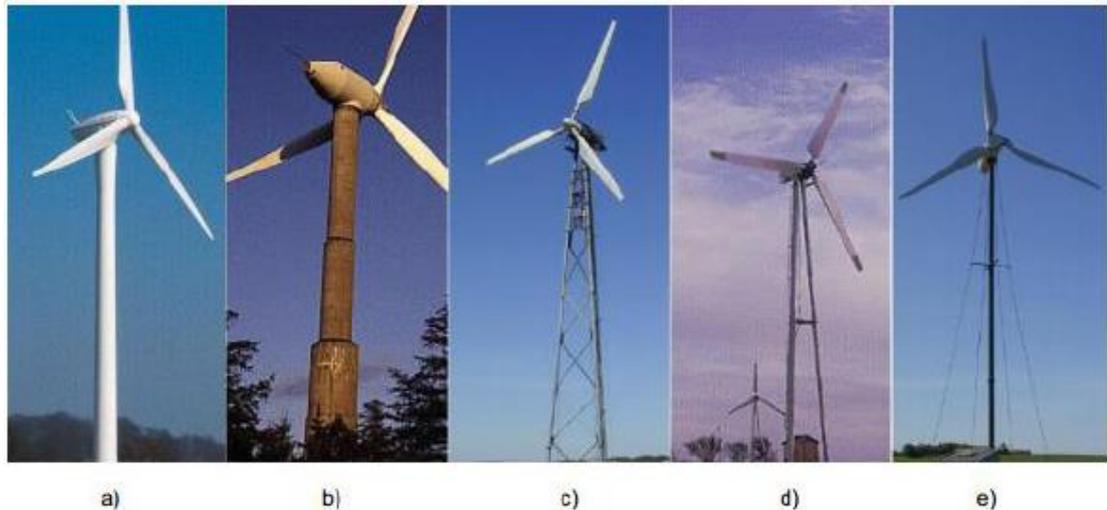


Figura 2.11 Diferentes tipos de torres: a) torre tubular em aço; b) torre em betão; c) torre treliçada; d) torre em tripé; e) torre estaiada. Retirado de [36].

De modo similar ao descrito para o cabo de proteção das pás do aerogerador, para avaliação do comportamento da torre da turbina eólica frente a incidência direta de descarga atmosférica, é importante a utilização de um modelo que contemple o fenômeno de propagação de tensão e corrente ao longo da torre. Em [18], [32], [33], por exemplo, são adotadas modelagens para a torre baseadas em uma cascata série de circuitos a parâmetros concentrados, que não contemplam o fenômeno de propagação ao longo da torre. Note-se que tal fenômeno pode ser importante, particularmente no caso de torres eólicas modernas que possuem extensões de 100 m ou superior. Em [34] e [7] a torre é modelada por meio de uma linha sem perdas, contudo considera-se uma única seção de linha não contemplando as eventuais variações da impedância de surto da torre ao se deslocar de sua parte superior até a base.

Neste trabalho, a torre é modelada por um conjunto de linhas sem perdas, sendo o cálculo da impedância de surto realizado empregando também a fórmula revisada de Jordan, porém estendida em [35] para levar em conta sistema de multicondutores verticais. Essa expressão expandida mostrou-se capaz de reproduzir com boa exatidão os resultados da resposta de um sistema de multicondutores verticais obtida a partir da aplicação de um modelo eletromagnético rigoroso [38]. Cada seção da torre apresentada na figura 2.12 é representada por uma seção cilíndrica, com valor de raio igual ao raio da seção na sua altura média. Cada seção cilíndrica é modelada por n condutores verticais distribuídos ao longo do seu perímetro. Assumindo que a corrente é igualmente distribuída ao longo desses condutores, é possível representar a seção da torre, composta por múltiplos condutores verticais paralelos entre si, como uma linha de transmissão monofásica com impedância equivalente Z_{eq} , dada por [38]:

$$Z_{eq} = \frac{V}{I} = \frac{Z + Z_{12} + Z_{13} + \dots + Z_{1,n}}{n} \quad (2.4)$$

onde,

$$Z = 60 \left[\ln \frac{4h}{r} - 1 \right] \quad (2.5)$$

$$Z_{ij} = 60 \ln \frac{2h + \sqrt{4h^2 + d_{ij}^2}}{d_{ij}} + 30 \frac{d_{ij}}{h} - 60 \sqrt{1 + \frac{d_{ij}^2}{4h^2}} \quad (2.6)$$

em (2.4), (2.5) e (2.6):

- Z impedância de surto próprio de um condutor vertical;
- h é a altura do ponto mais alto do condutor em relação à superfície do solo;
- r é o raio do condutor;
- Z_{ij} é a impedância de surto mútua entre os condutores verticais i e j ;
- d_{ij} é a distância entre o centro dos condutores i e j .

Neste trabalho a torre considerada tem altura de $lt = 100 \text{ m}$ e é dividida em quatro seções. Cada seção é modelada por $n = 60$ condutores verticais paralelos com diâmetro igual à espessura da respectiva seção ($W1$ até $W4$ na figura 2.12). A dimensão de cada seção é apresentada na tabela 2.4 e o valor obtido para a impedância de surto equivalente de cada seção é apresentando na tabela 2.5.

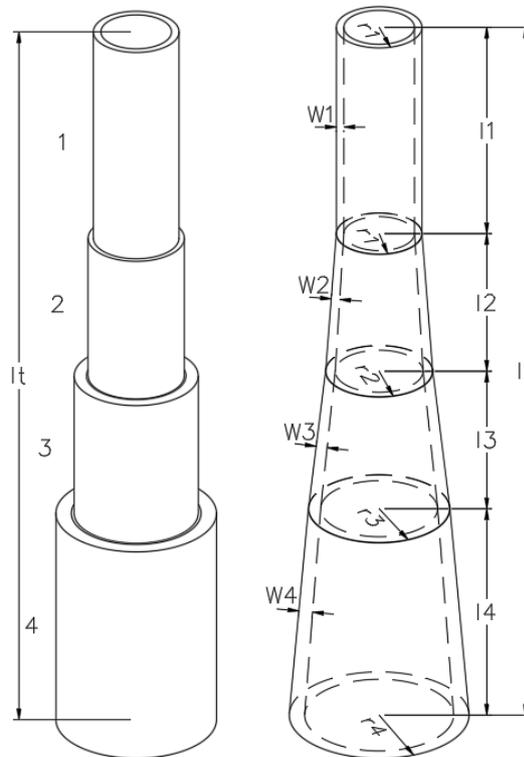


Figura 2.12 Modelo da torre da turbina eólica.

Tabela 2.4 Dimensões de cada seção da torre da turbina eólica.

Seção (m)		Diâmetro (m)	Espessura (cm)
Número	Cota inicial - final (m)		
4	0-30	4,20	7,20
3	30-50	3,30	5,70
2	50-70	2,50	4,50
1	70-100	2,00	3,50

Tabela 2.5 Valores da impedância de surto equivalente obtidos para cada seção da torre, cada seção é representada por 60 condutores verticais paralelos.

Número de condutores verticais (<i>n</i>)	Impedância de surto equivalente de cada seção da torre (Ω)			
	Seção 1 (0-30 m)	Seção 2 (30-50 m)	Seção 3 (50-70 m)	Seção 4 (70-100 m)
60	191,7490	236,5415	271,4499	299,8202

2.3.3 Sistema de aterramento

Tipicamente, o aterramento de aerogeradores corresponde à própria fundação da torre de sustentação, sendo utilizada como eletrodo natural de aterramento. A fundação é composta por uma série de ferragens interconectadas entre si e, tipicamente, abrange uma área entre 10 m² e 20 m², dependendo da altura da torre de sustentação e do diâmetro das pás do aerogerador. A geometria da fundação pode assumir formas diversas, sendo as mais comuns a octogonal, quadrada e circular, ilustradas nas figuras 2.13, 2.14 e 2.15. Eventualmente, eletrodos horizontais e hastes, além de anéis de aterramento, podem ser empregados para redução adicional da impedância de aterramento do aerogerador.

Em um parque eólico, composto por vários aerogeradores, os aterramentos de cada um deles são usualmente interligados entre si por um condutor enterrado nu ou isolado. Tal interligação visa, sobretudo, obter uma melhoria global do desempenho do aterramento elétrico do parque eólico. Em particular, tal interligação leva a uma redução bastante significativa da resistência de aterramento total do parque, embora não implique necessariamente uma melhoria do desempenho impulsivo do aterramento de cada aerogerador individualmente [26].



Figura 2.13 Fundação octogonal de uma turbina eólica – retirado de [39].



Figura 2.14 Fundação retangular de uma turbina eólica – retirado de [40].



Figura 2.15 Fundação circular de uma turbina eólica- retirado de [41].

Quando submetido a correntes advindas da incidência de descargas atmosféricas, o aterramento apresenta comportamento distinto daquele frente a fenômenos lentos e, de modo geral, mais complexo [42]. Em decorrência do formato impulsivo das formas de onda de corrente de descargas atmosféricas, o espectro representativo de frequências associado vai desde c.c. até alguns MHz. Nessa faixa, o aterramento apresenta comportamento dependente da frequência e os efeitos capacitivo e indutivo são importantes, bem como os efeitos de propagação ao longo dos eletrodos.

Uma revisão bibliográfica bastante completa, e ainda recente, sobre a modelagem de aterramentos de aerogeradores para simulação de transitórios pode ser encontrada em [43]. De acordo com essa referência, é bastante comum ainda, especialmente no estudo de grandes parques eólicos, a representação do aterramento por meio de um resistor simples, desprezando o comportamento dependente da frequência. Também, é bastante comum desprezar a dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo, que apresentam acentuada influência na elevação de potencial desenvolvida em aterramento de aerogeradores submetidos a correntes de descargas atmosféricas [6].

Para se ter em conta o comportamento dependente da frequência do aterramento de forma rigorosa, aplica-se neste trabalho o Modelo Eletromagnético Híbrido (HEM do inglês *Hybrid Electromagnetic Model*), descrito em [44] e cujo detalhamento adicional foge do escopo desta dissertação. Vale salientar que o HEM foi amplamente validado com resultados experimentais, tendo em conta distintos arranjos de eletrodos de aterramento [6], [45]–[47]. Em síntese, o sistema de aterramento é dividido em diversos elementos com comprimento muito superior ao raio do eletrodo (abordagem fio fino). Os acoplamentos eletromagnéticos (condutivo, capacitivo e indutivo) entre os diversos elementos são considerados de forma rigorosa aplicando-se os potenciais vetor magnético e escalar elétrico. Os efeitos de propagação também são contemplados por meio da constante de propagação intrínseca do solo. Todos os cálculos são realizados no domínio da frequência sendo que, para cada frequência específica de interesse, tem-se como resultado da aplicação do modelo o seguinte sistema matricial:

$$Y_g \cdot V_N = I_N \quad (2.7)$$

em que Y_g é chamada matriz de admitância nodal do aterramento, V_N é o vetor de potenciais nodais (em relação ao terra remoto) e I_N é o vetor de correntes injetadas nos nós. A solução do sistema linear de equações (2.7), considerando a injeção de uma corrente externa em um ou mais nós, fornece os fasores de tensões nodais para uma frequência específica. Resultados no

domínio do tempo são obtidos pela aplicação de uma transformada inversa de Fourier. Todos os cálculos deste trabalho aplicando o HEM foram realizados utilizando uma implementação computacional do Laboratório de Transitórios Eletromagnéticos (LabTEM) do CEFET-MG.

Sejam as observações adicionais a seguir:

- Uma vez que os cálculos são realizados diretamente no domínio da frequência, a inclusão de meios dispersivos, cujos parâmetros dependam da frequência, é imediata. Neste trabalho, a dependência da frequência da resistividade e da permissividade é considerada por meio do modelo proposto por Alipio e Visacro [48], que foi recentemente recomendado pelo CIGRE na Brochura C4.33 para inclusão do fenômeno de dependência da frequência dos parâmetros do solo em estudos de transitórios no sistema elétrico [49]. Esse modelo é baseado em 65 medições realizadas em condições de campo, compreendendo diferentes tipos de solos, com resistividade em baixa frequência variando entre cerca de 60 Ωm a 18.000 Ωm . Adicionalmente, as premissas do modelo supracitado são baseadas nas Equações de Maxwell e nas relações de causalidade de Kramers-Kronig [48]. A variação da resistividade $\rho(f)$ e da permissividade relativa $\epsilon_r(f)$ com a frequência são dadas, respectivamente, por (2.8) e (2.9).

$$\rho(f) = \rho_0 \{1 + 4,7 \times 10^{-6} \times \rho_0^{0,73} \times f^{0,54}\}^{-1} \quad (2.8)$$

$$\epsilon_r(f) = 9,5 \times 10^4 \times \sigma_0^{0,27} \times f^{-0,46} + 12 \quad (2.9)$$

onde ρ_0 é a resistividade c.c. em Ωm , determinada utilizando-se técnicas e instrumentos convencionais, e f é a frequência em Hz.

- Para incorporar o comportamento dependente da frequência do aterramento em plataformas de cálculo de transitórios no domínio do tempo adota-se o procedimento clássico descrito a seguir. Primeiro, utilizando-se o HEM, determina-se a admitância dependente da frequência vista do ponto (ou pontos) de injeção de corrente. Para um único ponto de injeção, essa admitância corresponde a um vetor; para o caso de múltiplos pontos de injeção de corrente, tem-se uma matriz de admitâncias. Em seguida, aplica-se a técnica Vector Fitting [50] para se obter um ajuste da admitância (ou da matriz de admitância) por meio de polos e resíduos. Finalmente, a partir do modelo de polos e resíduos sintetiza-se um circuito equivalente que pode ser diretamente incorporado em plataformas de simulação de transitórios no domínio do tempo. Para os ajustes deste trabalho e sintetização dos circuitos correspondentes, utilizou-se uma

implementação do Vector Fitting disponível em [50]–[54]. Todos os ajustes foram obtidos considerando polos complexos e obedeceram aos critérios de passividade, não sendo necessário um reforço adicional de passividade [54]. Não são apresentados maiores detalhes sobre a incorporação do comportamento dependente do aterramento em plataformas de cálculo de transitórios no domínio do tempo por ser uma abordagem bastante consolidada na literatura além de ser recorrentemente utilizada em trabalhos desenvolvidos no âmbito do LabTEM/PPGEL [43], [55]–[58].

2.4 Considerações finais

Este capítulo apresentou uma breve revisão bibliográfica dos principais aspectos de modelagem de parques eólicos para avaliação de sobretensões resultantes da incidência direta de descargas atmosféricas. Foram descritas as correntes de descargas atmosféricas associadas às principais solicitações atmosféricas em parques eólicos, incluindo as descargas negativas descendentes, primeiras e subsequentes, e as correntes de retorno associadas às descargas negativas ascendentes. As modelagens revisadas e apresentadas para os principais componentes do parque eólico que são percorridos pela corrente impulsiva associada à uma incidência direta de descargas tiveram como foco as plataformas do tipo EMT. Desse modo, as modelagens propostas para os elementos aéreos se baseiam em linhas de transmissão a parâmetros distribuídos, cuja impedância de surto depende da geometria do elemento em questão. Para o aterramento, adota-se a abordagem clássica de síntese de um circuito equivalente que representa a sua resposta em frequência. No capítulo a seguir, as modelagens aqui descritas são utilizadas para a realização de análises de sensibilidade abrangentes com relação à resposta de parques eólicos à incidência direta de descargas atmosféricas.

Capítulo 3 Resultados

3.1 Introdução

No capítulo 2, foram apresentados conceitos relevantes para avaliação da resposta de parques eólicos frente a incidência direta de descargas atmosféricas, como a caracterização da corrente impulsiva da descarga atmosférica (corrente de retorno) e descrição dos modelos para estudo de transitório eletromagnético dos principais elementos de uma turbina eólica: pás, torre e aterramentos e interligação entre eles.

