

INSTITUTO FEDERAL
DE EDUCAÇÃO, CIÊNCIA E TECNOLOGIA
Bahia

Campus
Vitória da Conquista



COORDENAÇÃO DE ENGENHARIA ELÉTRICA - **COEEL**

PROJETO FINAL DE CURSO - PFC

Dimensionamento de gerador de impulso de corrente portátil para medição de impedância impulsiva de aterramento

GISELLE FRANCINE BRITO MUNIZ

Vitória da Conquista-BA
29 de janeiro de 2025

GISELLE FRANCINE BRITO MUNIZ

Dimensionamento de gerador de impulso de corrente portátil para medição de impedância impulsiva de aterramento

Projeto Final de Curso apresentado ao Curso de Graduação em Engenharia Elétrica do Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia da Bahia, *campus* Vitória da Conquista, como requisito parcial para obtenção do título de Bacharel em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. MSc. Gabriel Vidal Nogueiros Bezerra

Vitória da Conquista-BA

29 de janeiro de 2025

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELO SISTEMA DE BIBLIOTECAS DO IFBA, COM OS
DADOS FORNECIDOS PELO(A) AUTOR(A)

M966d Muniz, Giselle Francine Brito.

Dimensionamento de gerador de impulso de corrente portátil para medição de impedância impulsiva de aterramento / Giselle Francine Brito Muniz; orientador Prof. Gabriel Vidal Negreiros Bezerra -- Vitória da Conquista: IFBA, 2025.

95 p.

Trabalho de Conclusão de Curso (Engenharia Elétrica) -- Instituto Federal da Bahia, 2025.

1. Corrente Impulsiva Exponencial. 2. Gerador de Impulso de Corrente. 3. Impedância impulsiva. 4. Sistemas de aterramentos elétricos. I. Bezerra, Gabriel Vidal Negreiros, orient. II. TÍTULO.

CDU: 621.3



INSTITUTO FEDERAL DE EDUCAÇÃO, CIÊNCIA E TECNOLOGIA DA BAHIA
Av. Sérgio Vieira de Mello, 3150 - Bairro Zabelê - CEP 45078-900 - Vitória da Conquista - BA - www.portal.ifba.edu.br

FOLHA DE APROVAÇÃO PFC

DIMENSIONAMENTO DE GERADOR DE IMPULSO DE CORRENTE PORTÁTIL PARA MEDIÇÃO DE IMPEDÂNCIA IMPULSIVA DE ATERRAMENTO

GISELLE FRANCINE BRITO MUNIZ

A presente monografia de Projeto Final de Curso (PFC), apresentada em sessão realizada em **Cinco de Fevereiro de 2025**, foi avaliada como adequada para a obtenção do Grau de Bacharel em Engenharia Elétrica, julgada **APROVADA** em sua forma final pela Coordenação do Curso de Engenharia Elétrica do Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia da Bahia, *campus* Vitória da Conquista.

Banca examinadora:

Prof. Me. Gabriel Vidal Negreiros Bezerra (Orientador)
IFBA campus Vitória da Conquista

Prof. Esp. Danilo Brito Almeida
IFBA campus Vitória da Conquista

Prof. Esp. Pablo Martins de Oliveira
IFBA campus Vitória da Conquista



Documento assinado eletronicamente por **GABRIEL VIDAL NEGREIROS BEZERRA, Professor(a) do Ensino Básico, Técnico e Tecnológico - EBTT**, em 05/02/2025, às 16:34, conforme decreto nº 8.539/2015.



Documento assinado eletronicamente por **PABLO MARTINS DE OLIVEIRA, Professor(a) do Ensino Básico, Técnico e Tecnológico - EBTT**, em 05/02/2025, às 16:44, conforme decreto nº 8.539/2015.



Documento assinado eletronicamente por **DANILO BRITO ALMEIDA, Professor Efetivo**, em 05/02/2025, às 16:51, conforme decreto nº 8.539/2015.



A autenticidade do documento pode ser conferida no site http://sei.ifba.edu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&acao_origem=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0 informando o código verificador **3980256** e o código CRC **D744D6D2**.

*"O correr da vida embrulha tudo, a vida é assim: esquenta e esfria, aperta e daí afrouxa, sossega e depois desinquieta. O que ela quer da gente é coragem."
[Guimarães Rosa]*

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus por Sua infinita bondade e misericórdia comigo. Sua mão me acompanha desde antes mesmo que eu pudesse respirar, e nesta etapa não poderia ser diferente. Agradeço pela convicção que d'Ele recebi, tão necessária para me sustentar ao longo desses anos e, certamente, em todos os próximos que virão.

Agradeço à minha mãe, Jeane, por todos os incansáveis e secretos sacrifícios que realizou ao longo de toda a minha vida para que a educação pudesse ser minha maior dedicação. Acima de suas palavras, agradeço pelo incentivo silencioso que regou o solo do meu coração desde a infância. No fim, sempre será por você, mãe.

Agradeço à minha família: meus avós, Ednalva e Manoel; meu pai, Aires; e minha tia, Leila. Cada um deles contribuiu significativamente em toda a minha trajetória, que não começou há apenas cinco anos. Serei eternamente grata por tudo que sempre fizeram por mim, nunca esperando algo em troca. Vocês me ensinaram sobre o amor genuíno e eu jamais poderei retribuir à altura do que vocês merecem.

Agradeço aos meus amigos, pelos momentos de apoio, conversas profundas, momentos de descontração e também de muito estudo. Não foram apenas uma fonte de renovo, mas também um incrível lembrete do que realmente importa: pessoas, vínculos e afeto. Apesar de não abarcar toda a minha gratidão, menciono Ana Karolina, Ana Louise, Anna Beatriz, Anna Maria, Bruno, Danyella, Edson, Filipe, Gabriel, Jéssica, Karen, Lukas, Marcelly e Thaís.

Agradeço ao PET Engenharias, que, além de me proporcionar tanta matéria-prima para meu crescimento acadêmico, me presenteou com amigos e conexões valiosas que marcaram minha trajetória. Agradeço principalmente à minha tutora, Joseane Oliveira, pelos inúmeros encorajamentos ao longo dos três anos em que pude caminhar ao seu lado. A sua humanidade, leveza e responsabilidade me

ensinaram muito mais do que possa imaginar.

Agradeço ao meu orientador, Prof. Dr. Gabriel Vidal, pelo suporte e pelos direcionamentos fundamentais para o desenvolvimento deste trabalho. Expresso minha gratidão por sua paciência, dedicação e constante incentivo, que foram essenciais para superar os desafios ao longo do processo. Sua expertise e orientação contribuíram imensamente para o enriquecimento deste estudo.

Agradeço também ao Prof. Dr. Kenedy Marconi, que, ao longo dos últimos anos, me incentivou, apoiou e acreditou que eu poderia contribuir positivamente para a comunidade científica ainda na graduação. Sou profundamente grata por suas palavras de encorajamento e por sua disposição em me auxiliar.

Agradeço ao IFBA, que, unindo as peças do quebra-cabeça, tornou-se um ambiente propício para meu crescimento pessoal, acadêmico e profissional. A todos os demais professores e profissionais que fizeram parte dessa conquista, externo minha gratidão.

RESUMO

As descargas atmosféricas representam um desafio para sistemas de transmissão e distribuição de energia, podendo causar danos a equipamentos e interrupções no fornecimento. O aterramento elétrico é essencial para a dissipação dessas correntes, mas sua eficácia depende de um dimensionamento adequado. A resistência de aterramento, usualmente medida com terrômetros, não reflete seu comportamento frente a fenômenos impulsivos e de alta frequência, como descargas atmosféricas. Assim, a caracterização da resposta impulsiva do aterramento é realizada por meio da aplicação de correntes impulsivas e cálculo da impedância resultante. Os Geradores de Impulso de Corrente (GIC) são empregados nesse processo, mas seu custo, peso e tamanho dificultam medições em campo. Este trabalho propõe um GIC portátil capaz de gerar correntes impulsivas exponenciais (CIE) de $8/20 \mu\text{s}$ e até 6 A, adequado para aterramentos do tipo eletrodo horizontal ou contrapeso de 15 a 60 m. Foram realizadas simulações no LTspice e MATLAB para definir parâmetros ideais do circuito, analisando desempenho e sugerindo componentes comerciais. Os resultados indicam que o GIC projetado atende aos requisitos técnicos para medições confiáveis de impedância impulsiva, sendo apresentadas vinte configurações de componentes para aplicação de CIE em sistemas de aterramento. Assim, o trabalho propõe uma alternativa compacta e de menor custo para avaliações de aterramentos elétricos de LT.

Palavras-chave: Corrente Impulsiva Exponencial, Gerador de Impulso de Corrente, Impedância Impulsiva, Sistema de aterramento.

ABSTRACT

Atmospheric discharges pose a challenge to power transmission and distribution systems, potentially causing equipment damage and service interruptions. Electrical grounding is essential for dissipating these currents, but its effectiveness depends on proper design and evaluation. Grounding resistance, commonly measured with earth resistance meters, does not accurately reflect grounding behavior under impulsive and high-frequency phenomena, such as lightning strikes. Therefore, characterizing the impulsive response of grounding systems involves applying impulsive currents and calculating the resulting impedance. Current Impulse Generators (ICG) are widely used for this purpose, but their cost, weight, and size limit field applications. This study proposes a portable ICG capable of generating exponential impulse currents (EIC) with an 8/20 μs waveform and amplitudes up to 6 A, suitable for horizontal electrode or counterpoise grounding systems ranging from 15 to 60 meters. Simulations were conducted using LTspice and MATLAB to define optimal circuit parameters, assess performance, and suggest commercial components. The results indicate that the designed ICG meets the technical requirements for reliable impulsive impedance measurements, with twenty different component configurations presented for applying EIC in grounding systems. Thus, this study introduces a compact, cost-effective alternative for evaluating power transmission line grounding systems.

Keywords: Exponential Impulsive Current, Grounding System, Impulse Current Generator, Impulsive Impedance.