Os resultados deste capítulo estão divididos em duas partes principais. Na primeira parte, seção 3.2, os elementos aéreos, como torre e pás, são desconsiderados com o objetivo de avaliar especificamente o comportamento impulsivo de sistemas de aterramento de parques eólicos. Com o intuito de investigar o efeito da interligação entre os aterramentos adjacentes, são simulados e comparados três casos: CASO 1-aterramento da turbina eólica isolado; CASO 2-aterramento da turbina eólica conectado ao eletrodo de interligação (desconsiderando a interligação com o aterramento da torre adjacente); CASO 3-aterramento de 2 torres: análise dos aterramentos interligados por eletrodo de interligação. A seção 3.3, tem o objetivo de simular um parque eólico completo, neste caso, irá considerar a interligação com 4 torres adjacentes e a inclusão dos principais elementos aéreos que a corrente de descarga normalmente percorre até chegar no aterramento, sendo as pás e a torre. Finalmente, na seção 3.4, são discutidos alguns dos principais resultados obtidos a partir das análises apresentadas ao longo deste capítulo.

3.1 Estudo de caso 1: interligação de aterramentos adjacentes de aerogeradores

3.1.1 Introdução

Segundo a IEC 61400-24 de 2019 [13], o sistema de aterramento de um parque eólico deve dispersar e conduzir a corrente de descarga, caracterizada por um alto conteúdo de frequência e grande quantidade de energia, para a terra, sem efeitos térmicos e/ou eletrodinâmicos perigosos. Com esse objetivo, são tomadas algumas medidas para mitigar estes efeitos danosos, como a utilização da fundação da torre como eletrodo natural de aterramento e a interligação com o aterramento de torres adjacentes, realizada através de eletrodos horizontais nus ou isolados. Essa última prática normalmente leva a um valor reduzido da resistência de aterramento de baixa frequência (R_{LF}) vista por cada turbina individual. No entanto, quando submetido a descargas atmosféricas, o comportamento do sistema de aterramento interligado do parque eólico apresenta um comportamento particular, bastante distinto daquele frente a fenômenos de baixa frequência [26].

Devido à característica impulsiva da corrente de descarga atmosférica, o seu espectro representativo de frequências vai desde CC até alguns MHz [21]. Dessa forma, os efeitos reativos, indutivos e capacitivos, são relevantes, bem como os efeitos de propagação (atenuação e distorção de ondas). Deve-se considerar, portanto, a impedância de aterramento e o entendimento de que as ondas de tensão e corrente devem ser vistas como ondas viajantes que se propagam através dos eletrodos de aterramento em um meio com perdas (solo). Essas perdas atenuam as ondas de tensão e corrente a partir do ponto de injeção, à medida que o sinal se propaga ao longo do eletrodo. Dessa forma, apenas uma porção limitada do aterramento é enxergada pela corrente, durante os primeiros microssegundos do transitório. Nota-se que esses primeiros microssegundos correspondem, sobretudo, à frente da onda de descarga atmosférica, associada às componentes de alta frequência. Na cauda da onda, associada às componentes de baixa frequência, os efeitos de propagação são desprezíveis e basicamente toda a extensão do aterramento é enxergada pela corrente.

Diante do exposto, entende-se que a interligação do aterramento entre torres adjacentes de um parque eólico leva a uma redução significativa da resistência do aterramento vista por cada aerogerador, dado o aumento expressivo da área de dispersão de corrente. Como já mencionado, isso decorre do fato de, em baixas frequências, basicamente toda a extensão do aterramento ser

enxergada pela corrente; contudo, o mesmo pode não ocorrer para a impedância impulsiva (resposta em alta frequência). Nos instantes iniciais do transitório, caracterizado por possuir componentes de alta frequência, apenas uma porção limitada do aterramento, cujo centro é o ponto de injeção de corrente, é vista pelo surto. A porção do aterramento efetivamente enxergada pela corrente nesse período depende, sobretudo, do fenômeno de atenuação das ondas que se propagam nos eletrodos de aterramento. A atenuação é tão mais significativa quanto maior a condutividade do solo (menor resistividade) e o conteúdo de frequência do sinal de corrente (menor tempo de subida da corrente impulsiva). Portanto, espera-se que o impacto da interligação do aterramento de turbinas adjacentes no desempenho impulsivo do parque eólico dependa das características do solo e da onda de corrente solicitante.

Também, é importante introduzir o conceito de comprimento efetivo (L_{EF}) de eletrodos de aterramento [59]. Esse conceito decorre do fenômeno de atenuação das ondas a partir do ponto de injeção de corrente e corresponde a um comprimento limite do eletrodo de aterramento [60]. Eletrodos com comprimento superior a esse valor limite não implicam redução adicional da impedância impulsiva do aterramento. O valor do comprimento efetivo depende, basicamente, da resistividade do solo e do tempo de frente da onda de corrente injetada, sendo tão maior quanto maiores forem esses dois parâmetros [61]. Nesse contexto, vale mencionar que a versão mais recente da IEC 61400-24 estabelece que eletrodos adicionais conectados ao aterramento de cada turbina, por exemplo, os eletrodos empregados para interligação entre aterramentos vizinhos, são eficientes para redução da impedância desde que o seu comprimento não ultrapasse 80 m [13]. Essa norma (pág.162), “devido às componentes de alta frequência da corrente de descarga, um comprimento superior a 80 m, independentemente da resistividade do solo, não provoca reduções adicionais da impedância total”. Ora, tal afirmação está em desacordo com o conceito de comprimento efetivo, uma vez que o comprimento de eletrodo que efetivamente auxilia na redução da impedância de aterramento não é um valor fixo, mas depende da resistividade do solo e do sinal de corrente injetado. Ademais, normalmente, o comprimento dos eletrodos de interligação é superior a 80 m, assumindo-se distâncias típicas entre aerogeradores em parques eólicos reais. A consideração de que, independentemente da resistividade do solo, apenas 80 m desses eletrodos de interligação contribuem para redução da impedância total de aterramento pode levar a estimativas incorretas e não realísticas do desempenho de parques eólicos frente a descargas atmosféricas. As subseções a seguir investigam esses aspectos com base em simulações computacionais.

3.1.2 Configurações simuladas

De uma forma geral, as análises realizadas ao longo desta seção têm o objetivo de avaliar a influência da interligação entre 2 aterramentos adjacentes; portanto, não são considerados nesta seção os elementos aéreos, como a torre e as pás. A figura 3.1 ilustra o estudo de caso considerado, que corresponde a dois aterramentos idênticos de aerogeradores conectados por um condutor de cobre nu enterrado a 0,50 m de profundidade. O aterramento de cada aerogerador, cujas dimensões principais estão indicadas na figura 3.1(b), corresponde a uma fundação do tipo octogonal, formada por uma série de anéis concêntricos e interligados entre si. Consideram-se seis diferentes comprimentos do eletrodo de interligação, $L=80, 120, 160, 200, 240, 280$ m. Note-se que o valor de L depende, basicamente, da distância entre as torres que sustentam os aerogeradores. Essa distância varia de acordo com a disposição dos aerogeradores no parque eólico, definida basicamente pelas condições de vento da região e, também, de acordo com o comprimento das pás do aerogerador. Nesse contexto, embora a distância $L=80$ m seja relativamente curta, ela foi escolhida como base de comparação, tendo em conta a norma IEC 61400-24 de 2019 [13].

Com o intuito de realizar um estudo abrangente referente aos efeitos da interligação de aterramento de duas torres adjacentes, foram simulados e comparados três casos:

CASO 1: Aterramento da turbina eólica isolado; CASO 2: Aterramento da turbina eólica conectado ao eletrodo de interligação (desconsiderando a interligação com o aterramento da torre adjacente), CASO 3: Aterramento de 2 torres: análise dos aterramentos interligados por eletrodo de interligação. A seguir, um resumo das principais considerações nesta primeira parte dos resultados:

- Arranjo do aterramento: Octogonal;
- Resistividades do solo em baixa frequência (ρ_0): $50 \Omega m, 100 \Omega m, 300 \Omega m, 600 \Omega m, 1.000 \Omega m, 3.000 \Omega m, 5.000 \Omega m, 10.000 \Omega m$;
- Tipo do sinal impulsivo de corrente: Onda representativa de primeira descarga de retorno descendente negativa (vide figura 2.7(a) do capítulo 2) e onda representativa de descarga subsequente associadas às descendentes negativas e de correntes de retorno associadas às descargas ascendentes negativas (vide figura 2.7(b) do capítulo 2);
- Comprimento do eletrodo de Interligação: 80, 120, 160, 200, 240, 280 m.

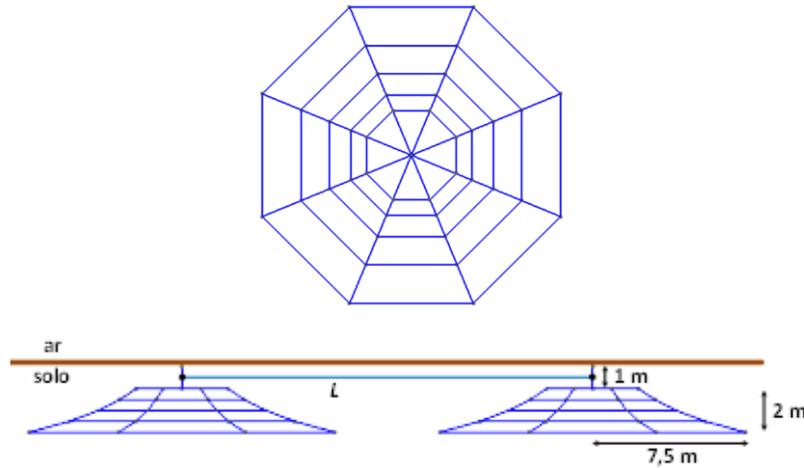


Figura 3.1 (a) Sistema de aterramento de cada turbina eólica individual (vista superior), e (b) sistema de aterramento interligado (vista lateral).

Vale lembrar que os parâmetros elétricos do solo como a resistividade (ρ) e permissividade relativa (ϵ_r), são considerados dependentes da frequência de acordo com o modelo proposto pelos pesquisadores Alipio e Visacro [48]. A permeabilidade magnética do solo é considerada constante e igual a do vácuo, $\mu_0 = 4\pi 10^{-7} H/m$. Os efeitos de ionização do solo foram desprezados.

Os resultados deste estudo de caso estão organizados da seguinte forma. A seção 3.1.3 apresenta uma análise do GPR considerando um eletrodo de interligação de 80 m. A seção 3.1.4 compara os resultados de pico de GPR considerando diferentes comprimentos de eletrodo de interligação entre 80 m e 280 m. Finalmente, a seção 3.1.5 detalha a influência do aumento do comprimento do eletrodo de interligação na impedância impulsiva de aterramento e no coeficiente de impulso. Resultados da impedância harmônica de aterramento, considerando o impacto da interligação entre aterramentos adjacentes de turbinas eólicas podem ser encontrados em uma publicação específica do autor dessa dissertação [62].

3.1.3 Elevação de potencial no aterramento (GPR) para eletrodo de interligação de 80 m

A figura 3.2 apresenta os resultados de GPRs desenvolvidos para os três casos simulados, considerando (a) 50 Ωm , (b) 300 Ωm , (c) 600 Ωm , (d) 1.000 Ωm , (e) 3.000 Ωm , (f) 5.000 Ωm e (g) 10.000 Ωm , em resposta à corrente representativa de primeiras descargas de retorno descendentes negativas (curvas à esquerda) e representativa de descargas subsequentes associada às descendentes negativas e de correntes de retorno associadas às ascendentes

negativas (curvas à direita). A tabela 3.1 apresenta a relação entre os picos de GPR desenvolvidos para os casos 2 e 1 (GPR_2/GPR_1), casos 3 e 1 (GPR_3/GPR_1) e para os casos 3 e 2 (GPR_3/GPR_2), considerando as resistividades analisadas e ambas as correntes. Todos os resultados consideram um eletrodo de interligação de comprimento $L=80$ m e a injeção da corrente no centro do sistema de aterramento da turbina à esquerda, vide figura 3.1(b), e calcula-se, utilizando o HEM, a elevação de potencial desenvolvida no ponto de injeção de corrente, aqui chamado de GPR.

Tabela 3.1 Relação entre os picos de GPR desenvolvidos para os casos 2 e 1 ($\frac{GPR_2}{GPR_1}$), 3 e 1 ($\frac{GPR_3}{GPR_1}$) e para os casos 3 e 2 ($\frac{GPR_3}{GPR_2}$).

ρ_0 (Ωm)	Primeiras descargas			Descargas subsequentes		
	$\frac{GPR_2}{GPR_1}$	$\frac{GPR_3}{GPR_1}$	$\frac{GPR_3}{GPR_2}$	$\frac{GPR_2}{GPR_1}$	$\frac{GPR_3}{GPR_1}$	$\frac{GPR_3}{GPR_2}$
50	0,78	0,78	1,00	0,87	0,87	1,00
100	0,72	0,72	1,00	0,87	0,87	1,00
300	0,60	0,60	1,00	0,77	0,77	1,00
600	0,54	0,52	0,97	0,72	0,72	1,00
1.000	0,51	0,47	0,92	0,68	0,68	1,00
3.000	0,48	0,35	0,73	0,56	0,56	1,00
5.000	0,48	0,32	0,67	0,50	0,50	1,00
10.000	0,48	0,31	0,65	0,49	0,42	0,86

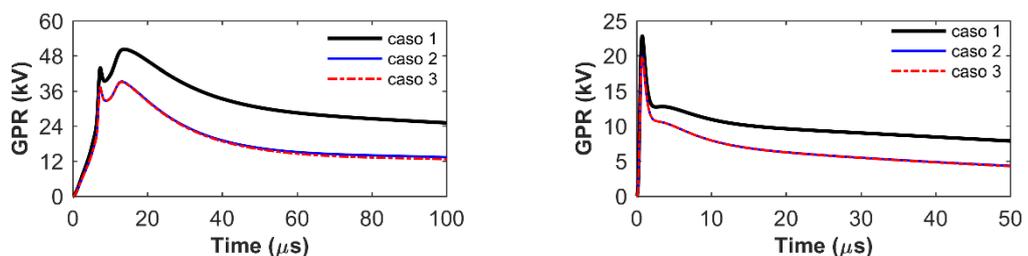
Considerando os resultados para primeiras descargas, verifica-se que as reduções de GPR dos casos 2 e 3 em relação ao caso 1, tornam-se mais acentuadas à medida que a resistividade do solo cresce. Essa redução pode ser compreendida a partir do conceito de comprimento efetivo, que é tão maior quanto maior for a resistividade do solo. À medida que se aumenta a resistividade do solo, uma maior parcela do sistema de aterramento é enxergada e, portanto, contribui efetivamente para a dispersão de corrente e consequente redução do GPR. Tratando-se ainda do caso 2 e 3 em relação ao caso 1, verifica-se que na comparação do GPR_2/GPR_1 com o GPR_3/GPR_1 , para as resistividades de 50 Ωm a 300 Ωm , não há redução adicional, ou seja, as razões são iguais. Isso significa que o aterramento adjacente não influi na redução do pico do GPR nesses casos, em decorrência do comprimento efetivo muito curto. Por outro lado, para as demais resistividades, observa-se uma redução adicional do GPR quando se considera o GPR_3/GPR_1 em comparação ao GPR_2/GPR_1 , sendo que tal redução se torna mais significativa com o aumento da resistividade. Vale observar que a redução da relação GPR_2/GPR_1 apresenta uma saturação a partir da resistividade de 3.000 Ωm , o sinal impulsivo enxerga todo o comprimento do eletrodo de aterramento (80 m) a partir desta resistividade. Na

comparação do caso 3 e o caso 2 (GPR_3/GPR_2), a redução começa a ser notada a partir da resistividade de $600 \Omega m$, resultado coerente com as razões GPR_2/GPR_1 e GPR_3/GPR_1 na faixa de resistividades de $50 \Omega m$ a $300 \Omega m$.