Lista de Figuras

2.1	Ilustração de descargas atmosféricas.	7
2.2	Forma de onda de uma corrente de descarga representativa e seus respectivos parâmetros de tempo.	9
2.3	Representação esquemática da estrutura de torre de LT aterrada. . .	12
2.4	Processo esquemático de formação do <i>backflashover</i> a partir de uma incidência de descarga atmosférica em um cabos-guarda de uma LT.	13
2.5	Cubo de dimensões unitárias.	16
2.6	Impedância harmônica $Z(j\omega)$: simulação para aterramento com eletrodo horizontal convencional de comprimento $L = 30$ m, enterrado a uma profundidade de 0,5 m, em um solo com resistividade de $4000 \Omega.m$. Solo com parâmetros dependentes da frequência. Amplitude da impedância (curva contínua azul) e ângulo (curva tracejada laranja). R_{BF} resistência de baixa frequência analítica. Z_{60Hz} impedância harmônica à 60 Hz.	21
2.7	Eletrodo no solo e circuito equivalente de aterramento quando submetido a altas frequências	22
2.8	Representação do processo para determinar a impedância impulsiva a partir dos picos das ondas de tensão e corrente geradas no aterramento.	23
2.9	Ilustração da atenuação dos sinais impulsivos em relação ao comprimento efetivo do eletrodo	25
2.10	Exemplo de aplicação do GIC em sistemas de aterramento.	27
2.11	Circuito impulsivo de corrente (GIC).	28
2.12	Circuito impulsivo de corrente (GIC) simplificado.	30
2.13	Condições de amortecimento de CIE	31
3.1	Circuito do conversor Boost.	37
4.1	Ondas impulsivas de corrente 8/20 em solo com resistividade de $300 \Omega.m$	41
4.2	Ondas impulsivas de corrente em solo com resistividade de $600 \Omega.m$	43

4.3 Ondas impulsivas de corrente em solo com resistividade de 1000 $\Omega.m$	45
4.4 Ondas impulsivas de corrente em solo com resistividade de 2000 $\Omega.m$	47
4.5 Ondas impulsivas de corrente em solo com resistividade de 4000 $\Omega.m$	49
4.6 Impacto do <i>Rshunt</i> no GIC em solo de 300 $\Omega.m$ e impedância impulsiva de 13,9 Ω	51
4.7 Impacto do <i>Rshunt</i> no GIC em solo de 4000 $\Omega.m$ e impedância impulsiva de 261,7 Ω	51
4.8 Circuito conversor boost com saída ajustável para tensão de alimentação do GIC	55

Lista de Tabelas

2.1	Correntes de impulso exponenciais padrão de acordo com IEC 60060-1.	10
2.2	Faixa de resistividade para diferentes tipos de solo	17
2.3	Impedância Impulsiva de Aterramentos (em Ω) do tipo contrapeso para primeira descarga	24
4.1	GIC para solo de resistividade de $300 \Omega \cdot m$	41
4.2	Parâmetros de CIE de GIC para solo de resistividade de $300 \Omega \cdot m$	42
4.3	GIC para solo de resistividade de $600 \Omega \cdot m$	43
4.4	Parâmetros de CIE de GIC para solo de resistividade de $600 \Omega \cdot m$	44
4.5	GIC para solo de resistividade de $1000 \Omega \cdot m$	45
4.6	Parâmetros de CIE de GIC para solo de resistividade de $1000 \Omega \cdot m$	46
4.7	GIC para solo de resistividade de $2000 \Omega \cdot m$	47
4.8	Parâmetros de CIE de GIC para solo de resistividade de $2000 \Omega \cdot m$	48
4.9	GIC para solo de resistividade de $4000 \Omega \cdot m$	49
4.10	Parâmetros de CIE de GIC para solo de resistividade de $4000 \Omega \cdot m$	50
4.11	Características do Controlador <i>Step-Up MAX1771</i>	54
4.12	Valores de R_A e R_B para diferentes saídas V_{OUT} no conversor boost.	56
4.13	Dados do resistor R_0 sugerido	57
4.14	Dados do resistor R_{shunt} sugerido	57
4.15	Dados dos capacitores sugeridos	58
4.16	Dados dos indutores sugeridos	59

Lista de Códigos

A.1 Código principal desenvolvido para simular CIE's	70
--	----

Glossário: Símbolos e Siglas

Notação	Descrição	Páginas
A	Área da face do cubo	16
C	Capacitância total do GIC	28–30, 36, 38, 41, 42, 44, 47, 48, 50, 53
C_0	Capacitância escolhida para o GIC	28, 29
C_1	Capacitor de filtro na saída do conversor boost	38
C_{CP}	Capacitância do corpo de prova	29
D	Termo discriminante quanto ao amortecimento da CIE	30, 32, 34
D_1	Diodo do conversor boost	38
I_{BF}	Amplitude da corrente elétrica em baixas frequências	19
I_P	Valor de pico de corrente elétrica injetada no aterramento	2, 10, 23, 24, 32–34, 36, 42, 44, 46, 48, 50
I_{long}	Componente de corrente longitudinal	22

Notação	Descrição	Páginas
$I_{reversa}$	Máxima amplitude da corrente exponencial pós reversão (módulo)	9, 10, 42, 44, 53
I_{trans}	Componente de corrente transversal	19, 22
L	Indutância total do GIC	28–30, 32–34, 38, 41, 42, 44, 47, 48, 50, 53
L_0	Indutância original do GIC	28, 29
L_1	Indutor de entrada do conversor boost	38
L_{CP}	Indutância do corpo de prova	29
L_{ef}	Comprimento efetivo do eletrodo	2, 25
O_1	Origem virtual	9, 10
R	Resistência total do GIC	29–34, 40, 42, 44, 45, 47, 53
R_0	Resistência original do GIC	28, 29, 38–40, 44, 52, 53, 57, 62
R_1	Carga resistiva do conversor boost	38
R_A	Resistor arbitrário de ajuste da saída do conversor boost	55, 56
R_{BF}	Resistência do aterramento para baixas frequências	18, 19, 26
R_B	Resistor calculado de ajuste da saída do conversor boost	55, 56

Notação	Descrição	Páginas
R_{CP}	Resistência do corpo de prova	29, 39– 41, 43– 45, 47– 50, 52
$R_{eletrica}$	Resistência elétrica	16
R_{shunt}	Resistência para medição da corrente	27–29, 40, 50–52, 57, 62
S_1	Chave do conversor boost	38
S_w	Chave do GIC	28
T	Intervalo de tempo de amplitude máxima do sinal	9, 10
T_f	Tempo de frente	9, 10, 31, 35, 38, 39, 42, 44, 46, 48, 50, 53, 55
T_{mc}	Tempo de meia cauda	9, 10, 31, 35, 36, 38, 39, 42, 44, 46, 48, 50, 53, 55
T_{pico}	Tempo em que ocorre a maior amplitude da corrente impulsiva exponencial	42

Notação	Descrição	Páginas
V_0	Tensão inicial de carregamento do capacitor no GIC	28, 32–34, 36, 37, 43, 48, 54, 55
V_{BF}	Amplitude da tensão elétrica em baixas frequências	19
V_{REF}	Tensão referencial do pino regulador do boost	55
V_m	Tensão medida no corpo de prova	27, 28
V_p	Valor de pico da tensão desenvolvida no aterramento	2, 23
Z_p	Impedância impulsiva do aterramento	2, 4, 22–26, 39, 50–53, 62
$I(j\omega)$	Corrente elétrica injetada no aterramento, no domínio da frequência	20
$V(j\omega)$	Tensão desenvolvida em relação ao potencial remoto, no domínio da frequência	20
$Z(j\omega)$	Impedância harmônica ou complexa do aterramento	19–22
ω	Frequência angular	32
ρ	Resistividade elétrica do solo	2, 16
$i(t)$	Corrente elétrica do GIC	30
$i_T(t)$	Corrente elétrica injetada no aterramento	20, 32–34
l	Comprimento lateral do cubo	16
$v_T(t)$	Tensão elétrica desenvolvida no aterramento	20
v_{ab}	Tensão antes do filtro do conversor boost	38

Notação	Descrição	Páginas
v_i	Tensão inicial de entrada do conversor boost	38, 54, 56
v_o	Tensão de saída do conversor boost	38, 55, 56
ABNT	ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas	8
CIE	Corrente Impulsiva Exponencial	viii, x, 3, 10, 27, 28, 30–32, 34–36, 38–48, 51–53, 70
COEEL	<i>Coordenação do Curso de Engenharia Elétrica do IFBA campus Vitória da Conquista</i>	i
CP	Corpo de prova conectado ao GIC	28, 29
DA	Descargas Atmosféricas	1–4, 7, 8, 12, 13, 15
ESR	Equivalente Série Resistência	58
GIC	Gerador impulsivo de corrente	viii, x, 2–4, 6, 26–41, 43, 44, 46, 48–59, 61–63

Notação	Descrição	Páginas
IEC	<i>IEC -International Electrotechnical Commission</i>	8
LT	Linhas de transmissão	viii, 1, 3, 4, 6, 11-15, 17, 23, 24, 26, 44

Sumário

Folha de Rosto	ii
Ficha Catalográfica	iii
Folha de Aprovação	iv
Resumo	viii
Abstract	ix
Lista de Figuras	x
Lista de Tabelas	xii
Lista de Códigos	xiii
Glossário: Símbolos e Siglas	xiv
1 Introdução	1
1.1 Justificativa	3
1.2 Objetivo Geral	5
1.2.1 Objetivos Específicos	5
1.3 Organização do Trabalho	5
2 Referencial Teórico	6
2.1 Descargas atmosféricas	6
2.1.1 Correntes de descarga padronizadas e seus parâmetros	8
2.1.2 Comportamento das linhas de transmissão sob efeitos de descargas atmosféricas	11
2.2 Sistemas de aterramentos elétricos	14
2.2.1 Critérios determinantes para a qualidade do aterramento elétrico	15
2.2.2 Fatores do solo e qualidade do aterramento	17

2.2.3	Grandezas pertinentes aos aterramentos	18
2.2.3.1	Resistência do aterramento	18
2.2.3.2	Impedância harmônica	19
2.2.4	Circuito equivalente geral para aterramentos	21
2.2.4.1	Impedância impulsiva	22
2.2.4.2	Ionização do solo e comprimento efetivo do eletrodo	24
2.3	Gerador de impulso de corrente	26
2.3.1	Aplicação do GIC para medição de impedância impulsiva	26
2.3.2	Parâmetros de um GIC	28
2.3.2.1	Condição de onda subamortecida para GIC	31
2.3.2.2	Condição de onda criticamente amortecida para GIC	33
2.3.2.3	Condição de onda sobreamortecida para GIC	33
3	Metodologia	35
3.1	Definição de critérios	35
3.1.1	Forma e amplitude da CIE	35
3.1.2	Tensão inicial de carregamento	36
3.2	Procedimentos de simulação	38
4	Resultados e discussões	40
4.1	GIC para aterramentos em solos de distintas resistividades	40
4.1.1	GIC para aterramentos em solos de baixa resistividade	40
4.1.2	GIC para aterramentos em solos de média resistividade	42
4.1.3	GIC para aterramentos em solos de alta resistividade	46
4.1.4	Considerações dos GIC's simulados	50
4.1.4.1	Resistor shunt	50
4.1.4.2	Análises gerais	52
4.2	Sugestões para protótipo: materiais, arranjos e componentes comerciais	54
4.2.1	Conversor boost	54
4.2.2	Resistores	57
4.2.3	Capacitores	57
4.2.4	Indutores	59
5	Considerações Finais	61
5.1	Sugestões para Trabalhos Futuros	62
REFERÊNCIAS	64

A Código principal	70
---------------------------------	-----------

Capítulo 1

Introdução

As descargas atmosféricas (DA) são fenômenos naturais com característica impulsiva, envolvendo correntes com elevadas magnitudes, em média 45 kA (no Brasil), e duração rápida, na ordem de micro segundos, segundo [Visacro et al. \(2012\)](#). No setor elétrico, a ocorrência das descargas pode gerar danos permanentes aos equipamentos do sistema e desligamentos das linhas de transmissão (LT) e distribuição ([GONCALVES, 2015](#)). Conforme [Kowalenko \(2010\)](#), as falhas decorrentes de DA são responsáveis por 1/3 das interrupções no fornecimento de energia elétrica no mundo.

Entre os possíveis alvos das DA, as linhas de transmissão e distribuição desta cam-se de forma peculiar. Estima-se que cerca de 40% a 70% das falhas em LT possuam origem em DA ([TU; HE; ZENG, 2006; VISACRO et al., 2015](#)). A extensa dimensão física dessas linhas, que podem atingir centenas de quilômetros, juntamente com sua altura em relação ao solo, na ordem de dezenas de metros, são fatores que aumentam consideravelmente a probabilidade de serem sujeitas à incidência de descargas diretas. Essa vulnerabilidade é ainda mais acentuada no Brasil, onde a geração de energia, predominantemente hidráulica, está localizada longe dos centros consumidores, exigindo a construção de vastas redes de transmissão, como pontuado por [Rodrigues \(2014\)](#).

Portanto, devido ao histórico estatístico da incidência de surtos atmosféricos em LT, bem como os seus conhecidos efeitos no sistema elétrico, a utilização de um sistema de aterramento adequado, bem como o acompanhamento do seu estado, é de suma importância para garantir a proteção do sistema elétrico ou, pelo menos, a minimização dos possíveis danos, conforme apresentado em [Visa-](#)

cro (2005a) e Tello et al. (2007). Para Goncalves (2015), um sistema de aterramento eficiente deve ser capaz de proporcionar para as correntes de descarga um caminho de baixa impedância para a terra, garantindo a proteção e correto funcionamento dos equipamentos do sistema, assim como a segurança das pessoas que circulam nas instalações.

No entanto, segundo a Visacro (2005a) e Visacro (2007a), ainda que o aterramento dimensionado proporcione segurança e proteção ao sistema para correntes de baixa frequência, a resposta dos eletrodos de aterramento quando submetidos a correntes de descarga apresenta comportamento completamente diferente em relação àquele observado para correntes lentas, tais como as correntes de curtos-circuitos.

Nas práticas de verificação da qualidade dos aterramentos, geralmente considera-se a resistência de aterramento, medida através de terrômetros, sendo na prática a grandeza mais conhecida e empregada na caracterização de sistemas de aterramento para fins de engenharia. Porém, consoante a Rodrigues (2014), esses parâmetros geralmente descrevem o comportamento em condições de baixos efeitos reativos, característicos de baixas frequências, não sendo a grandeza mais adequada para representar a característica do aterramento diante de DA.

Dessa maneira, a impedância impulsiva (Z_p), a qual consiste na razão entre o valor de pico da tensão desenvolvida no aterramento (V_p) e o valor de pico da corrente de descarga injetada no aterramento (I_p) configura-se como uma grandeza mais apropriada para representar aterramentos sob contextos de altas frequências, como afirma Visacro (2002), Grcev (2009) e Visacro e Alipio (2012). Isso se confirma pelo fato de que a resistividade do solo (ρ) bem como o comprimento efetivo do eletrodo de aterramento (L_{ef}) variam com a frequência da corrente aplicada, tornando Z_p muito mais adequada para indicar a resposta do aterramento sujeito à DA (CHOI; LEE; PAK, 2012; VISACRO; ALIPIO, 2012).

Nesse contexto, existem equipamentos dedicados à produção de correntes impulsivas similares às das DA, os quais são comumente denominados de Geradores de Impulso de Corrente (GIC) (SCHON, 2013). Esses circuitos consistem em uma forma de aplicar uma "descarga de teste" no aterramento elétrico com fins de possibilitar o cálculo de Z_p , e conseqüentemente, a inspeção da qualidade do aterramento. Sendo compostos apenas por elementos passivos: resistores, indutores e capacitores, mostram-se fundamentais para testes e avanços na proteção do setor elétrico, conforme discutido em Schon (2013), Gonos et al. (2002) e Visacro

e Soares (2005).

No entanto, os GIC convencionais são geralmente considerados equipamentos de grandes dimensões, pesados e onerosos, o que limita sua aplicabilidade em muitas situações práticas. Esses dispositivos, devido ao seu tamanho e custo elevados, frequentemente exigem infraestrutura especializada para instalação e manutenção, tornando-os menos acessíveis para alguns tipos de análise ou implementações de campo. Além disso, Visacro e Soares (2005) discutem que são raros os casos de GIC portáteis relatados na literatura, o que aponta para uma lacuna importante no desenvolvimento de soluções mais compactas e acessíveis para medições em locais com restrições de espaço ou situações onde há limitações de recursos financeiros.

Atentos a essas questões e diante da escassez de estudos realizados no cenário nacional e internacional, surgiu o interesse em investigar quais componentes e seus respectivos valores seriam adequados para compor um GIC portátil. Nesse contexto, a amplitude da onda seria estimada com base no nível de tensão da descarga, enquanto seu formato seguiria as normas internacionais para correntes impulsivas exponenciais (CIE), com o objetivo de auxiliar na medição da impedância impulsiva de sistemas de aterramento.

1.1 Justificativa

A incidência de DA é uma das principais causas de desligamentos não programados em LT (COORAY, 2009; VISACRO, 2005b), com consequências econômicas e sociais significativas, afetando setores essenciais como saúde, transporte e indústria. Além disso, empresas concessionárias enfrentam penalidades regulatórias por interrupções no fornecimento de energia, o que motiva a busca por soluções para proteger as sistemas de transmissão e distribuição contra descargas (COORAY, 2003) (CHISHOLM; CRESS; POLAK, 2001).

Os sistemas de aterramentos elétricos são geralmente projetados para atender a solicitações de baixa frequência (< 1 kHz), como as correntes de curto-circuito (50 Hz ou 60 Hz), de acordo com Leao e Albuquerque (2001). No entanto, Alipio et al. (2019) apresenta que esses sistemas também podem ser afetados por transientes impulsivos de alta frequência, que se estendem de 1 kHz até 4 MHz, cuja origem está relacionada a fenômenos de descargas elétricas. Desse modo, as medições para inspeção da qualidade do sistema de proteção, que geralmente consideram

apenas a resistência do aterramento, são consideradas inadequadas caso o cenário impulsivo seja considerado, como aponta Visacro (2005a) e Visacro (2007a). Dessa forma, Visacro (2002) defende que a impedância impulsiva é a grandeza mais apropriada para realizar tal avaliação.

Dentre as principais causas associadas ao desligamento de LT, destaca-se a descarga disruptiva de retorno (*backflashover*), geralmente como consequência da incidência de uma DA em LT cujo sistema de aterramento possui impedância inadequadamente elevada (VISACRO et al., 2015). Por isso, há grande interesse em medir e reduzir essa impedância para minimizar os efeitos das descargas atmosféricas (SOARES; SCHROEDER; VISACRO, 2005). No entanto, medir a impedância de aterramento em campo é uma tarefa tecnicamente complexa e, por vezes, a utilização do terrômetro é utilizada. Embora o módulo e o ângulo da impedância em função da frequência sejam importantes, na prática, o valor de Z_p fornece de forma concisa e simplificada a resposta transitória de um aterramento frente a uma descarga, sendo de grande valia para aplicações de engenharia.

Dessa maneira, Visacro (2002) e Grcev (2009) apresentam como o Circuito Gerador de Impulso de Corrente (GIC) consiste no equipamento mais adequado para o cálculo de Z_p , uma vez que a partir da injeção de corrente impulsiva no aterramento elétrico, possibilita o desenvolvimento de um pico de tensão. No entanto, um dos principais motivos que levam os engenheiros a preferirem a utilização da resistência de baixa frequência é a praticidade associada ao uso de um terrômetro, um equipamento leve e portátil. Em contraste, os GIC's convencionais são dispositivos de elevado custo financeiro e grandes dimensões físicas (FERRAZ, 2016). Assim, um GIC portátil representaria uma solução vantajosa em termos de custo-benefício, permitindo a medição da impedância impulsiva de aterramentos em LT, entre outras aplicações práticas.

Diante do exposto, e com o objetivo de preencher tal lacuna no estado da arte, este trabalho propõe o dimensionamento de um GIC portátil, projetado para ser facilmente transportado a áreas remotas. O dispositivo será capaz de medir a impedância impulsiva de aterramentos em torres ou postes de LT em solos de diferentes resistividades.

1.2 Objetivo Geral

Dimensionar e projetar um circuito gerador de impulso de corrente portátil, com o propósito de auxiliar na realização de medições de impedância impulsiva em aterramentos de linhas de transmissão.

1.2.1 Objetivos Específicos

- 1) Simular arranjos e valores para os componentes do GIC, de forma que seja assegurada a produção de uma forma de onda de corrente padronizada, quando este é conectado a aterramentos horizontais com diferentes comprimentos e em diferentes tipos de solo;
- 2) Sugerir componentes comerciais para a montagem do GIC projetado.

1.3 Organização do Trabalho

Este trabalho está organizado em seis capítulos, que abordam diferentes aspectos do estudo.

O [Capítulo 2](#) é dedicado ao referencial teórico, no qual são apresentados os conceitos fundamentais sobre descargas atmosféricas, sistemas de aterramento elétrico e geradores impulsivos de corrente, fornecendo a base necessária para o entendimento dos temas discutidos. Já no [Capítulo 3](#), é descrita a metodologia adotada, incluindo os procedimentos experimentais, e os critérios de análise para o desenvolvimento e avaliação do gerador impulsivo de corrente portátil. Por outro lado, o [Capítulo 4](#) apresenta os resultados obtidos nos experimentos realizados, seguidos de uma análise crítica e discussões sobre as implicações desses resultados. Em seguida, o [Capítulo 5](#) traz as considerações finais, destacando as principais conclusões do estudo, suas contribuições e as limitações encontradas. Além disso, são apresentadas sugestões para trabalhos futuros, com indicações de possíveis direções para pesquisas que possam dar continuidade ao tema abordado neste trabalho.

Capítulo 2

Referencial Teórico

Nesse capítulo são realizadas as fundamentações teóricas fundamentais no que se refere às descargas atmosféricas; as principais consequências advindas da sua incidência em [LT](#); sistemas de aterramento sob correntes elétricas impulsivas e geradores de impulso de corrente ([GIC](#)).

2.1 Descargas atmosféricas

Os fenômenos de descargas atmosféricas no planeta Terra são percebidos desde os períodos pré-históricos. As civilizações antigas consideravam tais acontecimentos como respostas divinas perante a humanidade, vinculando ao poder de destruição e efeitos da eletricidade - até então desconhecida - uma ocorrência digna de reverência. Segundo registros históricos da literatura grega datados nos anos 700 a.C., Zeus era considerado o deus do raio ([COORAY, 2009](#)).

A primeira experimentação vinculada a existência das descargas ocorreu somente no século XVIII. Em meio ao contexto da Revolução Industrial em Paris, em 1752, Thomas François Dalibard com auxílio de alguns moradores de uma aldeia denominada "Marly-la-Ville", hastiaram uma barra de ferro acima da altura média das construções existentes, sendo essa barra intencionalmente isolada do solo. A intenção do experimento era comprovar que raios consistiam em descargas elétricas e que as nuvens estavam carregadas de cargas elétricas ([LAKERVI; HOLMES, 1995](#)).