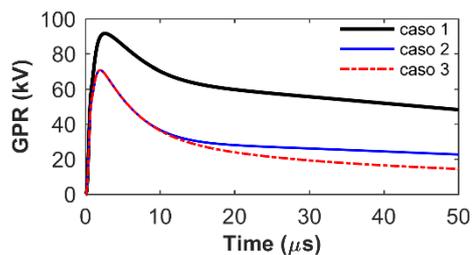
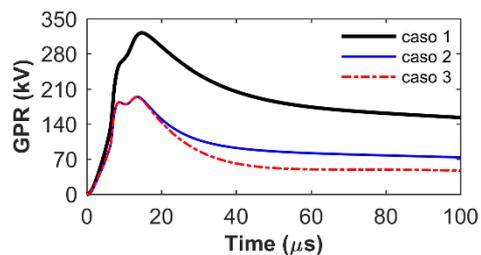
Considerando as descargas subsequentes, observa-se, similarmente ao caso de primeiras descargas, uma maior redução do GPR à medida que a resistividade do solo cresce, comparando-se os casos 3 e 2, com o caso 1, visto que o aumento da resistividade provoca um aumento do comprimento efetivo. Vale lembrar que as descargas subsequentes apresentam menor tempo de subida e, portanto, maior conteúdo de frequência, o que diminui o comprimento efetivo do sistema de aterramento, quando comparado a aterramentos solicitados por primeiras descargas. Dessa forma, espera-se que as reduções de GPR sejam menos pronunciadas (comparando-se os casos 3 e 2, com o caso 1), fato também observado na tabela 3.1. Ainda considerando as descargas subsequentes, nota-se que, para resistividades de até $5.000 \Omega m$, não há redução adicional do GPR quando se considera o aterramento da turbina vizinha (caso 3). Isso pode ser compreendido considerando dois aspectos principais. Primeiro, dado o maior conteúdo de frequência das descargas subsequentes, as ondas que se propagam ao longo do eletrodo de interligação sofrem forte atenuação e, portanto, o efeito do aterramento adjacente basicamente não alcança o aterramento da torre atingida pela descarga. Segundo, dado o menor tempo de frente das descargas subsequentes, os GPRs associados também atingem o valor de pico mais rapidamente, em comparação às primeiras descargas. Assim, ainda que o efeito do aterramento adjacente alcance o aterramento da torre atingida pela descarga, dependendo da resistividade do solo, o pico do GPR já foi atingido. Interessantemente, para a resistividade de $10.000 \Omega m$, o aterramento adjacente influi na redução do pico de GPR. Isso ocorre para esse caso específico em função do elevadíssimo valor de resistividade, o que implica uma baixa atenuação das ondas que se propagam no eletrodo de interligação, fazendo com que a reflexão positiva na extremidade aberta do eletrodo de interligação (caso 2) retorne ao ponto de injeção de corrente e provoque um pequeno aumento do GPR.

Por fim, verifica-se na figura 3.2, que ao longo da cauda das curvas, os níveis de GPR são menores à medida que se aumenta a área do aterramento, ou seja, os menores valores são para o caso 3 e os maiores para o caso 1, independentemente da resistividade do solo e da característica do surto. Isso é explicado pelo fato que à cauda da onda estão associados os componentes de baixa frequência. Nessa faixa do espectro, os efeitos de propagação, com ênfase na atenuação, são desprezíveis e, portanto, basicamente todo o sistema de aterramento é efetivamente utilizado para dispersão da corrente para o solo.

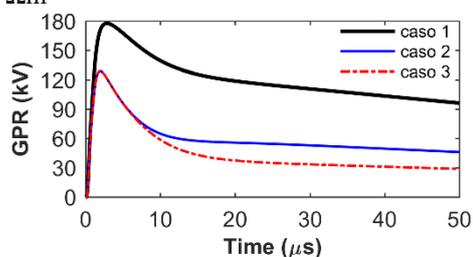
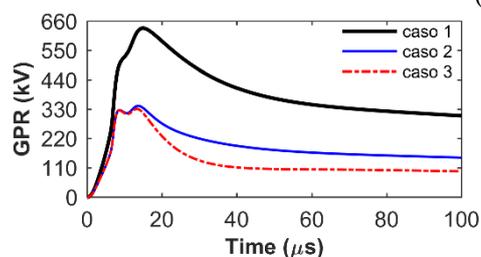
Antes de prosseguir com as análises, é importante denotar de forma clara o papel do eletrodo de interligação e do aterramento da turbina adjacente na redução dos níveis de GPR, especialmente à luz das configurações simuladas. O eletrodo de interligação, de modo geral, tem papel relevante na redução dos níveis de GPR, inclusive de seu valor de pico. O aterramento adjacente, por outro lado, leva a uma diminuição dos níveis de GPR ao longo de sua cauda e, também, a uma redução da taxa de crescimento do GPR ao longo de sua frente decorrente da reflexão negativa advinda da turbina adjacente. Essa redução da taxa de crescimento do GPR pode levar a uma redução de seu valor de pico, caso a reflexão negativa alcance o aterramento da turbina atingida antes que o pico seja atingido. Esse é o caso, por exemplo, dos GPRs resultantes de primeiras descargas de retorno em aterramentos enterrados em solos de alta resistividade. Para o caso das descargas subsequentes, dado o seu tempo de subida muito curto, para nenhuma das resistividades consideradas o aterramento adjacente contribui para redução do valor de pico do GPR, embora reduza a sua taxa de crescimento ao longo da frente, especialmente para os solos de maior resistividade. O resultado de GPR em resposta a descargas subsequentes para o solo de $10.000 \Omega\text{m}$, figura 3.2(g) à direita, pode levar à conclusão errônea de que o aterramento adjacente contribui para redução do valor de pico do GPR. Contudo, por uma análise mais minuciosa das curvas, pode-se notar que a reflexão advinda do aterramento adjacente alcança o aterramento da turbina atingida pela descarga após o pico do GPR ter sido atingido. O fato do pico de GPR do caso 2 (apenas eletrodo de interligação, sem a turbina adjacente) ser maior do que o do caso 3 (eletrodo de interligação + aterramento adjacente) decorre tão simplesmente da reflexão positiva advinda da extremidade aberta do eletrodo de interligação (caso 2), que provoca um pequeno aumento do GPR.



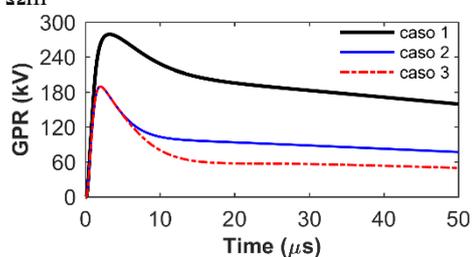
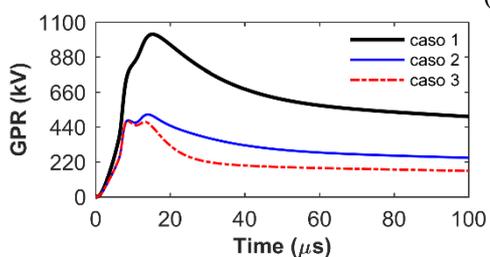
(a) $50 \Omega\text{m}$



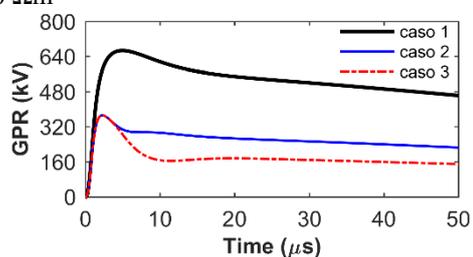
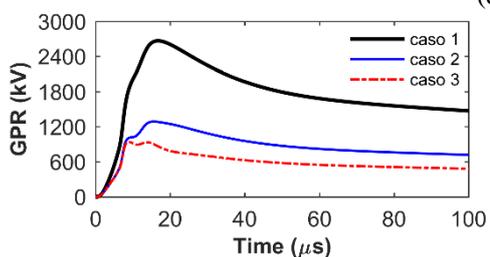
(b) 300 Ωm



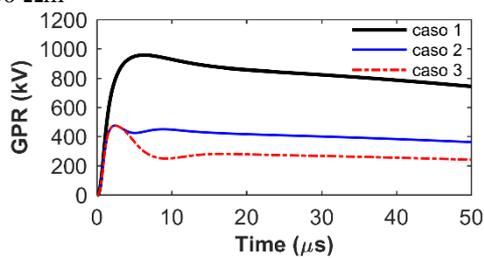
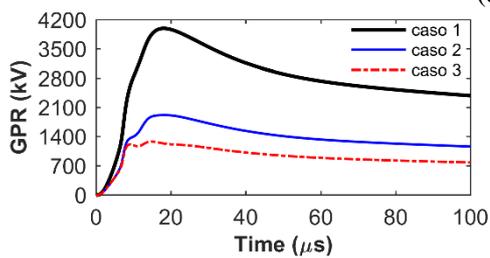
(c) 600 Ωm



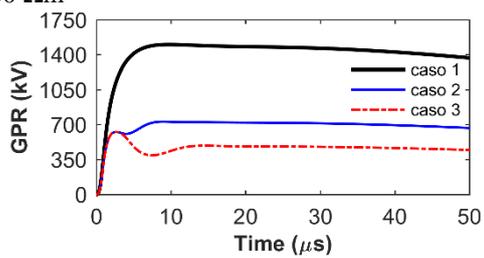
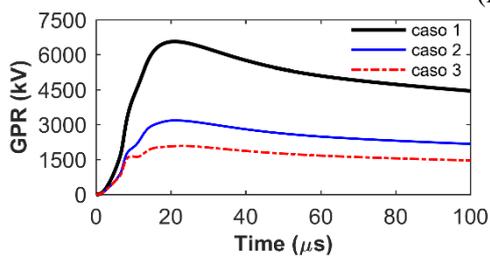
(d) 1000 Ωm



(e) 3000 Ωm



(f) 5000 Ωm



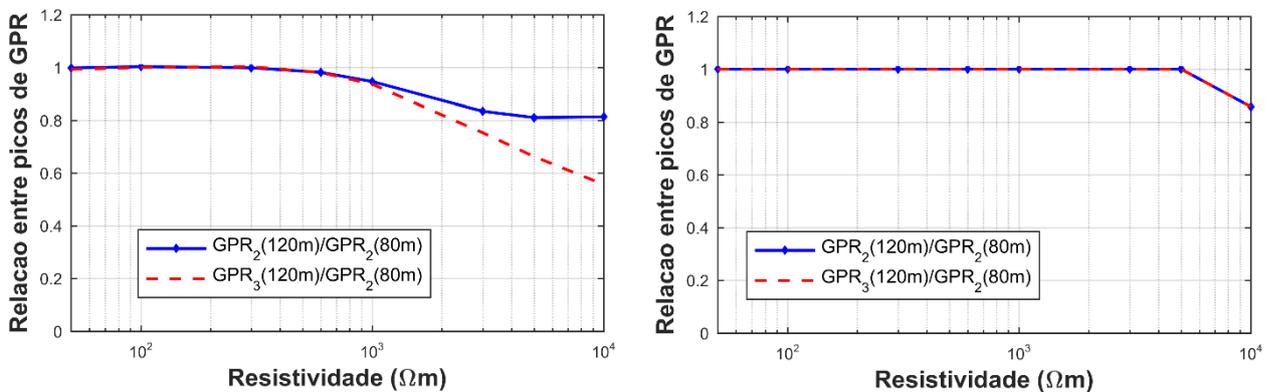
(g) 10000 Ωm

Figura 3.2 GPRs desenvolvidos em resposta a correntes representativas de primeiras descargas (curvas à esquerda) e descargas subsequentes descendentes negativas e correntes de retorno associadas às ascendentes (curvas à direita), para solos de resistividade (a) 50 Ωm, (b) 300 Ωm, (c) 1.000 Ωm, (d) 3.000 Ωm, (e) 10.000 Ωm. Caso 1, aterramento da turbina eólica isolado; Caso 2, aterramento da turbina eólica conectado ao eletrodo de interligação de L=80 m (desconsiderando o aterramento da segunda turbina eólica); Caso 3, sistema completo (aterramentos de ambas as turbinas conectados via eletrodo de interligação de L=80 m).

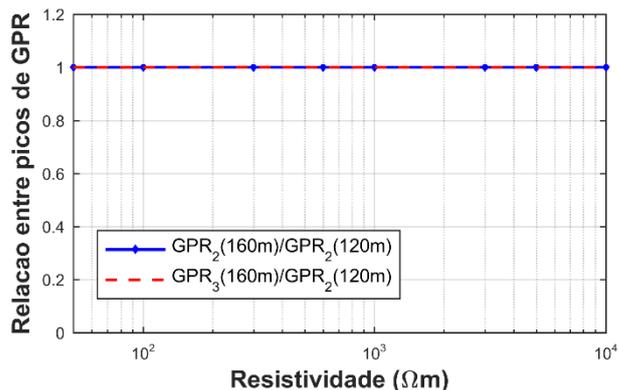
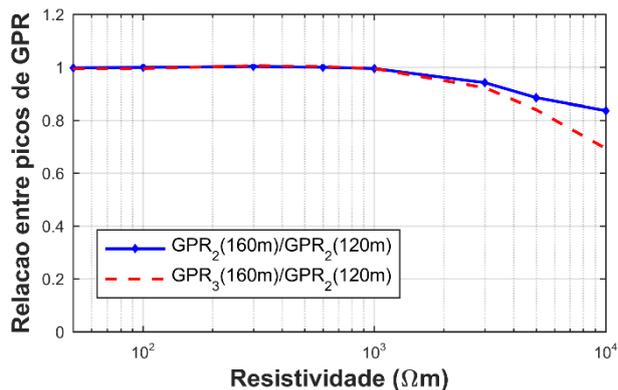
3.1.4 Comparação entre GPRs para L=80, 120, 160, 200, 240 e 280 m

Com o intuito de se investigar o efeito da consideração de eletrodos de interligação com comprimentos superiores a 80 m, comparam-se, nesta seção, os resultados de GPR obtidos para L=120, 160, 200, 240 e 280 m com os comprimentos L=80, 120, 160, 200 e 240 m, respectivamente.

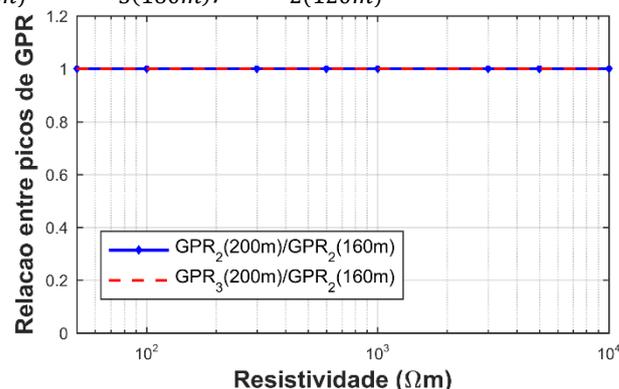
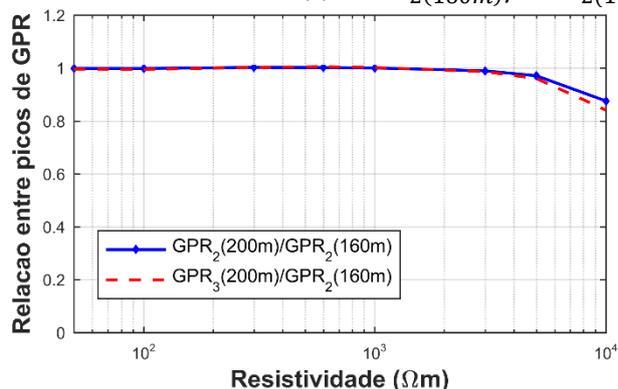
A figura 3.3 apresenta, em função da resistividade e para primeiras descargas (curvas à esquerda) e descargas subsequentes descendentes negativas e correntes de retorno associadas às ascendentes (curvas à direita), a relação entre os picos de GPRs desenvolvidos considerando os seguintes casos: i) as relações entre os picos de GPR desenvolvidos para caso 2 e L=120, 160, 200, 240 e 280 m e caso 2 e L=80, 120, 160, 200, 240 m, identificadas como $GPR_{2(120m)}/GPR_{2(80m)}$, $GPR_{2(160m)}/GPR_{2(120m)}$, $GPR_{2(200m)}/GPR_{2(160m)}$, $GPR_{2(240m)}/GPR_{2(200m)}$ e $GPR_{2(280m)}/GPR_{2(240m)}$, curva contínua; ii) as relações entre os picos de GPR desenvolvidos para caso 3 e L=120, 160, 200, 240 e 280 m e caso 2 e L=80, 120, 160, 200 e 240 m, identificadas como $GPR_{3(120m)}/GPR_{2(80m)}$, $GPR_{3(160m)}/GPR_{2(120m)}$, $GPR_{3(200m)}/GPR_{2(160m)}$, $GPR_{3(240m)}/GPR_{2(200m)}$ e $GPR_{3(280m)}/GPR_{2(240m)}$, curva tracejada.