O experimento realizado por Dalibard foi considerado um sucesso, visto que

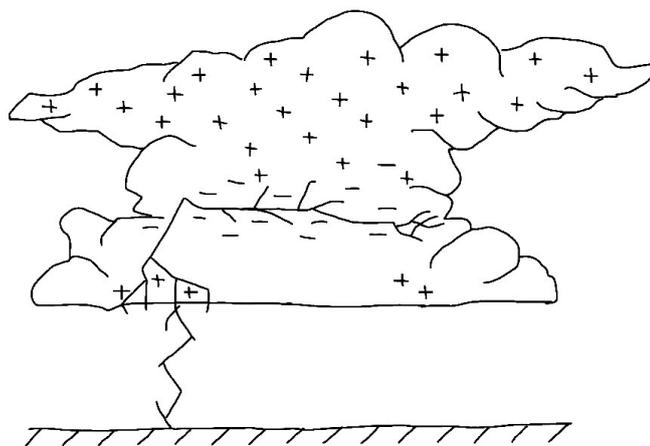
descargas incidiram na barra promovendo a comprovação de sua hipótese. Os resultados foram reportados à Academia de Ciências de Paris, e em semanas a experiência havia sido repetida com resultados semelhantes (LAKERVI; HOLMES, 1995; MASSUCCO; SILVESTRO, 2003; RODRIGUES, 2014).

Desde então, esses fenômenos que eram considerados acontecimentos fortuitos e de força divina, passaram a serem vistos como fenômenos possíveis de se evitar, prever ou minimizar suas consequências. Os avanços alcançados até aos dias atuais que são relacionados ao conceito de DA e sistemas de proteção são incontáveis.

As descargas atmosféricas são fenômenos naturais cuja ocorrência depende de fatores meteorológicos, tais como: temperatura, pressão, ventos e umidade. Tal descarga provém do excesso de cargas elétricas em regiões da atmosfera eletricamente carregadas com polaridades diferentes, podendo ocorrer entre nuvens ou entre nuvem e terra, provocando o rompimento da rigidez dielétrica do ar (RAKOV; UMAN, 2003).

Um fenômeno desse gênero pode alcançar picos de corrente na faixa de dezenas de milhares de amperes, com esse pico sendo atingido em questão de microsegundos e denominado como valor máximo ou de crista. Existem registros indicando que o valor médio de crista de um impulso de corrente pode oscilar entre 30 kA e 75 kA, dependendo do local do evento e do tipo de descarga (UMAN, 1987). Uma descarga típica entre a nuvem e o solo é vista na ilustração da Figura 2.1.

Figura 2.1 – Ilustração de descargas atmosféricas.



Fonte: adaptado de Rakov e Uman (2003).

2.1.1 Correntes de descarga padronizadas e seus parâmetros

Os parâmetros característicos das correntes de DA são aspectos de grande importância tanto para a padronização de ensaios laboratoriais e testes, quanto na determinação de práticas de proteção adequadas aos sistemas elétricos. (VISCRO, 2007b).

Os tipos físicos das descargas entre a nuvem e o solo podem ser classificados em três categorias, que apresentam características comportamentais semelhantes (ROSADO, 2008) :

- ▶ Descarga negativa com impulso único (ou primeira descarga negativa): Ocorre quando o canal de descarga conecta a região de carga negativa na base da nuvem diretamente ao solo.
- ▶ Descargas negativas subsequentes: após a ocorrência da primeira descarga, podem surgir novas descargas através do mesmo canal, dando continuidade aos processos elétricos.
- ▶ Descarga positiva: geralmente se manifesta como um único impulso e ocorre quando a região da nuvem conectada ao solo por meio do canal de descarga está carregada positivamente.

Com o objetivo de regulamentar os testes para a prevenção de danos causados por DA, a International Electrotechnical Commission (IEC) instituiu algumas normas vinculadas aos seus parâmetros característicos. As normativas que dedicam-se aos testes realizados em alta tensão para proteções contra descargas atmosféricas são IEC 60060 (International Electrotechnical Commission, 2010a); (International Electrotechnical Commission, 2010b); (International Electrotechnical Commission, 2006) e IEC 62305 (International Electrotechnical Commission, 2010c).

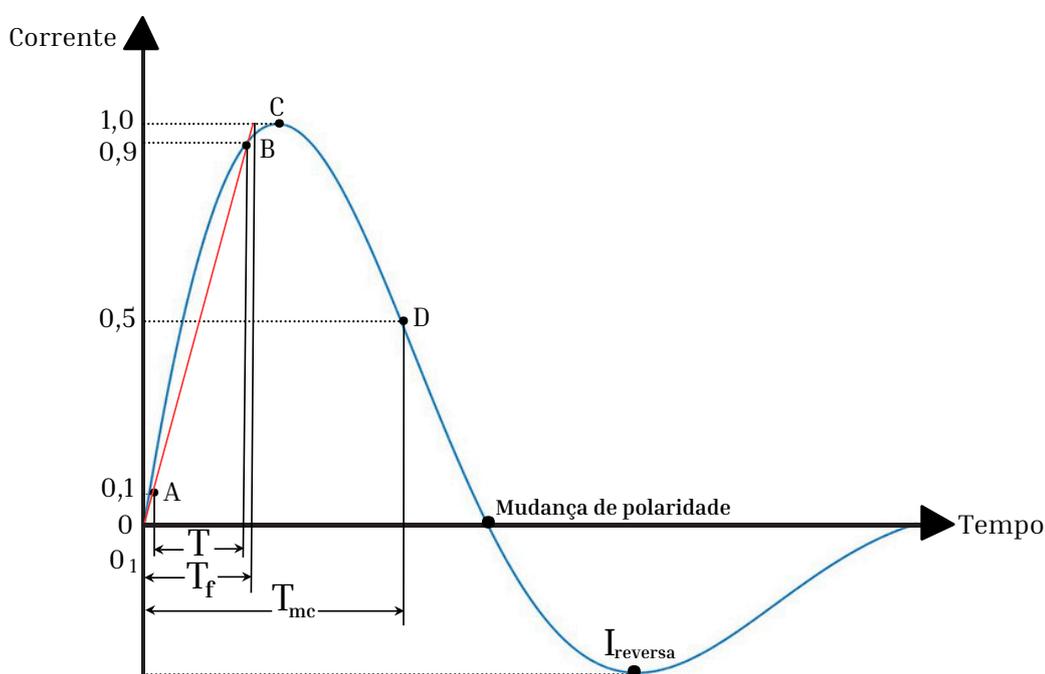
Esta padronização serve de base para outras associações de normalização em vários países, como a ABNT no caso brasileiro, que aborda sistemas de proteção contra descargas atmosféricas na NBR 5419 - 2015 (Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), 2015).

Devido ao seu alto pico de corrente e potencial destrutivo, a primeira corrente de retorno é considerada a principal ameaça em sistemas expostos a des-

cargas atmosféricas. Por isso, os padrões de teste para avaliar a resistência de equipamentos e sistemas priorizam a simulação dessa condição (COORAY, 2009). A primeira corrente de retorno é a mais intensa com picos chegando até 100 kA e tempo total de duração $\leq 100 \mu s$ (VISACRO, 2005b).

Para Visacro (2007b), a caracterização da onda impulsiva de corrente envolve a especificação de alguns parâmetros, tais como o valor de pico, o tempo de frente e o tempo de meia onda. Os parâmetros de tempo são ilustrados na Figura 2.2.

Figura 2.2 – Forma de onda de uma corrente de descarga representativa e seus respectivos parâmetros de tempo.



Fonte: adaptado de Ferraz (2016)

Sendo que:

O_1 \Rightarrow Origem virtual;

T \Rightarrow Intervalo de tempo entre os instantes nos quais o impulso está entre 10% (ponto C) e 90% (ponto B) de sua amplitude máxima;

T_f \Rightarrow Tempo de frente do sinal;

T_{mc} \Rightarrow Tempo de meia cauda;

$I_{reversa}$ \Rightarrow Máxima amplitude da corrente exponencial pós reversão.

Destaca-se que o ponto O_1 é utilizado como a origem do sinal, com o objetivo de desconsiderar a presença de ruídos nos pontos iniciais da forma de onda. O

tempo de frente (T_f), também conhecido como T_1 , é obtido através da [Equação 2.1](#), e representa o intervalo de tempo entre a origem virtual (O_1) e a amplitude máxima do impulso. Ademais, T_{mc} , também denominado T_2 , consiste no intervalo de tempo entre a origem virtual e o instante no qual a cauda do impulso atinge 50% do seu valor de pico ([International Electrotechnical Commission \(IEC\), 1989](#)).

$$T_f = 1,25 \cdot T \quad (2.1)$$

Sendo que:

T_f \Rightarrow Tempo de frente do sinal.

T \Rightarrow Intervalo de tempo entre os instantes nos quais o impulso está entre 10% e 90% de sua amplitude máxima.

A norma IEC 60060-1 ([International Electrotechnical Commission \(IEC\), 1989](#)) define quatro tipos de forma de onda de corrente de impulso padrão (do tipo dupla exponencial), as quais são: $1/20 \mu s$, $4/10 \mu s$, $8/20 \mu s$ e $30/80 \mu s$. Os limites aceitáveis para os parâmetros de tempo e a corrente de pico (I_p) nesses quatro tipos de corrente de impulso não devem exceder 10% dos valores padronizados. Além disso, qualquer mudança de polaridade após a corrente atingir zero, ou a corrente reversa de pico ($I_{reversa}$), não deve ultrapassar 20% do valor de pico ([International Electrotechnical Commission \(IEC\), 1989](#)). A [Tabela 2.1](#) reúne as informações referentes ao padrão vinculado à CIE.

Tabela 2.1 – Correntes de impulso exponenciais padrão de acordo com IEC 60060-1.

Forma de onda	Tempo de frente (T_f)	Tempo para meia-vida (T_{mc})	Valor de pico	Máxima reversão de polaridade
1/20	$1 \mu s \pm 10\%$	$20 \mu s \pm 10\%$	$\pm 10\%$	20%
4/10	$4 \mu s \pm 10\%$	$10 \mu s \pm 10\%$	$\pm 10\%$	20%
8/20	$8 \mu s \pm 10\%$	$20 \mu s \pm 10\%$	$\pm 10\%$	20%
30/80	$30 \mu s \pm 10\%$	$80 \mu s \pm 10\%$	$\pm 10\%$	20%

Fonte: adaptado de [International Electrotechnical Commission \(IEC\) \(1989\)](#).

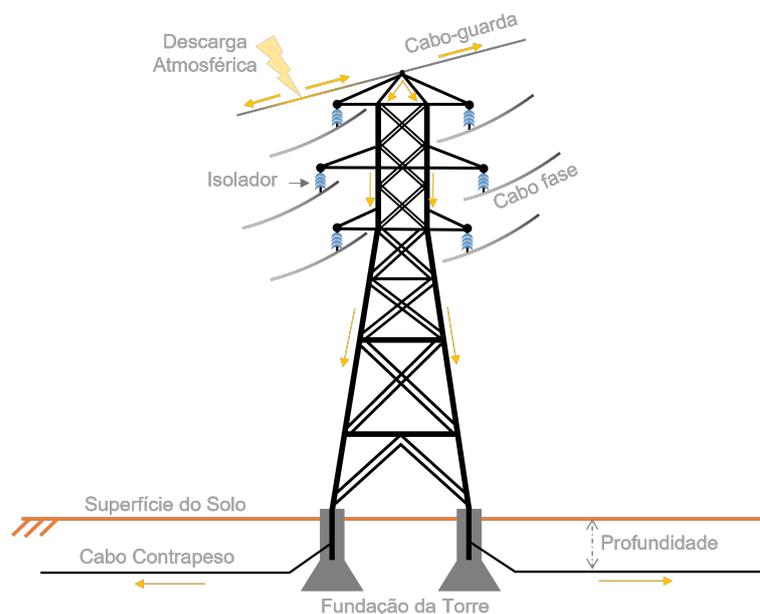
Ressalta-se que [Schon \(2013\)](#) expande o limite de $I_{reversa}$ para 30%.

2.1.2 Comportamento das linhas de transmissão sob efeitos de descargas atmosféricas

Os sistemas elétricos de potência têm a função de gerar, transmitir e distribuir energia elétrica para todos os usuários. No entanto, para que a eletricidade produzida nas usinas chegue ao consumidor final, é necessário que ela seja transportada por diversas **LT**, que variam em tamanho e características. No caso do Brasil, um país de dimensões continentais, apenas na rede básica de transmissão são mais de 172.019,85 km ([Operador Nacional do Sistema Elétrico \(ONS\), 2023](#)). A existência de **LT** longas é uma realidade em ascensão devido aos novos aproveitamentos de fontes hidrelétricas, localizadas cada vez mais distantes dos grandes centros de consumo ([Empresa de Pesquisa Energética \(EPE\), 2018](#)).

Segundo [Cooray \(2009\)](#) e [Visacro \(2005b\)](#), as **LT** estão entre as infraestruturas mais vulneráveis a descargas atmosféricas, as quais frequentemente produzem interrupções inesperadas. Tais interrupções no fornecimento afetam diretamente operações críticas, como o funcionamento de hospitais, sistemas de transporte, e processos industriais, levando a prejuízos econômicos e operacionais consideráveis. Além disso, as concessionárias enfrentam penalidades regulatórias devido às falhas no fornecimento, o que tem impulsionado a busca por soluções mais eficazes para proteger as **LT** contra esses eventos, como confirma [Cooray \(2003\)](#) e [Chisholm, Cress e Polak \(2001\)](#).

Frente a esses cenários e a necessidade de proteção contra descargas atmosféricas em todas as **LT**, o desempenho da proteção realizada geralmente ocorre mediante a contagem do número de desligamentos ocorridos por 100 km de linha no período de doze meses de análise ([Institute of Electrical and Electronics Engineers \(IEEE\), 2010](#)). Os critérios de avaliação do desempenho envolve características específicas das linhas, como nível de tensão e distância ([COORAY, 2003](#); [VISACRO, 2005b](#)). Nesse sentido, a visualização da estrutura de torres de **LT** e seu sistema de aterramento respectivamente associado torna-se imprescindível. A [Figura 2.3](#) apresenta uma representação esquemática de uma torre de **LT** típica, incluindo seu sistema de aterramento, destacando os elementos cruciais para a proteção contra descargas atmosféricas e a dissipação de corrente elétrica.

Figura 2.3 – Representação esquemática da estrutura de torre de LT aterrada.

Fonte: extraído de [Bezerra \(2024\)](#).

Um dos importantes fenômenos advindos da incidência de DA em LT é a descarga disruptiva no isolamento (*flashover*). O qual é mais provável de ocorrer em LT desprovidas de cabos-guarda (a qual trata-se de uma configuração mais rara). Basicamente, o *flashover* ocorre quando uma descarga atinge diretamente um dos cabos fase da linha, promovendo uma elevação brusca da tensão entre os dois terminais de uma ou mais cadeia de isoladores da linha. Assim, a depender do nível de tensão atingido, é possível o rompimento do isolamento, com conseqüente surgimento de um arco elétrico disruptivo entre os dois terminais da cadeia de isoladores (ou seja, entre o terminal conectado à fase e o conectado à estrutura metálica da torre e, indiretamente, ao aterramento). Logo, havendo o surgimento do *flashover* haverá o estabelecimento de uma corrente que sai do condutor fase, passa pelo arco elétrico, depois pela estrutura da torre e, por fim, é dissipada no solo através do aterramento. Tal situação, consiste claramente em uma situação de falta fase-terra na linha. O sistema de proteção é projetado para que relés e demais equipamentos de proteção atuem no desligamento da fração comprometida da linha isolando o curto ([RODRIGUES, 2014](#)).

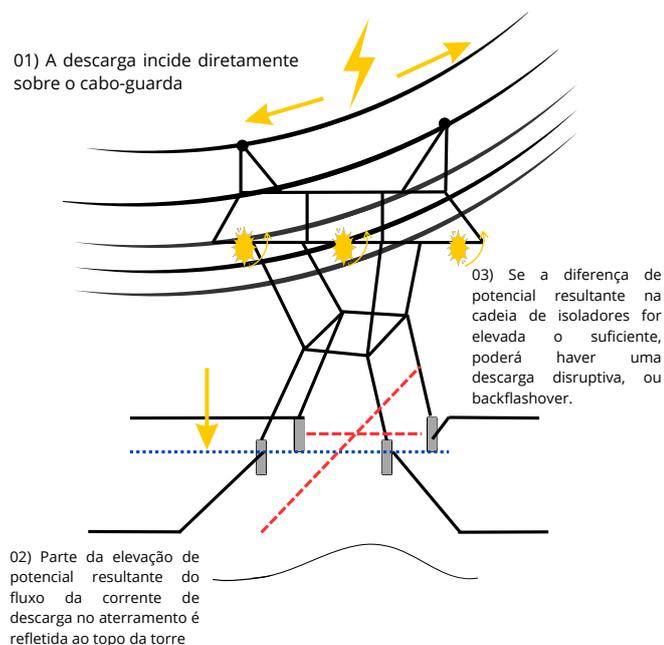
Um segundo fenômeno também associado a incidência de descargas atmosféricas em LT é a descarga disruptiva de retorno (*backflashover*). Essa situação ocorre quando há a incidência direta de descarga nos cabos-guarda ou no topo da estrutura das torres de LT. Nesse cenário, a onda de corrente gerada pela descarga

não segue um único caminho, mas se divide devido às diferenças nas impedâncias de surto dos componentes envolvidos. Como a impedância de surto da torre e do sistema de aterramento é significativamente menor que a dos cabos-guarda, a maior parte da corrente flui pela estrutura da torre em direção aos eletrodos de aterramento. Nesse ponto, devido à descontinuidade do meio (transição entre a torre metálica e o solo), ocorre a reflexão da onda de corrente, gerando uma elevação de potencial de toda a estrutura metálica da torre, podendo comprometer o isolamento da linha.(PETRACHE; CHISHOLM; PHILLIPS, 2007; HARID; GRIFFITHS; HADDAD, 2006; HARA; YAMAMOTO, 1996; RODRIGUES, 2014).

Nesses casos, a parte superior da cadeia de isoladores, fixada na estrutura metálica da torre, apresenta uma elevação de potencial muito superior ao potencial do condutor fase, produzindo uma sobretensão entre os terminais de uma ou mais cadeia de isoladores. Tal sobretensão pode ocasionar a formação de um arco elétrico que sai da torre para o condutor fase, curto-circuitando a cadeia de isoladores (RODRIGUES, 2014). Assim, é estabelecido um caminho para a corrente do condutor fase para o aterramento da torre.

A Figura 2.4 exibe o esquemático da formação do *backflashover* no caso de incidência de DA em cabo de LT.

Figura 2.4 – Processo esquemático de formação do *backflashover* a partir de uma incidência de descarga atmosférica em um cabos-guarda de uma LT.



Fonte: adaptado de Visacro (2007a).

Tanto a probabilidade da incidência de descargas atmosféricas em LT quanto da ocorrência de *flashover* ou *backflashover* dependem de diversos fatores. Entre tais fatores pode-se nomear: (1) os parâmetros físicos da linha: como a topologia da torre e dos cabos-guarda; (2) parâmetros geográficos: como resistividade do solo e topografia do terreno; (3) parâmetros elétricos: como impedância do aterramento e nível básico de isolamento e (4) parâmetros da corrente de descarga: como a amplitude e forma da onda (UMAN, 2010; BAZELIAN; RAIZER, 2000; RODRIGUES, 2014).

Apesar dos diferentes tipos e valores que os parâmetros das LT e que as descargas podem assumir, destacam-se como mais importantes, no processo de identificação dos principais efeitos sobre as LT, a presença ou ausência de condutores de blindagem (cabos-guarda) e as características do aterramento (VISACRO, 2005b; UMAN, 2010; VISACRO; SILVEIRA; CONTI, 2012; RODRIGUES, 2014).

2.2 Sistemas de aterramentos elétricos

Os sistemas de proteção contra descargas atmosféricas são designados a proteger diferentes tipos de estruturas e tem como objetivo evitar e/ou minimizar o impacto de seus efeitos (HASBROUCK, 1989).

O aterramento elétrico é a conexão intencional de um sistema físico (elétrico, eletrônico ou corpos metálicos) ao solo. Ele é composto basicamente por: i) conexões elétricas, que ligam um ponto do sistema ao eletrodo; ii) eletrodos metálicos, como hastes metálicas enterradas propositalmente no solo; e iii) terra, a massa condutora de solo que envolve o eletrodo (CREDER, 2007). Os sistemas de aterramento podem desempenhar diversas funções e assumir diferentes configurações quanto ao posicionamento e às dimensões de seus eletrodos, dependendo das necessidades do projeto (PIRES et al., 2015).

Assim, é mediante o uso dos sistemas de aterramento que são escoadas correntes de defeito, como aquelas oriundas de descargas atmosféricas. Quando essas correntes atravessam o eletrodo de aterramento e propagam-se no solo são gerados gradientes de potencial que tendem a diminuir à medida que se afastam da haste que sofreu a descarga (MELIPOULUS; MOHARAM, 1983; TAO et al., 2008; ARAÚJO et al., 2010; CASTRO, 2012; LIMA et al., 2016).

As principais funções do aterramento em LT estão voltadas para a proteção

de equipamentos, estruturas e, indiretamente, de seres humanos. A conexão das estruturas das LT ao solo garante que surtos de energia, como descargas atmosféricas, sejam desviados, evitando que esses picos de tensão atinjam os sistemas elétricos sensíveis. Sem o aterramento adequado, essas interferências podem causar danos graves aos equipamentos, interrupções no fornecimento de energia e até falhas operacionais. Assim, o aterramento atua como uma medida essencial para preservar a integridade dos sistemas e a confiabilidade da rede elétrica.