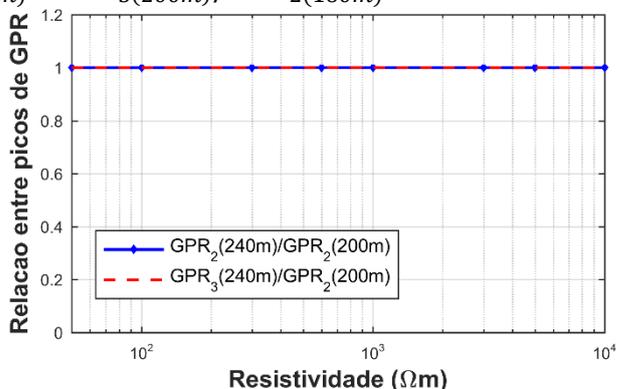
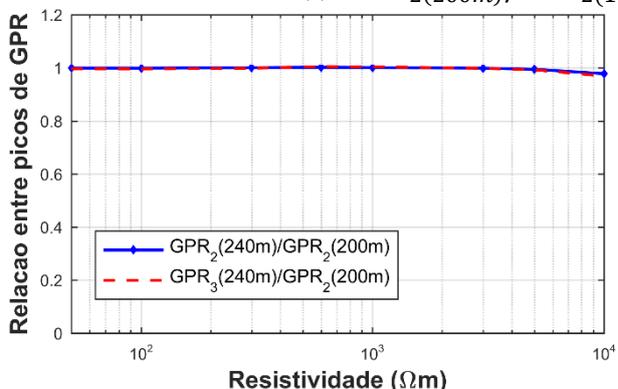
(a) $GPR_{2(120m)}/GPR_{2(80m)}$ e $GPR_{3(120m)}/GPR_{2(80m)}$



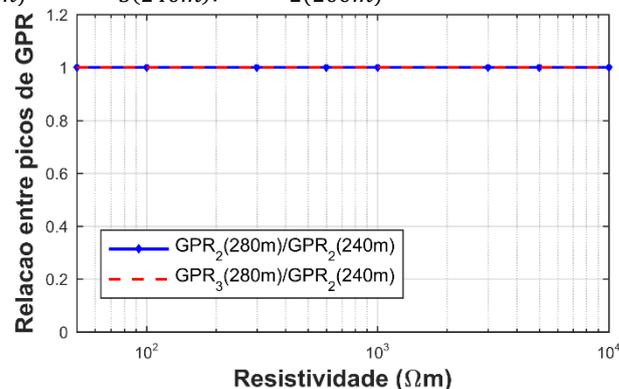
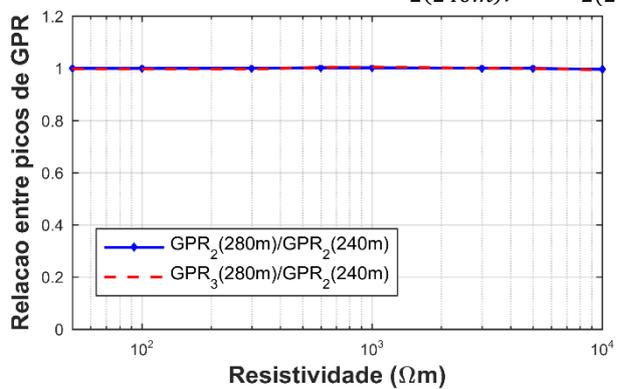
(b) $GPR_2(160m)/GPR_2(120m)$ e $GPR_3(160m)/GPR_2(120m)$



(c) $GPR_2(200m)/GPR_2(160m)$ e $GPR_3(200m)/GPR_2(160m)$



(d) $GPR_2(240m)/GPR_2(200m)$ e $GPR_3(240m)/GPR_2(200m)$



(e) $GPR_2(280m)/GPR_2(240m)$ e $GPR_3(280m)/GPR_2(200m)$

Figura 3.3 Comparação entre os GPRs para comprimentos L de condutores de interligação de 120, 160, 200, 240 e 280 m com GPRs de condutores com comprimento $L=80$, 120, 160, 200 e 240 m considerando primeiras descargas (curvas à esquerda) e descargas subsequentes descendentes negativas e correntes de retorno associadas às ascendentes (curvas à direita), em função da resistividade do solo. $GPR_2(120m)/GPR_2(80m)$ corresponde à relação entre os picos de GPR desenvolvidos para caso 2 e $L = 120 m$ e caso 2 e $L = 80 m$ (curva contínua). $GPR_3(120m)/GPR_2(80m)$ corresponde à relação entre os picos de GPR desenvolvidos para caso 3 e $L = 120 m$ e caso 2 e $L = 80 m$ (curva tracejada).

Para primeiras descargas de retorno, considerando a curva contínua, a comparação entre os resultados obtidos para o caso 2 na figura 3.3 (a), observa-se que, a redução do pico do GPR para incrementos do comprimento do eletrodo começa a partir da resistividade de $600 \Omega m$ e, à medida que se aumenta o comprimento do eletrodo, figuras 3.3 (b), (c) e (d), verifica-se que a redução no pico do GPR passa a ser menos pronunciado e ocorrer apenas para resistividades mais elevadas, até chegar em determinado comprimento, figura 3.3 (e), em que não verifica-se redução no pico do GPR. O fato da redução do GPR começar a reduzir em resistividades mais elevadas é explicado pelo fato do comprimento efetivo ser mais longo para solos de maior resistividade. Com relação à saturação da redução do pico do GPR com o aumento do comprimento do eletrodo de interligação, isso decorre do fato de o eletrodo ter atingido o comprimento efetivo, para aquela situação específica (conteúdo de frequência do sinal solicitante e faixa de resistividade considerada). Analisando a figura 3.3 (e), verifica-se que considerando a situação em estudo e as resistividades analisadas, não ocorre redução no GPR apenas para eletrodos de interligação com comprimento superior a 240 m, diferente do comprimento informado na IEC 61400-24, 2019 (pág.162), que assume como sendo o comprimento de 80 m como a extensão limite útil para o eletrodo de aterramento. Ainda com relação às curvas de GPR para primeiras descargas, verifica-se que a curva tracejada, comparação entre GPRs dos casos 2 e 3, a redução do GPR é mais pronunciado, quando compara-se com a curva contínua, para eletrodos de interligação curtos e solos de alta resistividade. Isso é justificado pela maior área de dispersão da corrente, visto que nesta situação considera-se que o aterramento da torre adjacente exerce papel na redução do pico de GPR. Entretanto, à medida que aumenta-se o comprimento do eletrodo de interligação, verifica-se que as duas curvas, tracejada e contínua, tendem a se aproximar até se sobreporem. Esse resultado é explicado pelo fato de o comprimento do eletrodo de interligação começar a se aproximar e igualar o comprimento efetivo, de modo que o efeito da torre adjacente passa a ser reduzido até tornar-se desprezível (figura 3.3. (e)).

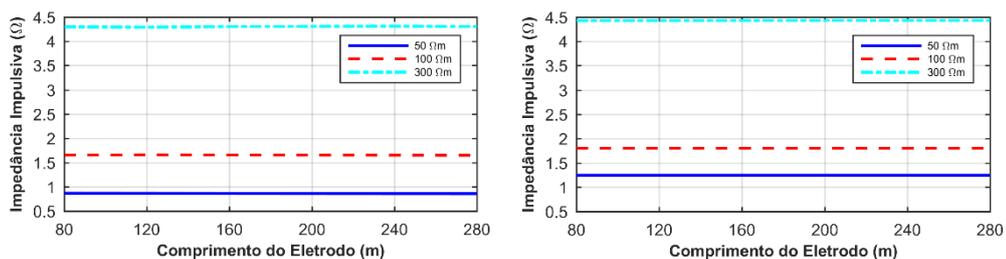
Considerando os resultados para as descargas descendentes negativas e correntes de retorno associadas às ascendentes, mostrados na figura 3.3 (lado direito), nota-se que o aumento do comprimento do eletrodo de interligação leva a uma redução adicional do pico de GPR

apenas para o solo de $10.000 \Omega\text{m}$ e na comparação do comprimento do eletrodo de 120 m com 80 m. Dado o maior conteúdo de frequências associado às descargas subsequentes, apenas para a resistividade de $10.000 \Omega\text{m}$ tem-se um comprimento efetivo superior a 80 m, o que justifica a redução do pico de GPR com o aumento do eletrodo de interligação. Vale observar que mesmo considerando solicitação típica de descarga subsequente, o comprimento limite de 80 m mencionado em [13] não é verificado.

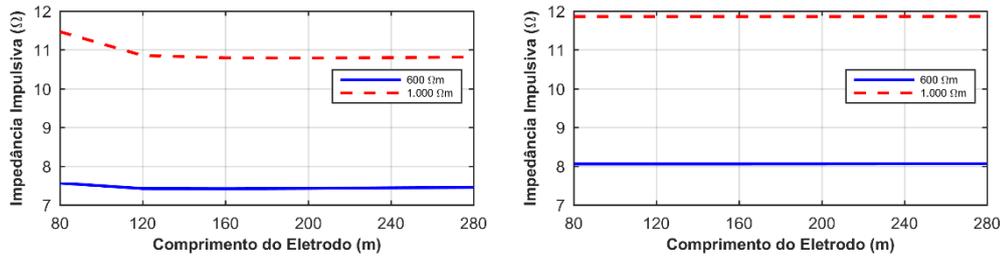
3.1.5 Relação entre impedância impulsiva e coeficiente de impulso

Ainda com o intuito de se avaliar a influência do comprimento do eletrodo de interligação na redução do valor de pico do GPR desenvolvido na base da turbina eólica atingida pela descarga atmosférica, esta subseção apresenta curvas de impedância impulsiva e coeficiente de impulso para diferentes resistividades e considerando diferentes comprimentos de eletrodo de interligação. Embora os resultados que depreendem dessas curvas possam ser qualitativamente deduzidos dos resultados de GPR apresentados anteriormente, entende-se que a apresentação delas tem um apelo mais prático e direto. Ainda, entende-se que elas podem ser úteis e servir de referências para engenheiros que lidam com projetos de aterramentos de parques eólicos.

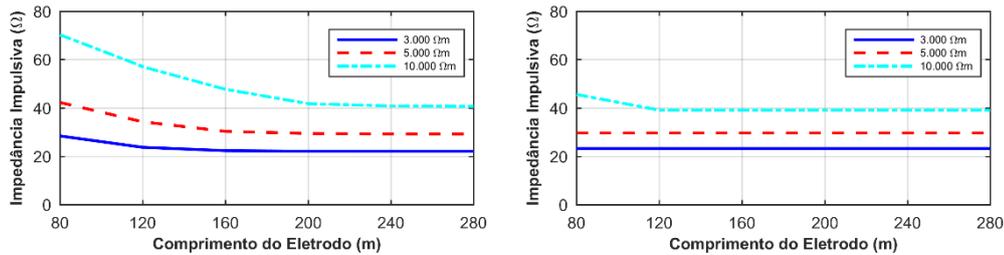
A figura 3.6 apresenta os resultados de impedância impulsiva em função de diferentes comprimentos do eletrodo de interligação $L=80, 120, 160, 200, 240$ e 280 m, e para diferentes valores de resistividade do solo $\rho_0 = 50, 300, 600, 1.000, 3.000, 5.000$ e $10.000 \Omega\text{m}$, considerando correntes representativas de primeiras descargas (curvas à esquerda) e descargas subsequentes descendentes negativas e descargas de retorno ascendentes negativas (curvas à direita). Para esses resultados, foi considerada o aterramento da turbina atingida pela descarga e o eletrodo de interligação, sendo desconsiderado o aterramento da turbina adjacente.



(a) 50 a 300 Ωm



(b) 600 e 1.000 Ωm



(c) 3.000 a 10.000 Ωm

Figura 3.6 Impedância impulsiva em função do comprimento do eletrodo de interligação, em resposta a correntes representativas de primeiras descargas (curvas à esquerda) e descargas subsequentes descendentes negativas e ascendentes negativas (curvas à direita), para solos de resistividade (a) 50 a 300 Ωm , (b) 600 e 1.000 Ωm e (c) 3.000 a 10.000 Ωm ,

A impedância impulsiva de aterramento (Z_p) é definida como a relação entre os valores de pico da elevação de potencial no aterramento e a corrente injetada, $Z_p = V_p/I_p$. A partir da impedância impulsiva pode-se estimar o GPR, bastando multiplicar Z_p pelo valor de pico da corrente a que o aterramento foi submetido [43]. Trata-se de um parâmetro de grande importância para se determinar o desempenho impulsivo de um sistema de aterramento. De acordo com os resultados, de modo geral, o valor da impedância impulsiva aumenta com o crescimento da resistividade do solo e diminui com o aumento do comprimento do eletrodo de interligação, nas situações em que o comprimento do eletrodo de interligação é menor que o comprimento efetivo. Tal comportamento é fisicamente esperado, uma vez que com o aumento da resistividade há também um aumento da dificuldade de dispersão de corrente para o solo. Adicionalmente, um aumento da área coberta pelo sistema de aterramento leva a uma redução de sua impedância impulsiva, desde que as dimensões do arranjo não sejam superiores ao comprimento efetivo. Também, observa-se que os valores de impedância, para um mesmo comprimento do eletrodo de interligação e para uma mesma resistividade do solo, apresentam valores distintos quando são consideradas correntes de retorno de primeira descarga e de descarga subsequente. Tal comportamento decorre de uma combinação de fatores, sendo os dois principais o comprimento de eletrodo de interligação enxergado pela corrente injetada e o quão intenso é o efeito da dependência da frequência dos parâmetros do solo. Ambos os fatores dependem fundamentalmente do conteúdo de frequência da onda de corrente injetada.

Considerando as solicitações do sistema de aterramento pelas primeiras descargas de retorno, curvas à esquerda, verifica-se na figura 3.6, que o efeito do aumento do comprimento do eletrodo de interligação é perceptível em solo com resistividade à partir de 600 Ωm e torna-se mais significativo à medida que a resistividade do solo aumenta, apresentando maior influência para valores superiores a 1.000 Ωm . Esse fenômeno, pode ser compreendido a partir do conceito de comprimento efetivo, que é tão maior quanto maior for a resistividade do solo. O aumento do comprimento efetivo, permite que uma maior parcela do sistema de aterramento seja enxergada, levando a maiores contribuições do eletrodo de interligação na redução do valor de pico de GPR desenvolvido na turbina atingida. Situação análoga, foi verificada na seção 3.1.4, o GPR apresentou maior redução nas faixas de resistividades superiores, também justificado principalmente pelo aumento do comprimento efetivo.