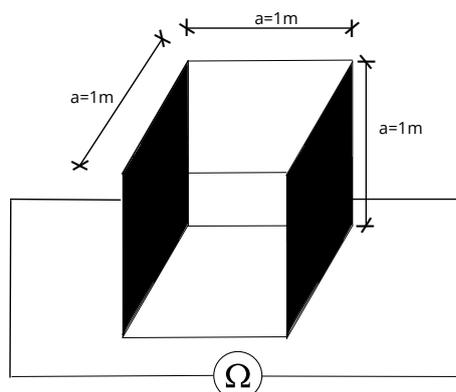
Na maioria dos projetos, o dimensionamento do sistema de aterramento elétrico é realizado para responder a solicitações de baixa frequência (inferiores a 1 kHz), como as correntes de curto-circuito, que são regulamentadas em 50 Hz ou 60 Hz, dependendo da região (LEAO; ALBUQUERQUE, 2001). Contudo, Alipio et al. (2019) afirma como os transientes de DA podem abranger frequências de 1 kHz a 4 MHz, o que pode comprometer a eficácia dos sistemas de proteção que consideram apenas a resistência de aterramento em frequências mais baixas. Portanto, medições tradicionais podem ser inadequadas para avaliar a performance do sistema em cenários de transientes impulsivos.

Nesse sentido, as características de aterramentos elétricos, em específico os aterramentos de LT, possuem um papel fundamental na definição da amplitude da diferença de potencial observada no topo da torre quando da circulação de correntes impulsivas de descargas atmosféricas pelo sistema de blindagem (COORAY, 2010).

2.2.1 Critérios determinantes para a qualidade do aterramento elétrico

No caso específico dos aterramentos elétricos utilizados em sistemas de proteção contra descargas, o tipo de solo e o formato da malha de aterramento podem ser determinantes para a obtenção de uma proteção adequada (FERRAZ, 2016).

A resistividade específica de um solo pode definir-se como sendo a resistência elétrica R (Ω), medida entre as faces opostas de um cubo de dimensões unitárias (aresta = 1 m, área das faces $A = 1 \text{ m}^2$), preenchido com terra do respectivo solo (COELHO, 2011), como representado na Figura 2.5.

Figura 2.5 – Cubo de dimensões unitárias.

Fonte: Adaptado de [Coelho \(2011\)](#).

A resistividade elétrica do solo é calculada de acordo com a [Equação 2.2](#).

$$\rho = \frac{R_{eletrica} \cdot A}{l} \quad (2.2)$$

Sendo que:

- ρ ⇒ Resistividade calculada do solo ($\Omega \cdot m$);
- $R_{eletrica}$ ⇒ Resistência calculada a partir da tensão (V) e corrente (A), (Ω);
- A ⇒ Área da face do cubo (m^2);
- l ⇒ Comprimento lateral do cubo (m).

Na sua grande maioria, os solos são heterogêneos e formados por diversas camadas e profundidades diferentes, de modo que o valor de sua resistividade varia de local para local. Os principais parâmetros que influenciam no valor da resistividade de um solo, são: tipo; umidade; temperatura; granulometria; compactidade; concentração e tipos de sais dissolvidos na água ([ABNT, 2012](#)).

Os valores de resistividade dos solos apresentam diferenças significativas devido à vasta diversidade de solos disponíveis. As variações de resistividade de uma região para outra estão relacionadas à composição geológica dos solos, enquanto as variações dentro de uma mesma área são influenciadas pela profundidade das camadas estratificadas do solo. A [Tabela 2.2](#) ilustra a correlação entre os tipos de solo e suas respectivas resistividades.

Tabela 2.2 – Faixa de resistividade para diferentes tipos de solo

Tipos de solo	Faixa de resistividades ($\Omega.m$)
Água do mar	menor do que 10
Alagadiço, limo, humus, lama	até 150
Água destilada	300
Argila	300 – 5.000
Calcário	500 – 5.000
Areia	1.000 – 8.000
Granito	1.500 – 10.000
Basalto	a partir de 10.000
Concreto	
Molhado	20 – 100
Úmido	300 – 1.000
Seco	3 k $\Omega.m$ – 2 M $\Omega.m$

Fonte: adaptado de [ABNT \(2012\)](#).

A sondagem de solos para **LT** é essencial para avaliar as propriedades geotécnicas do terreno, orientando o dimensionamento seguro das fundações das torres. A NBR 5422 recomenda que as características do solo sejam determinadas ao longo do eixo da linha, porém não deixa claro a obrigatoriedade de ensaios em todas as torres ([Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1985](#)). Por meio de métodos como sondagens a percussão e rotativas, determina-se a resistência do solo, a profundidade do lençol freático e a presença de camadas rochosas, o que coopera para a confiabilidade das **LT** e a continuidade do fornecimento de energia elétrica ([CARNEIRO; ANUNCIACAO, 2021](#)).

2.2.2 Fatores do solo e qualidade do aterramento

Existe grande interesse na quantificação da impedância de aterramento de torres de **LT** para subsidiar a adoção de técnicas para redução ou limitação deste parâmetro em níveis adequados, como forma de limitar as sobretensões resultantes na cadeia de isoladores quando da incidência de descargas ([RODRIGUES, 2014](#)).

A impedância de aterramento é definida como a oposição oferecida pelo solo à injeção de uma corrente elétrica no mesmo, através dos eletrodos, e se expressa quantitativamente por meio da relação entre a tensão aplicada ao aterramento e

a corrente resultante (TELLO et al., 2007). A impedância de aterramento a ser conhecida se refere, fundamentalmente, ao módulo e ângulo da impedância vista no ponto de injeção de corrente (pé da torre) em função da frequência (RODRIGUES, 2014).

Na prática atual, Goncalves (2015) assevera que a qualidade do aterramento é avaliada por meio da medição da resistência em baixa frequência. Isso ocorre devido às dificuldades encontradas para medir a impedância de aterramento em campo, tanto em relação às componentes harmônicas, que variam com a frequência, quanto às componentes impulsivas. Essas dificuldades são atribuídas, principalmente, à alta complexidade técnica do procedimento e à falta de instrumentos específicos disponíveis comercialmente para esse tipo de medição.

A prática de se estimar a impedância de aterramento da torre a partir dos valores medidos de resistência de aterramento em baixa frequência pode resultar em erros grosseiros. Dependendo das dimensões físicas dos eletrodos e da resistividade do solo, tais erros podem ocorrer nos dois sentidos, ou seja, a impedância vista pela corrente de descarga pode ser bem superior ou bem inferior à resistência medida em baixas frequências (VISACRO, 2007a; VISACRO, 2002; RODRIGUES, 2014).

2.2.3 Grandezas pertinentes aos aterramentos

Quando se visa analisar a qualidade e funcionamento de um aterramento elétrico, algumas compreensões iniciais são imprescindíveis. Primeiramente, a visualização de que a conexão à terra apresenta resistências, indutâncias e capacitâncias (além do efeito não linear provocado pelos campos gerados devido à corrente elétrica), com efeitos próprios e mútuos, constituindo em uma rede de elementos básicos que afetam a capacidade de condução de corrente e distribuição de potencial no solo circunvizinho aos eletrodos (HADDAD; WARNE, 2004).

2.2.3.1 Resistência do aterramento

Em baixas frequências, apenas a resistência de aterramento (R_{BF}) é considerada devido aos baixos efeitos reativos. Esse parâmetro pode ser obtido por meio de medições pelo método de três eletrodos; método de quatro eletrodos; configuração de Wenner, ou configuração de Schlumberger, como exposto em Nas-

cimento (2020). Além disso, R_{BF} também pode ser determinada por simulações, desde que sejam utilizados modelos que representem o aterramento de maneira precisa e coerente, conforme defende Pires et al. (2015).

Quando é razoável desprezar os efeitos reativos no solo, especialmente em condições de baixa frequência, R_{BF} é encontrada conforme indicado na Equação 2.3 (TELLO et al., 2007). Nesse contexto, V_{BF} é definida como o potencial que o aterramento adquire em relação ao infinito.

$$R_{BF} = \frac{V_{BF}}{I_{BF}} \quad (2.3)$$

Sendo que:

- R_{BF} \Rightarrow Resistência do aterramento em baixa frequência (Ω);
- V_{BF} \Rightarrow Tensão elétrica desenvolvida no aterramento em baixa frequência (V);
- I_{BF} \Rightarrow Corrente elétrica de baixa frequência (A).

Nesse caso, apenas é considerada a componente da corrente transversal (I_{trans}) no aterramento elétrico, formada pelas componentes de corrente de natureza condutiva e capacitiva. Desse modo, o fluxo da corrente considerada quando refere-se a R_{BF} é apenas vertical em relação ao solo. Desse modo, ocorre o escoamento de corrente elétrica para o solo e pela geração de campo elétrico no solo (GONCALVES, 2019).

O valor de resistência de um aterramento elétrico é sensível também à forma e ao número e posicionamento relativo dos seus eletrodos. De forma geral, o aumento do número de eletrodos no solo tende a diminuir o valor da resistência de aterramento (RODRIGUES, 2014).

2.2.3.2 Impedância harmônica

A impedância harmônica (ou complexa) $Z(j\omega)$ representa a relação entre a corrente injetada no sistema de aterramento e a tensão desenvolvida, porém as consideram no domínio da frequência. Essa grandeza, portanto, reúne uma grande quantidade de informações sobre o comportamento do solo em diferentes faixas de frequência. Como o aterramento está sujeito a um amplo espectro de frequências, desde baixas até altas, a compreensão dessa variação torna-se de-

sejável. Nesse contexto, [Visacro \(2007a\)](#) define $Z(j\omega)$ como:

$$Z(j\omega) = \frac{V(j\omega)}{I(j\omega)} \quad (2.4)$$

Sendo que:

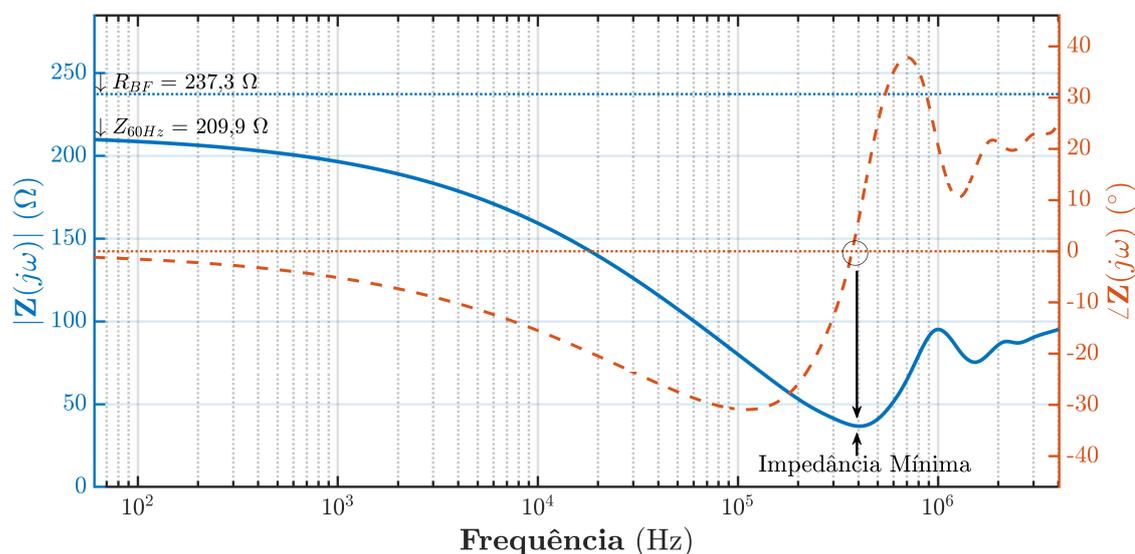
- $Z(j\omega)$ \Rightarrow Impedância harmônica do aterramento, no domínio da frequência ;
- $V(j\omega)$ \Rightarrow Tensão desenvolvida em relação ao potencial remoto, no domínio da frequência;
- $I(j\omega)$ \Rightarrow Corrente no ponto de injeção, no domínio da frequência.

Por ser considerada uma grandeza complexa, $Z(j\omega)$ fornece não apenas sua amplitude, mas também o deslocamento de fase entre a tensão e a corrente. A amplitude, portanto, é definida por $|Z| = |Z(j\omega)|$ e seu ângulo por $\angle Z = \angle Z(j\omega)$.

A medição da impedância harmônica de aterramentos é geralmente realizada a partir da aplicação de uma corrente impulsiva $i_T(t)$, registrando-se a tensão resultante $v_T(t)$. A partir desses sinais, obtêm-se $V(j\omega)$ e $I(j\omega)$ por meio da Transformada de Fourier, permitindo o cálculo de $Z(j\omega)$ conforme a [Equação 2.4](#), de acordo com [Bezerra \(2024\)](#). No entanto, para uma análise precisa de $Z(j\omega)$, é fundamental que $V(j\omega)$ contenha as frequências relevantes ou apresente um espectro suficientemente amplo, o que nem sempre é fácil de obter.

Com o objetivo de demonstrar o comportamento de $Z(j\omega)$, os estudos de [Bezerra \(2024\)](#) exibem a simulação de um aterramento convencional do tipo horizontal de 30 metros de extensão enterrado a uma profundidade de 0,5 m em um solo de alta resistividade (4000 Ω .m). A [Figura 2.6](#) exibe a $Z(j\omega)$ obtida, em seu aspecto de amplitude e fase, o que permite análises para diferentes espectros de frequências para distintos cenários.

Figura 2.6 – Impedância harmônica $Z(j\omega)$: simulação para aterramento com eletrodo horizontal convencional de comprimento $L = 30$ m, enterrado a uma profundidade de 0,5 m, em um solo com resistividade de $4000 \Omega \cdot m$. Solo com parâmetros dependentes da frequência. Amplitude da impedância (curva contínua azul) e ângulo (curva tracejada laranja). R_{BF} resistência de baixa frequência analítica. Z_{60Hz} impedância harmônica à 60 Hz.



Fonte: extraído de [Bezerra \(2024\)](#).

Observa-se na [Figura 2.6](#) que $Z(j\omega)$ permanece praticamente constante em baixas frequências, aproximando-se da resistência existente em tais condições. No entanto, à medida que a frequência da onda aplicada aumenta, a impedância harmônica sofre variações devido às mudanças nas contribuições individuais, que são resultado de efeitos capacitivos e indutivos, da dependência da frequência na resistividade e permissividade do solo, e da propagação de ondas pelo eletrodo. Essas alterações nas contribuições individuais são responsáveis pelas flutuações observadas na impedância harmônica em frequências mais elevadas, conforme assegura [Bezerra \(2024\)](#).

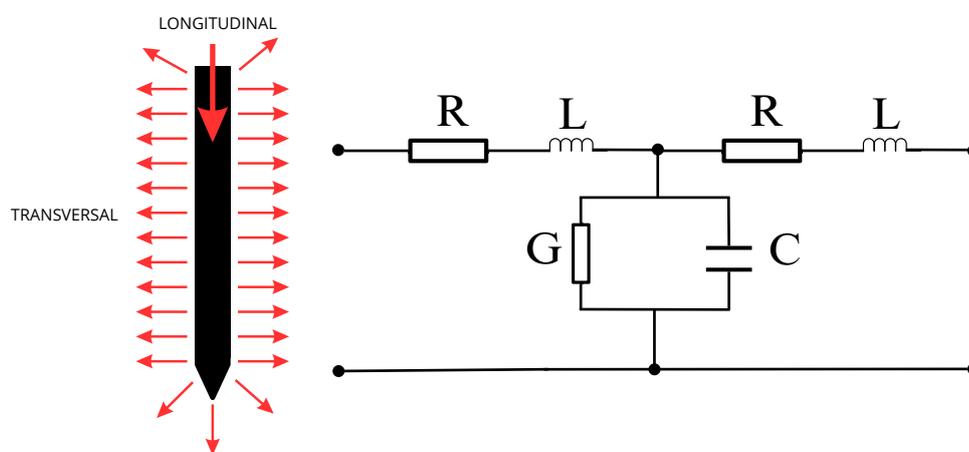
2.2.4 Circuito equivalente geral para aterramentos

Para uma melhor compreensão do comportamento de um aterramento sujeito a correntes alternadas, os eletrodos de aterramento podem ser modelados como seções elementares, cada uma representando uma pequena porção do eletrodo e o solo ao seu redor. No entanto, as simplificações válidas em baixas frequências não se aplicam nesses casos, devido aos significativos efeitos reativos do solo.

Apesar dos fenômenos inerentes aos aterramentos incluírem os efeitos resistivos, capacitivos, indutivos, dependência da frequência da resistividade e permissividade do solo, propagação de ondas através dos eletrodos e ionização do solo, como afirma Visacro (2005b), são os três primeiros geralmente considerados circuitamente (BEZERRA, 2024).

A partir da consideração de um segmento elementar do eletrodo vertical ou horizontal enterrado ao solo, nele estabelece-se duas componentes principais: a previamente conhecida I_{trans} , e uma componente longitudinal (I_{long}), que é transferida para a próxima seção do eletrodo (VISACRO, 2007a). Sendo assim, I_{long} é resultado da ação resistiva e indutiva, sendo responsável tanto pelas perdas internas no condutor quanto pela criação de campos magnéticos ao redor dos trajetos de corrente. A Figura 2.7 exibe ambas componentes da corrente elétrica de um eletrodo de aterramento no caso de correntes impulsivas ocorridas em alta frequência e seu respectivo circuito equivalente.

Figura 2.7 – Eletrodo no solo e circuito equivalente de aterramento quando submetido a altas frequências



Fonte: adaptado de Cooray (2010) e Rodrigues (2014).

2.2.4.1 Impedância impulsiva

Quando o aterramento é submetido a correntes impulsivas associadas a descargas atmosféricas, costuma-se fazer referência à impedância impulsiva (Z_p). Enquanto $Z(j\omega)$ descreve o comportamento do aterramento no domínio da frequência, Z_p é o parâmetro no domínio do tempo que relaciona o valor de pico da tensão com o da corrente, ambos medidos no ponto de injeção de corrente, como observado na Equação 2.5 (VISACRO, 2002).

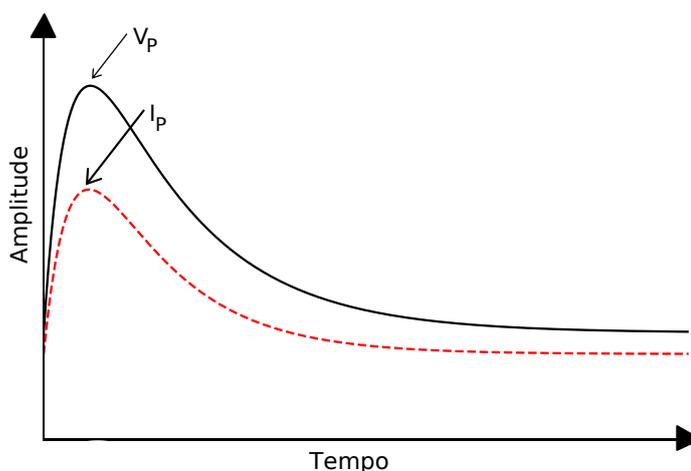
$$Z_P = \frac{V_P}{I_P} \quad (2.5)$$

Sendo que:

- Z_P ⇒ Impedância impulsiva do aterramento (Ω);
- V_P ⇒ Valor de pico da tensão desenvolvida no aterramento (V);
- I_P ⇒ Valor de pico da corrente injetada no aterramento (A).

As ondas de tensão e corrente são afetadas pela propagação e atenuação no solo, o que pode fazer com que seus valores de pico não aconteçam ao mesmo tempo (VISACRO, 2007a). A Figura 2.8 exibe essa defasagem entre V_P e I_P .

Figura 2.8 – Representação do processo para determinar a impedância impulsiva a partir dos picos das ondas de tensão e corrente geradas no aterramento.



Fonte: adaptado de Visacro (2007a).

Outrossim, Bezerra (2024) realizou simulações que proporcionaram o cálculo de Z_P em aterramentos com configuração de eletrodos do tipo Contrapeso de torres de LT, com quatro variações de comprimento de extensão (15, 30, 45 e 60 m), em cinco tipos de solos de distintas resistividades (300, 600, 1000, 2000, e 4000 $\Omega.m$). O estudo utilizou de simulações para injeções de ondas típicas de primeira descarga. A Tabela 2.3 reúne os resultados obtidos, os quais foram utilizados como referência no desenvolvimento do presente trabalho.

Tabela 2.3 – Impedância Impulsiva de Aterramentos (em Ω) do tipo contrapeso para primeira descarga

Comprimento do Eletrodo Horizontal (Contrapeso) (m)	Resistividade do Solo ($\Omega.m$)				
	300	600	1000	2000	4000
15	26,6	51,0	81,6	149,1	261,7
30	16,4	29,0	46,1	84,5	147,6
45	14,6	21,1	32,7	59,6	104,6
60	13,9	19,4	29,7	46,0	80,8

Fonte: adaptado de [Bezerra \(2024\)](#).

A impedância impulsiva oferece uma vantagem prática relevante: ao determinar seu valor para uma configuração específica de eletrodos, seja por meio de medições ou simulações, utilizando uma forma de onda de corrente, é possível estimar rapidamente a elevação de potencial máxima no aterramento (ou *Ground Potential Rise – GPR*). Isso pode ser feito multiplicando Z_p pelo valor de I_p , desde que esta tenha um formato semelhante.

2.2.4.2 Ionização do solo e comprimento efetivo do eletrodo

O fenômeno de ionização é destacado na literatura como um fator que tende a reduzir Z_p . Isso ocorre porque a ionização aumenta a área de dissipação do eletrodo, já que os canais ionizados apresentam uma resistividade menor em comparação com o solo ao redor ([COORAY, 2010](#)), ([VISACRO, 2007a](#)).