Para as solicitações oriundas das descargas subsequentes descendentes negativas e ascendentes negativas, curvas à direita na figura 3.6, verifica-se influência do aumento do eletrodo de aterramento na redução da impedância impulsiva apenas na faixa de resistividade de 10.000 Ωm e para eletrodos com até 120 m. A questão mais relevante para justificar este fato é o maior conteúdo de frequência das descargas subsequentes, em comparação às primeiras descargas, o que diminui o comprimento efetivo. O sinal solicitante sofre tamanha atenuação que o aumento do comprimento do eletrodo de interligação é eficaz apenas em uma faixa de resistividade do solo muito elevada, 10.000 Ωm , em que há uma baixa atenuação das ondas que se propagam no eletrodo de interligação. Situação semelhante, foi verificada na seção 3.1.4, considerando as descargas subsequentes, o GPR apresentou melhora no desempenho apenas na faixa de resistividade de 10.000 Ωm e comprimento de eletrodo até 120 m.

A partir das curvas de impedância impulsiva da figura 3.6, e do conhecimento da resistência de aterramento, é possível determinar o chamado coeficiente de impulso $I_C = \frac{Z_P}{R}$. A figura 3.7 apresenta os resultados de coeficiente de impulso para os mesmos casos anteriores e considerando correntes representativas de primeiras descargas (curvas à esquerda) e descargas subsequentes descendentes negativas e ascendentes negativas (curvas à direita).

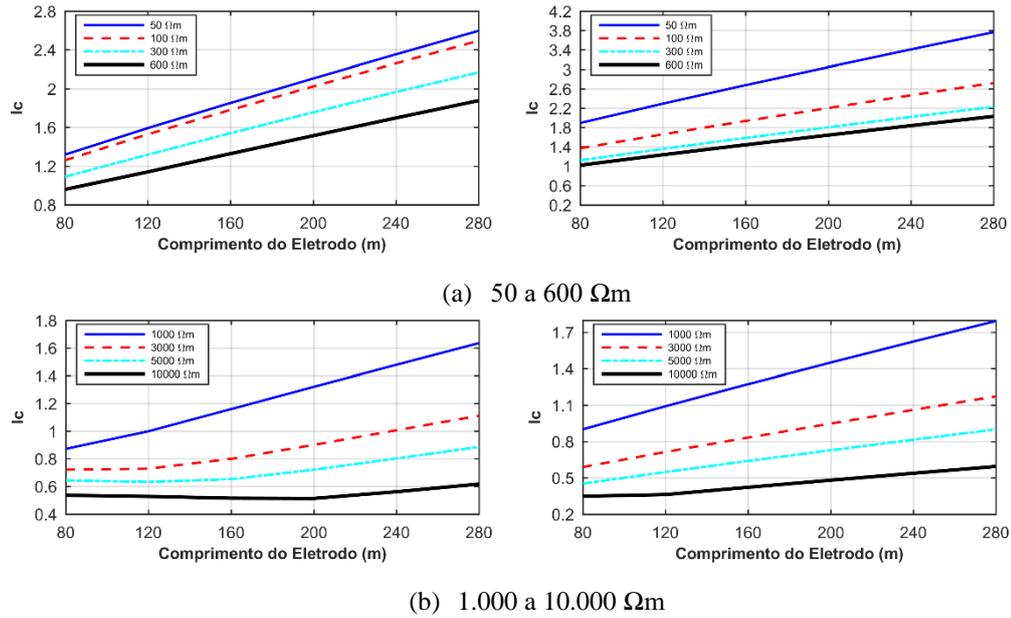


Figura 3.7 Coeficiente de impulso em função do comprimento do eletrodo de interligação, em resposta a correntes representativas de primeiras descargas (curvas à esquerda) e descargas subsequentes (curvas à direita) descendentes negativas e ascendentes negativas, para solos de resistividade (1) 50 a 600 Ωm , (b) 1.000 a 10.000 Ωm .

O coeficiente de impulso I_C é de grande interesse prático, uma vez que a determinação da impedância impulsiva é complexa, seja via medições, seja via simulações. Por outro lado, a determinação da resistência de aterramento é viável, seja via medição, seja via cálculos, utilizando técnicas consagradas e já bem estabelecidas. Assim, de posse de R e conhecendo-se o coeficiente de impulso, $I_C = Z_p/R$, é possível determinar Z_p , que é um parâmetro mais adequado para avaliação do aterramento frente a descargas atmosféricas [43].

A impedância impulsiva é um parâmetro que está diretamente associado com os efeitos de propagação do sinal impulsivo, especialmente à atenuação do sinal à medida que viaja pelo sistema de aterramento. Basicamente, a relação entre aumento da área de dispersão de corrente do sistema de aterramento e melhoria do desempenho impulsivo é limitada pelo comprimento efetivo. No que diz respeito à resistência de aterramento de baixa frequência, a sua expressão tem a forma $R_{LF} = K \cdot \rho$, em que a constante K é determinada pela geometria do arranjo que, por sua vez, determina a forma e a dimensão da primeira fatia de solo que vai ser atravessada pela corrente. Assim, a resistência reduzirá indefinidamente à medida que a área do sistema de aterramento é aumentada.

Diante do exposto e analisando as curvas das figuras 3.6 e 3.7, pode-se compreender melhor a relação entre a impedância impulsiva, resistência de aterramento em baixa frequência e o coeficiente de impulso. Nas faixas de resistividade do solo em que aumenta-se o comprimento do eletrodo e não são observadas reduções adicionais da impedância impulsiva,

verifica-se que o coeficiente de impulso apresenta aumento linear. Isso ocorre por que nesses casos o desempenho impulsivo não é melhorado (Z_P não se reduz mais), enquanto que o desempenho em baixas frequências continua melhorando com o aumento da área coberta pelo aterramento (redução de R). Por outro lado, para comprimentos inferiores ao efetivo onde se verificam reduções da impedância impulsiva com o aumento do comprimento do eletrodo de interligação, o coeficiente de impulso apresenta um valor basicamente constante uma vez que tanto Z_P quanto R sofrem redução. Por fim, constata-se também que à medida que se aumenta a resistividade do solo, o valor do coeficiente de impulso diminui, justificado pelo efeito mais acentuados da dependência da frequência dos parâmetros do solo, característico em solo com resistividade mais elevada.

Considerando as solicitações de primeira descarga, para o coeficiente de impulso, figura 3.7 (curvas à esquerda), verifica-se que I_C aumenta quase que linearmente à medida que se aumenta o comprimento do eletrodo, na faixa de resistividade de $50 \Omega m$ a $600 \Omega m$. Para essa faixa de resistividade do solo, o aumento do comprimento do eletrodo quase não influi na melhoria do desempenho impulsivo do sistema de aterramento, provavelmente porque o menor comprimento simulado (80 m), praticamente superou o comprimento efetivo. No que diz respeito ao desempenho em baixa frequência, a área de dispersão aumenta à medida que se aumenta o comprimento do eletrodo; portanto, a razão Z_P/R_{LF} cresce com o aumento do comprimento do eletrodo de interligação. Para as demais resistividades, destacam-se os seguintes pontos:

- Para $3.000 \Omega m$, $I_C(80 m) = I_C(120 m)$, isto é, o valor do coeficiente de impulso é constante entre 80 m e 120 m. O aumento do comprimento do eletrodo de interligação é efetivo até atingir 120 m, considerando o desempenho impulsivo, situação também verificada na tabela 3.1, GPR_2/GPR_1 e no gráfico 3.3 (a);
- Para $5.000 \Omega m$, $I_C(80 m) = I_C(120 m) = I_C(160 m)$, isto é, o coeficiente de impulso permanece constante entre 80 m e 160 m. O aumento do comprimento do eletrodo de interligação é efetivo até atingir 160 m, considerando o desempenho impulsivo, situação também verificada no gráfico 3.3 (c);
- Para $10.000 \Omega m$, $I_C(80 m) = I_C(120 m) = I_C(160 m) = I_C(200 m)$, isto é, o coeficiente de impulso permanece constante entre 80 m e 200 m. O aumento do comprimento do eletrodo de interligação é efetivo até atingir 200 m,

considerando o desempenho impulsivo, situação também verificada no gráfico 3.3 (d).

Considerando as solicitações de descarga subsequente, figura 3.7 (curvas à direita), verifica-se que o coeficiente de impulso apresenta crescimento linear com o aumento do comprimento do eletrodo de interligação para todas as faixas de resistividade, exceto para $10.000 \Omega m$ e comprimento de eletrodo até $120 m$, o que está de acordo com os resultados obtidos para impedância impulsiva.

3.2 Estudo de caso 2: simulação de parque eólico

3.2.1 Introdução

Esta seção tem o objetivo de apresentar resultados de simulação de um trecho de um parque eólico completo. Nesse caso, considera-se uma torre central e outras 4 torres adjacentes e a inclusão dos principais elementos aéreos que a corrente de descarga normalmente percorre até chegar no aterramento, sendo as pás e a torre.

A figura 3.5, ilustra o estudo de caso considerado, em que a corrente de descarga é injetada na pá da torre central (WT1) cujo sistema de aterramento está interligado por meio de condutores de cobre nu, enterrados a $0,5 m$ de profundidade, aos aterramentos das outras quatro torres: WT2, WT3, WT4 e WT5. As pás do aerogerador possuem $50 m$ de comprimento e são formadas por materiais não condutores, sendo a condução da corrente de descarga função do sistema de proteção contra descargas atmosféricas, neste caso, formado por um condutor de cobre no interior da pá, conforme descrito na seção 2.3.1. A torre utilizada neste trabalho é tubular em aço, formada por 4 seções de comprimentos distintos, totalizando $100 m$ de altura, conforme descrito na seção 2.3.2. O aterramento de cada aerogerador, cujas dimensões principais estão indicadas na figura 3.1(b), corresponde a uma fundação do tipo octogonal, formada por uma série de anéis concêntricos e interligados entre si. Nesta seção, consideram-se três diferentes comprimentos do eletrodo de interligação, $L=80, 160, 240 m$.

Com o intuito de avaliar o efeito dos elementos aéreos, torre e pás, nas sobretensões resultantes em um parque eólico decorrente da incidência direta de uma descarga atmosférica, primeiro foi simulado o parque eólico sem os elementos aéreos, seção 3.3.2, e posteriormente,

estes elementos foram incluídos, seção 3.3.3. A seguir, um resumo das principais considerações para as simulações apresentadas nesta seção:

- Arranjo do aterramento: Octogonal.
- Tipo de torre: tubular em aço, com comprimento total de 100 m, vide impedâncias de surto na tabela 2.5.
- Comprimento da pá: 50 m e impedância de surto $Z_{pás} = 648,0365 \Omega$.
- Resistividades do solo em baixa frequência (ρ_0): 1.000 Ωm , 3.000 Ωm , 10.000 Ωm .
- Tipo do sinal impulsivo de corrente: Onda representativa de primeira descarga de retorno descendente negativa (vide figura 2.7(a) do capítulo 2) e onda representativa de descarga subsequente associadas às descendentes negativas e de correntes de retorno associadas às descargas ascendentes negativas (vide figura 2.7(b) do capítulo 2).
- Comprimento do eletrodo de Interligação: 80, 160, 240 m.

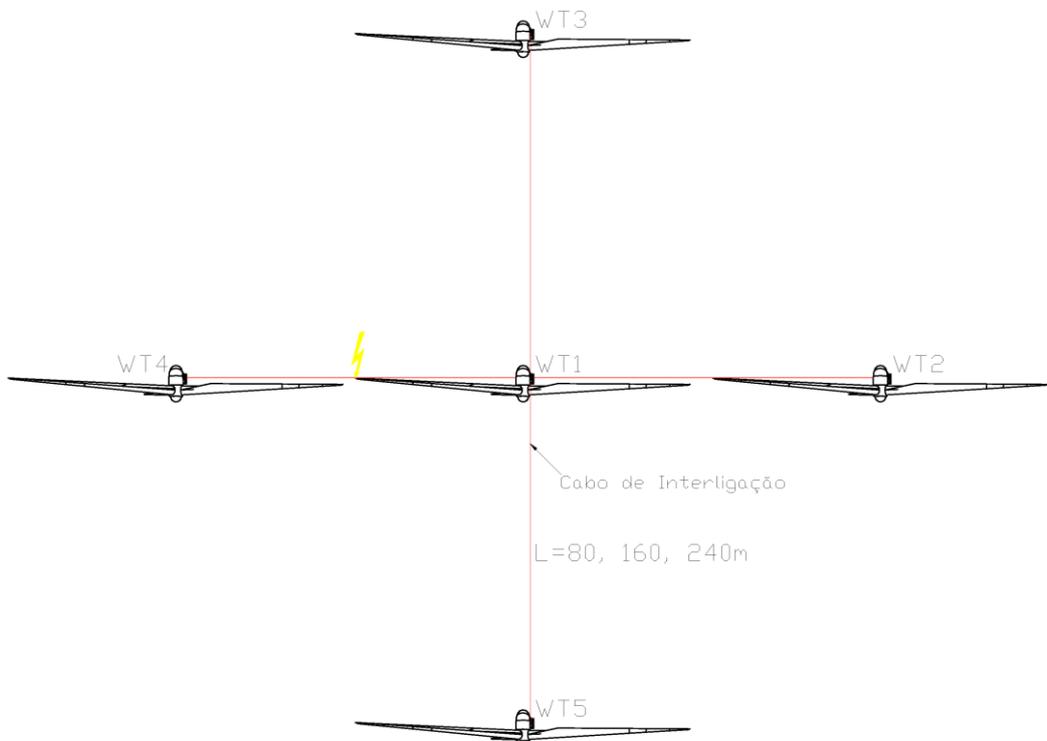


Figura 3.5 Representação do trecho do parque eólico simulado. A torre WT1, atingida pela descarga atmosférica, com sistema de aterramento interligado aos aterramentos das outras 4 torres adjacentes: WT2, WT3, WT4 e WT5.

De modo similar às simulações da seção anterior, os parâmetros elétricos do solo foram considerados dependentes da frequência de acordo com o modelo Alipio-Visacro [48] e os efeitos de ionização do solo foram desprezados.

3.2.2 Múltiplos aterramentos interligados

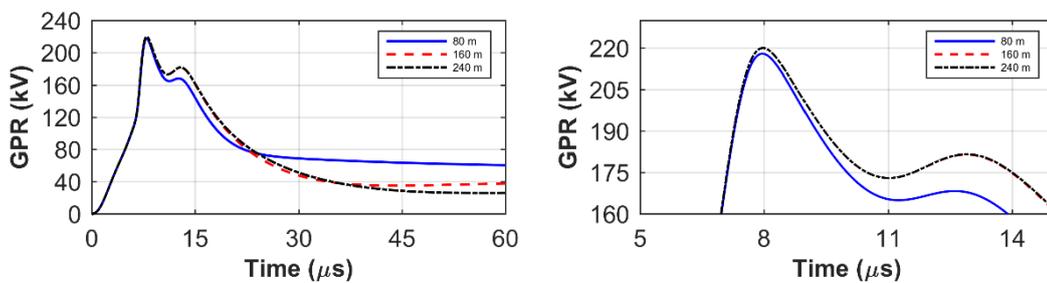
As figuras 3.6 e 3.7, apresentam os resultados de GPRs desenvolvidos considerando as resistividades de (a) 1.000 Ωm , (b) 3.000 Ωm e (c) 10.000 Ωm , para 3 comprimentos distintos dos eletrodos de interligação, $L=80$ m, 160 m e 240 m, em resposta à corrente representativa de primeira descarga de retorno descendente negativa e de descarga subsequente associada às descendentes negativas e associada às ascendentes negativas, respectivamente. Os gráficos à direita da figura 3.6 apresentam em escala ampliada o pico do GPR das curvas à sua esquerda. Todos os resultados consideram a injeção de corrente no centro do sistema de aterramento da turbina WT1 e calcula-se, utilizando o HEM, a elevação de potencial desenvolvida no ponto de injeção de corrente.

Considerando os resultados para primeiras descargas, verifica-se que para as faixas de resistividade de 1.000 Ωm e 3.000 Ωm , existe um pequeno aumento do valor de pico do GPR quando o comprimento do eletrodo é aumentado de 80 m para 160 m; para aumento de 160 m para 240 m o valor de pico permanece inalterado. Este resultado pode ser entendido analisando o comportamento da relação GPR_3/GPR_2 mostrada na tabela 3.1. Verifica-se que, a partir da resistividade de 600 Ωm , a torre adjacente passa a ter efeito na redução do GPR na torre atingida pela descarga atmosférica. Nas figuras 3.6(a) e (b), percebe-se que esse efeito da torre adjacente é mais positivo do que o aumento do comprimento do eletrodo de interligação. Para o eletrodo de 160 m, o aterramento adjacente deixa de ter efeito; os 80 m adicionais de eletrodo de interligação embora contribuam para a redução do GPR, tem um impacto menos benéfico que o efeito da torre adjacente. As figuras 3.3(a) e (b), também evidenciam que o aumento do eletrodo para comprimentos superiores a 80 m melhora o desempenho do aterramento nesta faixa de resistividade do solo. Considerando o aumento do eletrodo de 160 m para 240 m, verifica-se nos gráficos da figura 3.3(c) e 3.3(d) que para as resistividades de 1.000 Ωm e 3.000 Ωm , já não ocorre redução no pico do GPR, fato também evidenciado nesta seção, figuras 3.6(a)

e (b). Por fim, nota-se, que em termos práticos de engenharia, as diferenças no valor de pico de GPR para esses casos é desprezível, e a explanação apresentada tem o intuito de compreender melhor os mecanismos físicos de comportamento impulsivo de aterramentos interligados de turbinas eólicas.

Ainda analisando as curvas de GPR para a primeira descarga, verifica-se que para a resistividade de $10.000 \Omega m$, figura 3.6(c), o aumento do eletrodo de interligação de 80 m para 160 m leva a uma redução do valor de pico do GPR. Isso decorre do elevado valor de comprimento efetivo para essa resistividade, sendo que o aumento de 80 m para 160 m implica no uso efetivo da parcela incrementada de eletrodo e, também, ainda há um efeito benéfico da turbina adjacente. As figuras 3.3(a) e (b), também evidenciam que para a resistividade de $10.000 \Omega m$, o aumento do eletrodo para comprimentos superiores a 80 m e a interligação a torre adjacente melhoram o desempenho do aterramento.

Considerando as descargas subsequentes, figura 3.7, chama-se a atenção que o pico do GPR é igual para os 3 comprimentos do eletrodo de interligação, quando se considera a mesma resistividade do solo. É relevante mencionar que para as resistividades de $1.000 \Omega m$ e $3.000 \Omega m$ o aumento no comprimento do eletrodo e a interligação nas torres adjacentes não têm efeito na redução no pico do GPR, conforme evidenciado na tabela 3.1 e figura 3.3(a). Para a resistividade de $10.000 \Omega m$, verifica-se um fato interessante. Embora a reflexão advinda da torre adjacente não leve a uma redução do valor de pico do GPR para as descargas subsequentes, dado o tempo de frente muito curto, ela influencia parte da frente da onda. No gráfico da figura 3.7(c), isso pode ser notado na curva azul ($L = 80 m$) em aproximadamente $3 \mu s$ e na curva vermelha ($L = 160 m$) em cerca de $6 \mu s$. À medida que o tempo aumenta, ocorre uma inversão das curvas, uma vez que a resistência de aterramento do sistema será tão menor quanto maior o comprimento dos eletrodos de interligação.



(a) $1.000 \Omega m$

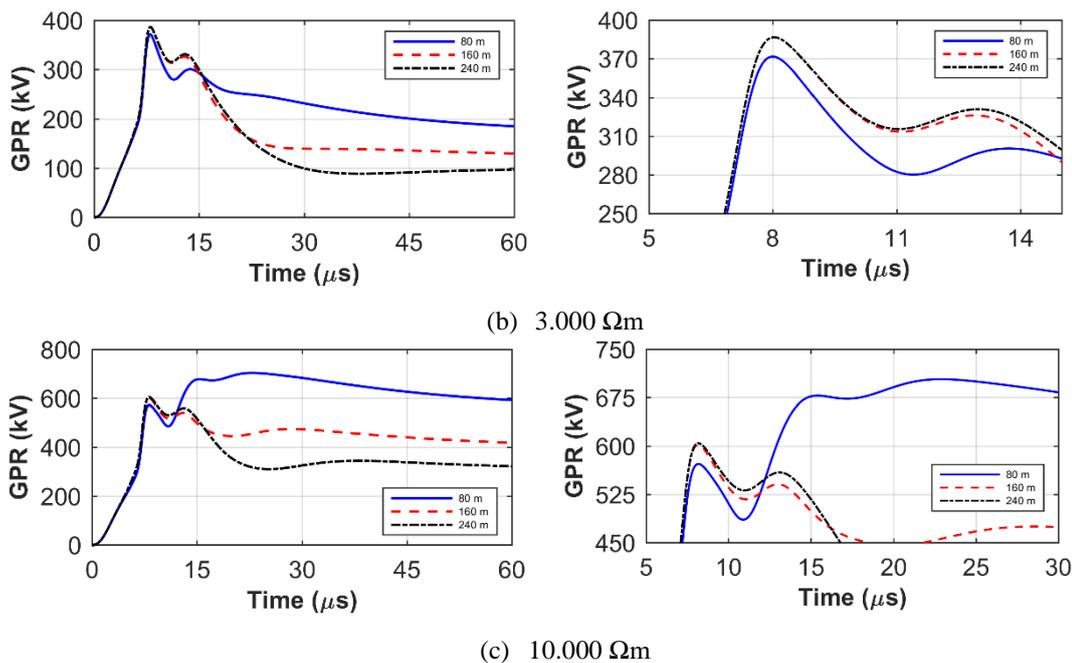


Figura 3.6 GPRs desenvolvidos em resposta a correntes representativas de primeiras descargas, a curva à direita representa a imagem a esquerda ampliada na região do pico do GPR (a) 1.000 Ωm, (b) 3.000 Ωm, (c) 10.000 Ωm.

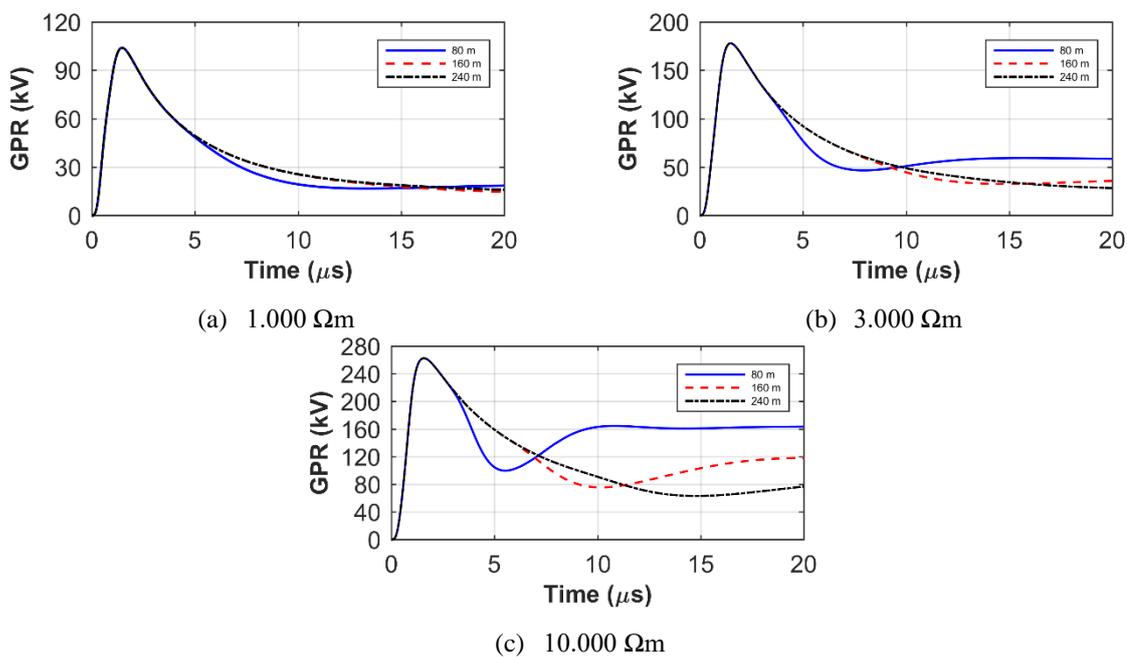


Figura 3.7 GPRs desenvolvidos em resposta a correntes representativas de descargas subsequentes associada às descendentes negativas e associada às ascendentes negativas (a) 1.000 Ωm, (b) 3.000 Ωm, (c) 10.000 Ωm.

3.2.3 Inclusão dos elementos aéreos

As figuras 3.8, 3.9 e 3.10, apresentam respectivamente, os resultados de GPR na torre WT1 e de tensão transferida para as torres adjacentes (WT2, WT3, WT4 e WT5) desenvolvidos

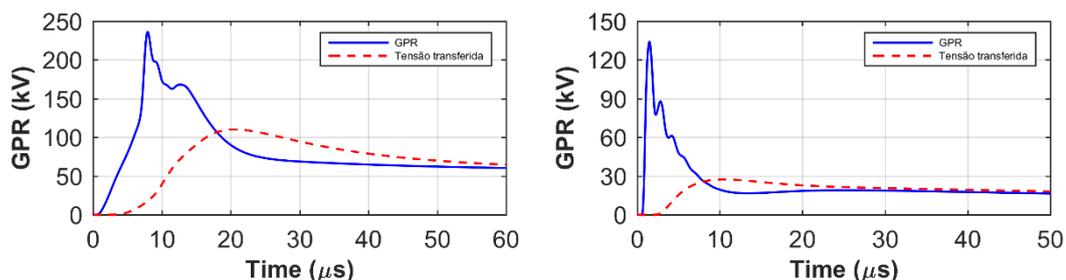
considerando as resistividades de 1.000 Ωm , 3.000 Ωm e 10.000 Ωm , para 3 comprimentos distintos dos eletrodos de interligação, (a) $L=80$ m, (b) 160 m e (c) 240 m, em resposta à corrente representativa de primeira descarga de retorno descendente negativa (curvas à esquerda) e representativa de descarga subsequente descendente negativa e corrente de retorno associada a descarga ascendente (curvas à direita). Todos os resultados consideram a injeção de corrente no topo da pá da turbina WT1, vide figura 3.5, e calcula-se, utilizando o HEM, a elevação de potencial desenvolvida na base da torre.

Antes de analisar os resultados desta seção, é importante realizar uma reflexão do quanto os efeitos de propagação ao longo dos elementos aéreos (torre e pá) impactam o GPR resultante na base da torre. Os efeitos de propagação são relevantes desde que o sinal aplicado contenha componentes de frequência com comprimento de onda associado da ordem do comprimento total dos elementos aéreos (torre e pá), neste caso equivale a 150 m. Tipicamente, adota-se como regra que para sistemas com dimensões da ordem de um décimo do comprimento de onda os efeitos de propagação são relevantes, o que leva a uma frequência representativa de $f = \frac{3 \times 10^8}{15} = 200 \text{ kHz}$. Assim, espera-se que os efeitos de propagação na torre, e a sua representação nas simulações, tenha maior influência para as descargas subsequentes descendentes negativas e corrente de retorno associada a descarga ascendente, em comparação com as primeiras descargas, em decorrência do seu maior conteúdo de frequência.

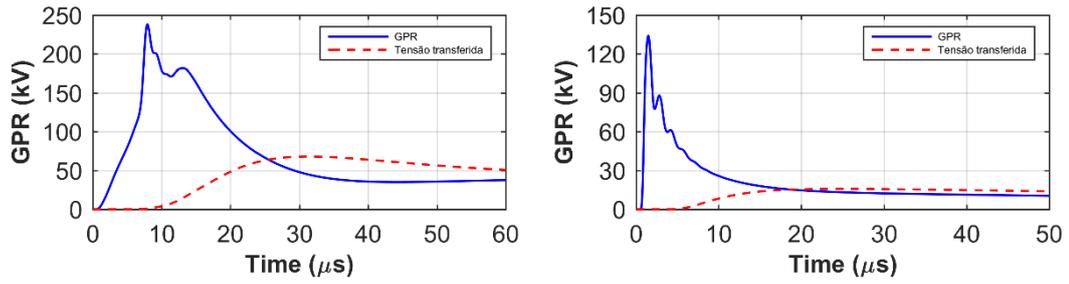
Comparando-se os resultados de elevação de potencial na base da torre, sem elementos aéreos e com elementos aéreos, observa-se uma característica oscilatória nos primeiros microssegundos, especialmente para descargas subsequentes. Isso decorre das múltiplas reflexões que ocorrem entre a base e o topo da torre. As tabelas 3.3 e 3.4, apresentam a relação percentual entre os picos do GPR desenvolvidos com e sem a inclusão de elementos aéreos, em resposta a correntes representativas de primeira descarga e de descarga subsequente descendente negativa e ascendente negativa, respectivamente. Considerando os dados da tabela 3.3, resultados para as primeiras descargas, verifica-se um aumento do pico do GPR quando se consideram os elementos aéreos para todas as resistividades analisadas e comprimentos do eletrodo de interligação, exceto para a resistividade de 10.000 Ωm e eletrodo de interligação com 80 m. Esse último caso apresentou uma redução em 1,48% do valor de pico do GPR em relação ao resultado de simulação sem a representação dos elementos aéreos. Com relação à tabela 3.4, resposta a corrente representativa de descarga subsequente descendente negativa e ascendente negativa, o pico do GPR apresentou aumento considerável, da ordem de aproximadamente 30 % para todas as situações simuladas. Esses resultados indicam que na

análise de transitórios em parques eólicos submetidos a correntes de descarga com frente rápida, para correta estimativa da elevação de potencial resultante é importante a representação não apenas do aterramento, mas também dos elementos aéreos. Por fim, vale reforçar que as torres por serem estruturas altas também estão sujeitas as descargas ascendentes, cuja corrente de retorno associada é de frente rápida, reforçando a necessidade de se considerar os elementos aéreos no cálculo do GPR.

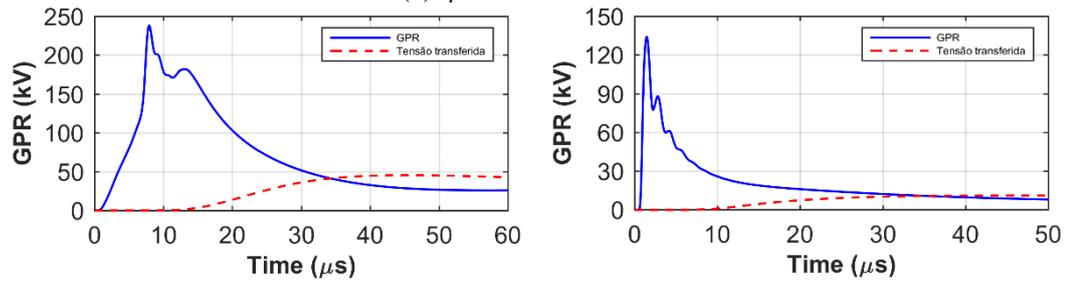
Com relação às curvas de tensão transferida, observa-se que para o caso das descargas subsequentes descendentes negativas (ou correntes de retorno associadas às ascendentes negativas), a onda de tensão sofre forte distorção, com aumento expressivo do tempo de frente, e atenuação, independentemente da resistividade do solo, embora o efeito seja mais pronunciado para as resistividades menores. Vale ressaltar que as características de propagação ao longo do eletrodo de interligação, tais como velocidade, atenuação e distorção, são basicamente determinados pelo solo, sendo que o eletrodo de interligação funciona basicamente como um guia da onda. Depois de um dado intervalo de tempo, as curvas de GPR e tensão transferida são basicamente coincidentes, indicando uma equipotencialização do sistema na cauda da onda de corrente injetada que apresenta componentes de baixa frequência. Comentários similares são válidos para os resultados associados às primeiras descargas de retorno descendentes negativas, embora a distorção e atenuação tenham menor intensidade, especialmente para o caso de $10.000 \Omega\text{m}$ e eletrodo de interligação mais curto (80 m). Isso indica que parques eólicos que contenham torres mais baixas e estejam instalados em regiões de alta resistividade, atenção especial deve ser dada não apenas ao GPR desenvolvido na torre atingida, mas também às tensões transferidas. Dadas as características distintas dessa tensão em relação ao GPR, notadamente com relação ao tempo de frente, DPSs específicos podem ser necessários. A situação descrita pode ser típico em algumas instalações na região Nordeste do Brasil, onde turbinas eólicas são instaladas em regiões costeiras.



(a) $\rho = 1.000 \Omega\text{m}$ e $L = 80 \text{ m}$

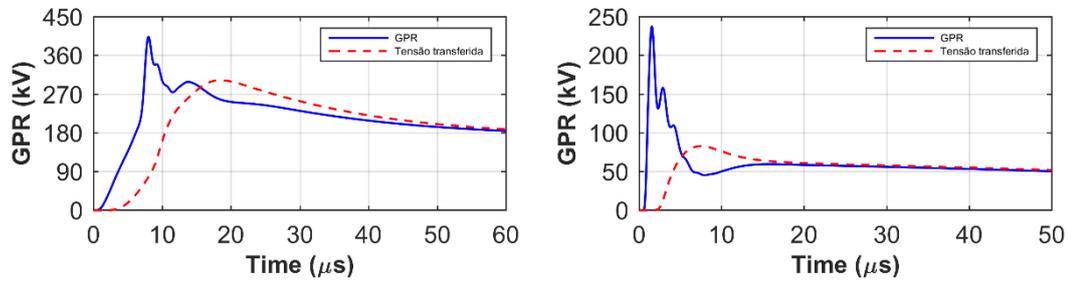


(b) $\rho = 1.000 \Omega m$ e $L = 160 m$

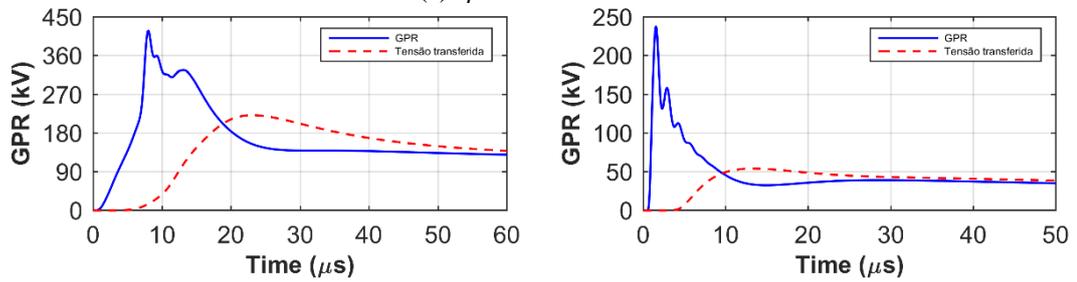


(c) $\rho = 1.000 \Omega m$ e $L = 240 m$

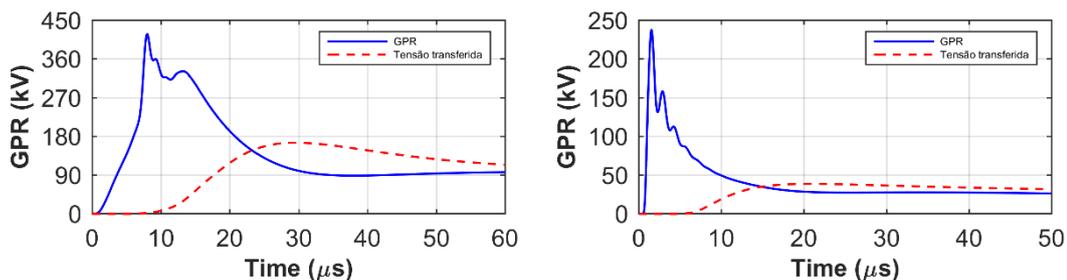
Figura 3.8 GPRs e tensão transferida, desenvolvidos em resposta a correntes representativas de primeiras descargas (curvas à esquerda) e descargas subsequentes (curvas à direita) descendentes negativas e ascendentes negativas, para solos de resistividade $1.000 \Omega m$ e comprimento do eletrodo de interligação (a) 80 m, (b) 160 m, (c) 240 m.



(a) $\rho = 3.000 \Omega m$ e $L = 80 m$

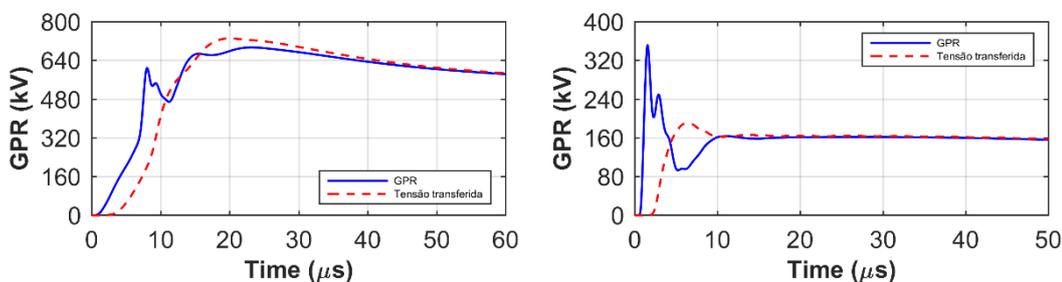


(b) $\rho = 3.000 \Omega m$ e $L = 160 m$

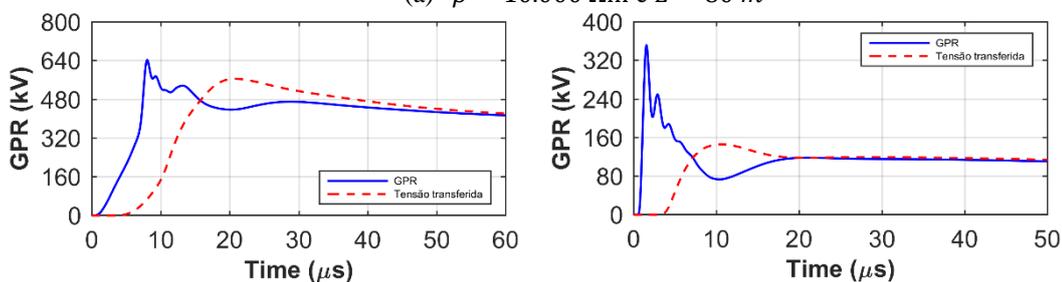


(c) $\rho = 3.000 \Omega m$ e $L = 240 m$

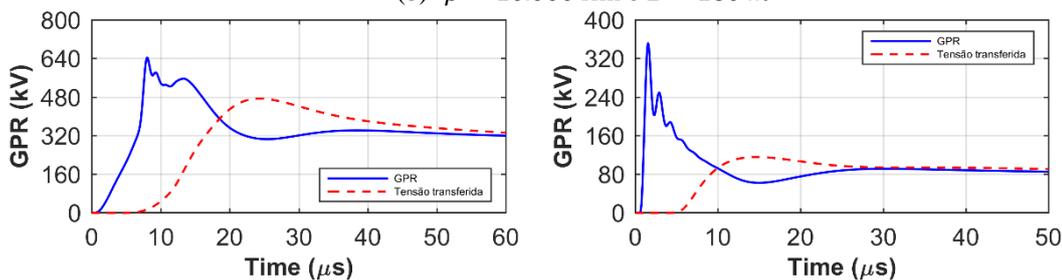
Figura 3.9 GPRs e tensão transferida, desenvolvidos em resposta a correntes representativas de primeiras descargas (curvas à esquerda) e descargas subsequentes (curvas à direita) descendentes negativas e ascendentes negativas, para solos de resistividade $3.000 \Omega m$ e comprimento do eletrodo de interligação (a) 80 m, (b) 160 m, (c) 240 m.



(a) $\rho = 10.000 \Omega m$ e $L = 80 m$



(b) $\rho = 10.000 \Omega m$ e $L = 160 m$



(c) $\rho = 10.000 \Omega m$ e $L = 240 m$

Figura 3.10 GPRs e tensão transferida, desenvolvidos em resposta a correntes representativas de primeiras descargas (curvas à esquerda) e descargas subsequentes (curvas à direita) descendentes negativas e ascendentes negativas, para solos de resistividade $10.000 \Omega m$ e comprimento do eletrodo de interligação (a) 80 m, (b) 160 m, (c) 240 m.

Tabela 3.3 Relação percentual entre os picos de GPR desenvolvidos com e sem a inclusão de elementos aéreos, em resposta a correntes representativas de primeiras descargas.

Relação percentual entre pico do GPR com e sem elementos aéreos (torre WT1)			
Comprimento do eletrodo de interligação (m)	Resistividade do solo (Ωm)		
	1.000	3.000	10.000
80	8,41%	8,43%	-1,48%
160	8,22%	8,00%	6,61%
240	8,22%	8,00%	6,44%

Tabela 3.4 Relação percentual entre os picos de GPR desenvolvidos com e sem a inclusão de elementos aéreos, em resposta a correntes representativas de descargas subsequentes descendentes negativas e ascendentes negativas.

Relação percentual entre pico do GPR com e sem elementos aéreos (torre WT1)			
Comprimento do eletrodo de interligação (m)	Resistividade do solo (Ωm)		
	1.000	3.000	10.000
80	29,00%	33,52%	33,89%
160	29,00%	33,52%	33,89%
240	29,00%	33,52%	33,89%

3.3 Considerações finais

O objetivo principal deste capítulo foi avaliar o comportamento de um parque eólico quando submetido à incidência direta de descargas atmosféricas, do ponto de vista de análise de transitório eletromagnético, utilizando um método híbrido eficiente baseado na teoria de campo e ferramentas do tipo EMT. As principais conclusões e recomendações estão apresentadas a seguir:

- O aumento do comprimento do eletrodo de interligação e a interligação com múltiplos aterramentos, referentes às torres adjacentes, leva a uma redução significativa da resistência de aterramento, que não é acompanhado por uma redução correspondente da impedância impulsiva, especialmente para solos com baixa resistividade e solicitações com alto conteúdo de frequência. Esta conclusão tem uma importância prática muito forte, visto que, normalmente, apenas a resistência de aterramento é medida em campo, levando a uma falsa expectativa do bom desempenho do parque eólico contra descargas atmosféricas.
- Considerando os múltiplos aterramentos interligados e GPRs desenvolvidos em resposta a correntes representativas de primeiras descargas, verifica-se que o aumento no comprimento do eletrodo de interligação tem um papel relevante para a redução do pico do GPR à medida que se aumenta a resistividade do solo, em especial para valores muito elevados (ordem de $10.000 \Omega m$). O resultado encontrado está em desacordo com a referência [13], no qual estabelece que eletrodos adicionais conectados ao aterramento de cada turbina, por exemplo, os eletrodos empregados para interligação entre aterramentos vizinhos, são eficientes para redução da impedância desde que o seu comprimento não ultrapasse 80 m. Para o caso das descargas subsequentes, dado o seu tempo de subida muito curto, para nenhuma das resistividades consideradas o aumento no comprimento do eletrodo de interligação contribui para redução do valor de pico do GPR, embora reduza a sua taxa de crescimento ao longo da frente, especialmente para os solos de maior resistividade.
- Verificou-se que o comprimento do eletrodo de interligação tem um papel relevante na curva do GPR não apenas pela questão da redução da impedância do sistema de aterramento, mas também pelo tempo de trânsito da onda e consequente efeito da reflexão, seja ela positiva advinda da extremidade aberta do eletrodo de interligação, provocando aumento do GPR, ou negativa advinda da conexão do eletrodo com o

sistema de aterramento da torre adjacente, provocando uma redução no GPR. Este efeito é mais significativo nas solicitações mais lentas e em solos de resistividade elevada.

- A representação dos elementos aéreos na análise de transitórios eletromagnéticos em parques eólicos quando submetido a corrente de primeira descarga de retorno, apresentou pouco efeito no valor de pico do GPR. No entanto, para solicitações de frente rápida, a consideração dos elementos aéreos mostrou-se muito relevante para uma correta estimativa da elevação de potencial, que apresentou um aumento da ordem de 30% em relação à simulação sem a inclusão dos elementos aéreos. Em termos práticos, esta análise torna-se muito relevante, pois as torres por serem estruturas altas também estão sujeitas as descargas ascendentes, cuja corrente de retorno associada é de frente rápida, reforçando a necessidade de se considerar os elementos aéreos no cálculo do GPR.

Capítulo 4 Conclusões e propostas de continuidade

4.1 Conclusões e contribuições desta dissertação

O crescente desenvolvimento tecnológico e o aumento da demanda de energia elétrica têm exigido maior nível de confiabilidade no fornecimento de energia, com menor número de interrupções de serviço. De acordo com estatísticas de diversas regiões do mundo, a maior parte dos danos causados aos sistemas de controle e equipamentos eletrônicos sensíveis instalados nos parques eólicos são decorrentes das sobretensões transitórias originadas da incidência de descargas atmosféricas.

Nesse contexto, a presente dissertação de mestrado concentrou-se na modelagem de parques eólicos para simulação e avaliação das elevações de potenciais resultantes da incidência direta de descargas atmosféricas. Foram apresentadas modelagens consistentes para o sistema de aterramento do parque eólico, considerando a interligação entre os aterramentos das diversas turbinas que compõem o parque, e para os elementos aéreos (pás e torres). A partir das modelagens desenvolvidas, foi realizada uma série de análises de sensibilidade considerando a injeção de correntes representativas de primeiras descargas de retorno descendentes negativas e de descargas subsequentes associada às descendentes negativas e de correntes de retorno associadas às ascendentes negativas.

As principais contribuições deste trabalho são:

- Apresentação de uma discussão detalhada das características das correntes de retorno de descargas atmosféricas relevantes no contexto de parques eólicos.
- Desenvolvimento de uma modelagem eficiente que permite a simulação em plataformas do tipo EMT de sobretensões em parques eólicos decorrentes da incidência direta de descargas atmosféricas. Essa modelagem, em tese, permite a inclusão de um grande número de turbinas, possibilitando a simulação de parques eólicos inteiros.

- Análise sistemática da influência do eletrodo de interligação entre os aterramentos do parque eólico na elevação de potencial desenvolvida na torre atingida por uma descarga atmosférica, considerando faixas de resistividade e ondas de corrente representativas da realidade brasileira.
- Avaliação da influência da representação dos elementos aéreos do parque eólico, pás e torre, no cálculo das elevações de potencial resultantes da incidência direta de descargas atmosféricas.

4.2 Propostas de continuidade

Entende-se que diversos trabalhos de pesquisa, especialmente aqueles associados a dissertações de mestrado e teses de doutorado, muitas vezes não são finalizados, mas “interrompidos”. Essa interrupção decorre da necessidade de se cumprir prazos, fundamentais para os Programas de Pós-Graduação e, também, para o desenvolvimento estratégico do país. Por outro lado, muitas vezes após a “interrupção” do trabalho, novos questionamentos surgem que, de certa forma, são resultado da experiência adquirida ao longo do caminho trilhado. Nesse sentido, os itens a seguir são elencados como principais propostas de continuidade deste trabalho:

- Modelagem dos elementos aéreos do parque eólico considerando uma abordagem baseada diretamente na teoria de campo e comparação com os resultados obtidos neste trabalho, que emprega para esses elementos uma modelagem baseada na teoria de linhas de transmissão a parâmetros distribuídos.
- Aplicação sistemática da modelagem desenvolvida tendo em conta condições reais de parques eólicos com o objetivo de gerar um conjunto extenso de resultados para subsidiar a proposição, de modo geral, de práticas mais eficientes de proteção de parques eólicos contra descargas atmosféricas.

- Representação do transformador elevador, considerando o seu comportamento de banda larga, para análise das sobretensões transferidas para a rede de média tensão pela elevação de potencial no aterramento (o neutro desse transformador normalmente compartilha o mesmo aterramento da turbina eólica onde está instalado).
- Análise sistemática e mais aprofundada do impacto dos elementos aéreos no cálculo da elevação de potencial no parque eólico decorrente da incidência direta de descargas atmosféricas.
- Realização de medições da resposta impulsiva de parques reais e comparação com os resultados de simulação.

Referências Bibliográficas

- [1] “Global wind report 2018,” Global Wind Energy Council (GWEC), 2019.
- [2] A. C. Garolera, S. F. Madsen, M. Nissim, J. D. Myers, and J. Holboell, “Lightning Damage to Wind Turbine Blades from Wind Farms in the U.S.,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 31, no. 3, pp. 1043–1049, 2016, doi: 10.1109/TPWRD.2014.2370682.
- [3] K. Michishita, S. Yokoyama, and N. Honjo, “Measurement of Lightning Current at Wind Turbine Near Coast of Sea of Japan in Winter,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 61, no. 3, pp. 807–814, 2019, doi: 10.1109/TEMC.2019.2913195.
- [4] K. Yamamoto, S. Yanagawa, K. Yamabuki, S. Sekioka, and S. Yokoyama, “Analytical surveys of transient and frequency-dependent grounding characteristics of a wind turbine generator system on the basis of field tests,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 25, no. 4, pp. 3035–3043, 2010, doi: 10.1109/TPWRD.2010.2043748.
- [5] D. Conceicao, R. Alipio, and R. N. Dias, “Lightning performance of wind turbine grounding systems considering typical brazilian soil conditions,” *SBSE 2018 - 7th Brazilian Electr. Syst. Symp.*, pp. 1–6, 2018, doi: 10.1109/SBSE.2018.8395778.
- [6] R. Alipio, D. Conceição, A. De Conti, K. Yamamoto, R. N. Dias, and S. Visacro, “A comprehensive analysis of the effect of frequency-dependent soil electrical parameters on the lightning response of wind-turbine grounding systems,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 175, no. May, p. 105927, 2019, doi: 10.1016/j.epsr.2019.105927.
- [7] S. Sekioka, H. Otaguro, and T. Funabashi, “A Study on Overvoltages in Windfarm Caused by Direct Lightning Stroke,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 34, no. 2, pp. 671–679, Apr. 2019, doi: 10.1109/TPWRD.2018.2883910.
- [8] J. A. Martinez-Velasco, *Power System Transients: Parameter Determination*. CRC Press, 2010.
- [9] A. R. De Conti, “Modelos para Definição de Ondas de Corrente e Tensão Representativas das Solicitações de Sistemas de Distribuição por Descargas Atmosféricas,” Tese de Doutorado - Univerisade Federal de Minas Gerais, 2006.
- [10] D. F. da S. Santos, “Lightning Protection according to IEC 62305,” 2015.
- [11] A. Smorgonskiy, F. Rachidi, M. Rubinstein, N. V. Korovkin, and A. P. Vassilopoulos,

- “Are Standardized Lightning Current Waveforms Suitable for Aircraft and Wind Turbine Blades Made of Composite Materials?,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 59, no. 4, pp. 1320–1328, 2017, doi: 10.1109/TEMC.2017.2682324.
- [12] W. G. C4.407, “CIGRE 549: Lightning Parameters for Engineering Applications,” 2013.
- [13] *IEC 61400-24: Wind turbine generator systems—Part 24: Lightning protection*. 2019.
- [14] M. A. O. Schroeder, “Modelo Eletromagnético para Descontaminação de Ondas de Corrente de Descargas Atmosféricas: Aplicação às Medições da Estação do Morro do Cachimbo,” Tese de Doutorado - Univerisade Federal de Minas Gerais - UFMG, 2001.
- [15] S. Visacro, A. Soares, M. A. O. Schroeder, L. C. L. Cherchiglia, and V. J. de Sousa, “Statistical analysis of lightning current parameters: Measurements at Morro do Cachimbo station,” *J. Geophys. Res. D Atmos.*, vol. 109, no. 1, pp. 1–11, 2004, doi: 10.1029/2003jd003662.
- [16] S. Visacro, C. R. Mesquita, A. De Conti, and F. H. Silveira, “Updated statistics of lightning currents measured at Morro do Cachimbo Station,” *Atmos. Res.*, vol. 117, pp. 55–63, Nov. 2012, doi: 10.1016/j.atmosres.2011.07.010.
- [17] K. Berger, R. B. Anderson, and H. Kroninger, “Parameters of Lightning Flashes,” *Electra*, 41, pp. 23–37, 1975.
- [18] X. Zhang, Y. Zhang, and C. Liu, “A complete model of wind turbines for lightning transient analysis,” *J. Renew. Sustain. Energy*, vol. 6, no. 1, 2014, doi: 10.1063/1.4862204.
- [19] S. Visacro, *Descargas Atmosféricas: uma abordagem de engenharia*, Artliber E. São Paulo: 2005, 2005.
- [20] A. R. De Paiva, J. H. Jr, and R. E. Orville, “Journal of Geophysical Research : Atmospheres from high-speed videos,” pp. 8493–8505, 2016, doi: 10.1002/2016JD025137.Received.
- [21] N. Watanabe *et al.*, “Characteristics of Currents in Upward Lightning Flashes Initiated from the Gaisberg Tower,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 61, no. 3, pp. 705–718, 2019, doi: 10.1109/TEMC.2019.2916047.
- [22] A. De Conti and S. Visacro, “Analytical Representation of Single- and Double-Peaked Lightning Current Waveforms,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 49, no. 2, pp. 448–451, May 2007, doi: 10.1109/TEMC.2007.897153.
- [23] F. Heidler, “Analytische blitzstromfunktion zur LEMP-berechnung,” *Proc. 18th Int. Conf. Light. Protec.*, pp. 63–66, 1985.

- [24] R. B. Anderson, A. J. Eriksson, and K. H. Schneider, “Lightning Parameters for Engineering Application,” *Electra*, 69, pp. 65–102, 1980.
- [25] V. A. Rakov *et al.*, “CIGRE technical brochure on lightning parameters for engineering applications,” in *2013 International Symposium on Lightning Protection, SIPDA 2013*, 2013, pp. 373–377, doi: 10.1109/SIPDA.2013.6729246.
- [26] R. Alipio, M. T. Correia de Barros, M. A. O. Schroeder, and K. Yamamoto, “Analysis of the lightning impulse and low-frequency performance of wind farm grounding systems,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 180, no. October 2019, p. 106068, 2020, doi: 10.1016/j.epsr.2019.106068.
- [27] R. Dutra, *Energia eólica - Princípios e Tecnologia*. 2008.
- [28] “Energia eólica,” *Viquipèdia*, 2015. http://ca.wikipedia.org/wiki/Energia_eòlica (accessed Jun. 22, 2020).
- [29] D. Romero, J. Montanyà, and J. Vinck, “Test and simulation of lightning current distribution on a wind turbine blade,” *2014 Int. Conf. Light. Prot. ICLP 2014*, pp. 1720–1724, 2014, doi: 10.1109/ICLP.2014.6973406.
- [30] X. Zhang, Y. Zhang, and X. Xiao, “An improved approach for modeling lightning transients of wind turbines,” *Int. J. Electr. Power Energy Syst.*, vol. 101, no. August 2017, pp. 429–438, 2018, doi: 10.1016/j.ijepes.2018.04.006.
- [31] M. Miki, T. Miki, A. Wada, A. Asakawa, Y. Asuka, and N. Honjo, “Observation of lightning flashes to wind turbines,” *2010 30th Int. Conf. Light. Prot. ICLP 2010*, vol. 2010, pp. 1–7, 2017, doi: 10.1109/ICLP.2010.7845869.
- [32] X. Zhang, “Transient simulation of wind turbine towers under lightning stroke,” *Math. Probl. Eng.*, vol. 2013, 2013, doi: 10.1155/2013/142765.
- [33] A. S. Zalhaf, M. Abdel-Salam, D.-E. A. Mansour, S. Ookawara, and M. Ahmed, “Assessment of wind turbine transient overvoltages when struck by lightning: experimental and analytical study,” *IET Renew. Power Gener.*, vol. 13, no. 8, pp. 1360–1368, Jun. 2019, doi: 10.1049/iet-rpg.2018.5442.
- [34] D. Romero, J. Montanyà, and A. Candela, “Behaviour of the wind-turbines under lightning strikes including nonlinear grounding system,” *Renew. Energy Power Qual. J.*, vol. 1, no. 2, pp. 439–444, 2004, doi: 10.24084/repqj02.304.
- [35] A. De Conti, S. Visacro, A. Soares, and M. A. O. Schroeder, “Revision, extension, and validation of Jordan’s formula to calculate the surge impedance of vertical conductors,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 48, no. 3, pp. 530–536, 2006, doi:

10.1109/TEMC.2006.879345.

- [36] D. Alexandre and C. Pestana, “Sistemas estruturais para torres eólicas,” Dissertação de Mestrado - Universidade da Madeira, 2016.
- [37] C. Maia, “Turbinas gigantes ganham mercado de geração eólica,” *Valor Econômico*, São Paulo, 2020. .
- [38] A. R. De Conti and S. Visacro, “Uso da fórmula de Jordan no cálculo da impedância de surto de torres,” *XX SNPTEE Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, pp. 1–8, 2009.
- [39] K. Yamamoto, Y. Kubo, and S. Sumi, “Transient grounding characteristic of wind turbines affecting back-flow lightning current into distribution system,” *2016 33rd Int. Conf. Light. Prot. ICLP 2016*, pp. 1–5, 2016, doi: 10.1109/ICLP.2016.7791347.
- [40] E. Pyrgioti and V. Bokogiannis, “Lightning impulse performance of a wind generator grounding grid considering soil ionization,” *2011 7th Asia-Pacific Int. Conf. Light. APL2011*, pp. 103–107, 2011, doi: 10.1109/APL.2011.6111083.
- [41] D. S. Gazzana, A. Smorgonskiy, N. Mora, A. Šunjerga, M. Rubinstein, and F. Rachidi, “An experimental field study of the grounding system response of tall wind turbines to impulse surges,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 160, pp. 219–225, 2018, doi: 10.1016/j.epsr.2018.02.020.
- [42] R. S. Alipio, M. A. D. O. Schroeder, M. M. Afonso, T. A. S. De Oliveira, and S. D. C. Assis, “Resposta impulsiva de eletrodos de aterramento,” *Control. y Autom.*, vol. 23, no. 4, pp. 476–488, 2012, doi: 10.1590/S0103-17592012000400008.
- [43] D. Rafael, “Análise do desempenho de aterramentos de turbinas eólicas frente a descargas atmosféricas,” Dissertação de Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEL), Associação Ampla entre CEFET-MG e UFSJ, 2018.
- [44] S. Visacro and A. Soares, “HEM: A model for simulation of lightning-related engineering problems,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 20, no. 2 I, pp. 1206–1208, 2005, doi: 10.1109/TPWRD.2004.839743.
- [45] S. Visacro, M. H. M. Vale, M. B. G. N, R. a Araújo, W. L. F. Pinto, and R. S. Alípio, “The response grounding electrodes to lightning currents : the effect of frequency-dependent resistivity and permittivity of soil,” *Power*, vol. 2010, pp. 1–4, 2010.
- [46] R. Alipio and S. Visacro, “Impulse efficiency of grounding electrodes: Effect of frequency-dependent soil parameters,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 29, no. 2, pp. 716–723, 2014, doi: 10.1109/TPWRD.2013.2278817.

- [47] S. Visacro, R. Alipio, C. Pereira, M. Guimarães, and M. A. O. Schroeder, “Lightning response of grounding grids: Simulated and experimental results,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 57, no. 1, pp. 121–127, 2015, doi: 10.1109/TEMC.2014.2362091.
- [48] R. Alipio and S. Visacro, “Modeling the frequency dependence of electrical parameters of soil,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 56, no. 5, pp. 1163–1171, 2014, doi: 10.1109/TEMC.2014.2313977.
- [49] Working Group C4.33, “Impact of soil-parameter frequency dependence on the response of grounding electrodes and on the lightning performance of electrical systems (WG C4.3),” CIGRE, 2019.
- [50] B. Gustavsen and A. Semlyen, “Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting.” doi: 10.1109/61.772353.
- [51] B. Gustavsen, “Improving the pole relocating properties of vector fitting,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 21, no. 3, pp. 1587–1592, 2006, doi: 10.1109/TPWRD.2005.860281.
- [52] D. Deschrijver, M. Mrozowski, T. Dhaene, and D. De Zutter, “Macromodeling of multiport systems using a fast implementation of the vector fitting method,” *IEEE Microw. Wirel. Components Lett.*, vol. 18, no. 6, pp. 383–385, 2008, doi: 10.1109/LMWC.2008.922585.
- [53] A. Semlyen and B. Gustavsen, “A Half-Size Singularity Test Matrix for Fast and Reliable Passivity Assessment of Rational Models,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 24, no. 1, pp. 345–351, Jan. 2009, doi: 10.1109/TPWRD.2008.923406.
- [54] B. Gustavsen, “Fast passivity enforcement for S-parameter models by perturbation of residue matrix eigenvalues,” *IEEE Trans. Adv. Packag.*, vol. 33, no. 1, pp. 257–265, 2010, doi: 10.1109/TADVP.2008.2010508.
- [55] A. F. Pinto, “Avaliação do efeito da resposta em frequência de aterramentos elétricos no desempenho de para-raios de linhas de transmissão aéreas,” Dissertação de Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEL), Associação Ampla entre CEFET-MG e UFSJ, 2016.
- [56] M. H. R. Duarte, “Influência da representação do aterramento no desempenho de para-raios de linhas de transmissão,” Dissertação de Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEL), Associação Ampla entre CEFET-MG e UFSJ, 2018.
- [57] R. C. Segantini, “Comportamento de Malhas de Aterramento de Subestação de Energia frente a Descargas Atmosféricas: Ênfase na Avaliação de Técnicas de Melhoria do

- Desempenho Impulsivo por meio de Múltiplos Pontos de Injeção de Corrente,”
Dissertação de Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica
(PPGEL), Associação Ampla entre CEFET-MG e UFSJ, 2018.
- [58] A. S. de Miranda, “Avaliação da Influência dos Modelos de Aterramento e Linhas de Transmissão na Análise de Sobretensões em Linhas Aéreas Submetidas a Descargas Atmosféricas Diretas Utilizando Plataformas do Tipo ATP/EMTP,” Dissertação de Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEL), Associação Ampla entre CEFET-MG e UFSJ, 2019.
- [59] B. R. Gupta and B. Thapar, “Impulse Impedance of Grounding Grids,” *IEEE Trans. Power Syst.*, vol. PAS-99, pp. 2357–2362, 1980.
- [60] S. Visacro, “A comprehensive approach to the grounding response to lightning currents,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 22, no. 1, pp. 381–386, 2007, doi: 10.1109/TPWRD.2006.876707.
- [61] L. Grcev, “Impulse efficiency of ground electrodes,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 24, no. 1, pp. 441–451, 2009, doi: 10.1109/TPWRD.2008.923396.
- [62] L. Passos, D. Conceiç, R. Alipio, M. Guimar, M. Teresa, and C. De Barros, “Ground Potential Rise in Wind Farms due to Direct Lightning,” vol. 194, no. February, 2021, doi: 10.1016/j.epsr.2021.107110.