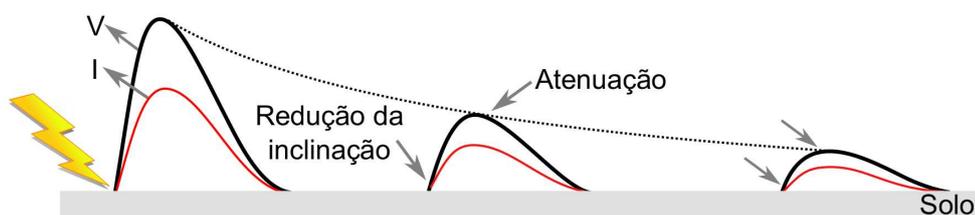
Normalmente, o aterramento elétrico apresenta um comportamento linear, com uma relação constante entre tensão e corrente. No entanto, em situações com eletrodos concentrados e altas correntes injetadas, a densidade de corrente perto do eletrodo pode se tornar muito alta. Isso pode levar à ionização do solo, formando canais disruptivos a partir do eletrodo ([RODRIGUES, 2014](#)).

Nos aterramentos com configuração de cabos contrapeso, típicos em [LT](#) sobre solos brasileiros, como o caso analisado por [Bezerra \(2024\)](#) e exposto na [Tabela 2.3](#), o efeito da ionização tende a ser menos significativo e com um processo mais complexo de se obter através de simulações eletromagnéticas, conforme assegura [Visacro \(2005b\)](#). Demais estudos explicam que isso se deve à extensão dos cabos

contrapeso, que geralmente alcançam algumas dezenas de metros e são enterrados horizontalmente no solo. Essa disposição dificulta a formação de ionização, reduzindo seu impacto em Z_p (VISACRO, 2002) (RODRIGUES, 2014). Ao utilizar os valores de Z_p apresentados por Bezerra (2024), o presente trabalho desconsidera o efeito da ionização do solo. Contudo, a não consideração da ionização do solo conduz a resultados conservadores para Z_p .

Além disso, quando ondas de tensão e corrente impulsivas são aplicadas a um condutor longo enterrado no solo, as ondas eletromagnéticas resultantes se propagam ao longo do condutor (VISACRO et al., 2011). Durante essa propagação, elas perdem energia devido às propriedades elétricas do solo, o que causa atenuação da amplitude e distorções naturais. Como resultado, a corrente drenada para o solo ao longo do eletrodo não é uniforme, e a densidade linear de corrente em cada ponto diminui ao longo da extensão do eletrodo, conforme ilustrado na Figura 2.9.

Figura 2.9 – Ilustração da atenuação dos sinais impulsivos em relação ao comprimento efetivo do eletrodo



Fonte: extraído de Ferraz (2016).

O comprimento efetivo (L_{ef}) é o máximo comprimento do eletrodo de aterramento para o qual o seu aumento não implica em redução significativa da impedância de aterramento. Em outras palavras, desde que um eletrodo seja projetado em seu comprimento efetivo, um aumento adicional em seu comprimento não contribuirá para redução significativa da impedância impulsiva de aterramento (GUPTA; THAPAR, 1980).

Desse modo, pode-se analisar diante dos valores de Z_p apresentados na Tabela 2.3, o menor valor de Z_p ocorreu com o comprimento do eletrodo horizontal de 60 m em todas as resistividades envolvidas.

Em solos com baixa resistividade e para correntes de alta frequência, o L_{ef} tende a ser menor. Para correntes impulsivas, L_{ef} é definido como aquele que proporciona a melhor dissipação de energia no solo, minimizando os riscos de

sobretensões e danos aos equipamentos (VISACRO, 2007a).

A estimativa da impedância de aterramento em LT frequentemente baseada na resistência medida em baixa frequência, é uma simplificação que pode levar a resultados imprecisos. Maiores comprimentos do condutor proporcionam a redução de R_{BF} , contudo Z_p pode não diminuir proporcionalmente. Essa discrepância é especialmente relevante em condições de transiente, como durante descargas atmosféricas, comprometendo a avaliação da eficiência do sistema de aterramento (FERRAZ, 2016).

2.3 Gerador de impulso de corrente

Essa seção abrange conceitos fundamentais vinculados a circuitos geradores de impulso de corrente (GIC). Alguns parâmetros são lembrados e outros anunciados.

As sobretensões transitórias, frequentemente causadas por descargas atmosféricas, induzem correntes de alta intensidade e rápida variação temporal nas LT. Essas correntes, com picos que podem atingir 100 kA e tempos de subida da ordem de μs , geram sobretensões significativas nos equipamentos conectados à rede (SCHON, 2013). Os testes com altas correntes de impulso são realizados para simular o estresse na rede elétrica causado por descargas atmosféricas e curtos-circuitos. A forma de onda das correntes de impulso pode variar bastante, dependendo da finalidade do teste planejado (SCHON, 2013).

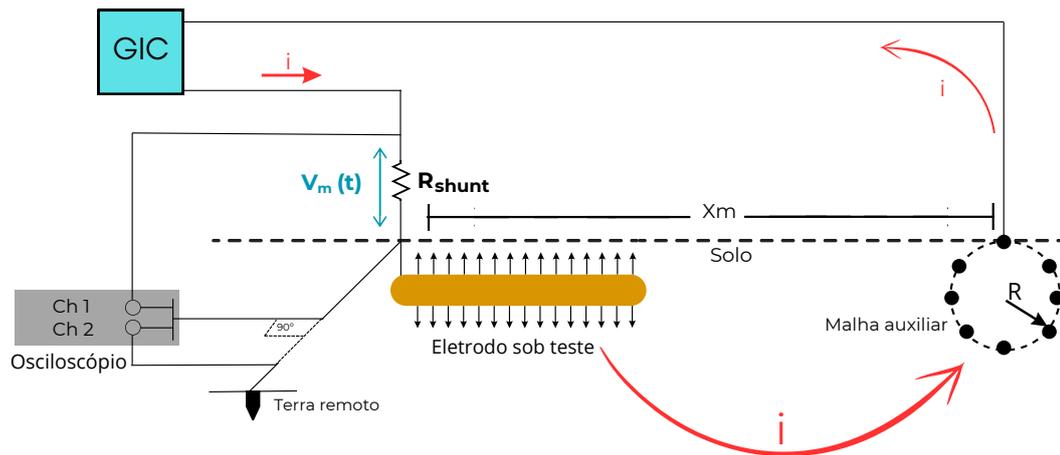
2.3.1 Aplicação do GIC para medição de impedância impulsiva

Dentre as inúmeras aplicações vinculadas ao GIC, em que todos os aparelhos de energia são submetidos a testes de aceitação com correntes de teste de impulso, destaca-se sua utilização para medição de Z_p em aterramentos elétricos, principalmente em LT.

Nesse sentido, a Figura 2.10 exibe o circuito básico de teste para medição. O gerador é posicionado sempre próximo à extremidade do eletrodo em teste, nesse caso e nos demais analisados por esse trabalho, eletrodos horizontais. O outro

terminal do gerador foi conectado a uma malha de aterramento auxiliar através de um longo condutor X_m , sendo o circuito fechado pelo solo. Desse modo, ressaltase que o eletrodo e a malha são os únicos pontos de contato que o GIC tem com o solo (ROSADO, 2008).

Figura 2.10 – Exemplo de aplicação do GIC em sistemas de aterramento.



Fonte: adaptado de Rosado (2008).

Nos ensaios de aplicação de CIE, a medição da tensão e da corrente no corpo de prova é realizada, tipicamente, com o auxílio de um osciloscópio. Entretanto, o osciloscópio é um instrumento projetado para medir diretamente apenas tensões. Para que a corrente que atravessa o corpo de prova possa ser aferida com precisão por meio deste equipamento, faz-se necessário o uso de um resistor de medição (R_{shunt}) ou também chamado resistor *shunt*. Esse componente, caracterizado por possuir uma resistência significativamente menor em comparação às impedâncias presentes no circuito, converte a corrente em uma queda de tensão proporcional.

Dessa forma, o osciloscópio é utilizado para medir a tensão V_m através de R_{shunt} . A partir desse valor, é possível determinar CIE que percorre o corpo de prova, aplicando a Equação 2.6 descrita pela Lei de Ohm.

$$CIE = \frac{V_m}{R_{shunt}} \quad (2.6)$$

Sendo que:

CIE \Rightarrow Corrente impulsiva exponencial (A) ;

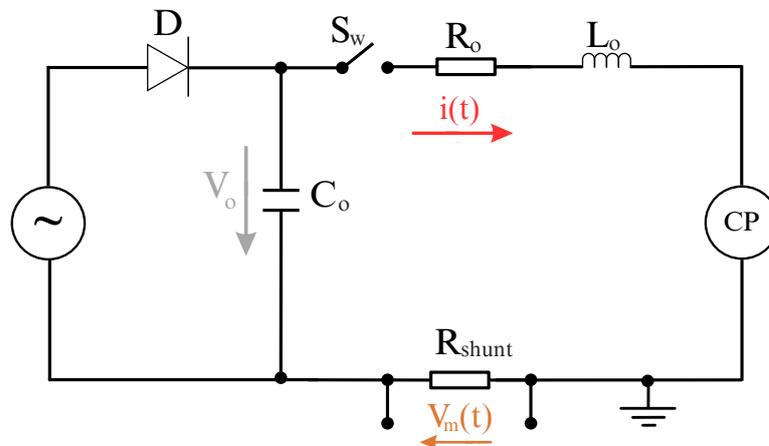
V_m \Rightarrow Tensão medida no corpo de prova (V);

R_{shunt} \Rightarrow Resistência de medição (Ω).

2.3.2 Parâmetros de um GIC

Para gerar CIE em um laboratório de testes, geralmente é utilizado um circuito com armazenamento de energia capacitiva. Um GIC é formado por um capacitor, com capacitância C_0 , que é carregado até uma tensão inicial V_0 . Em seguida, uma chave S_w (tiristor ou centelhador) é acionada, permitindo que a energia armazenada no capacitor seja liberada abruptamente através de um circuito série composto por um resistor de resistência R_0 e um indutor de indutância L_0 . Essa descarga ocorre no dispositivo sob teste, ou corpo de prova CP (SCHON, 2013). A Figura 2.11 exibe o circuito elétrico correspondente à descrição.

Figura 2.11 – Circuito impulsivo de corrente (GIC).



Fonte: Adaptado de Schon (2013).

A tensão medida em um resistor de medição R_{shunt} é proporcional à corrente que flui no circuito de teste. A forma da onda dessa corrente, caracterizada como um CIE, é determinada pela interação entre as impedâncias de todos os componentes do circuito, incluindo R_{shunt} , L , C , CP e os cabos de conexão (SCHON, 2013).

A fim de simplificar a análise, as expressões podem ser reduzidas e visualizadas nas equações 2.7, 2.8, 2.9.

$$R = R_0 + R_{shunt} + R_{CP} \quad (2.7)$$

Sendo que:

- R ⇒ Resistência total do GIC;
- R_0 ⇒ Resistência original do GIC;
- R_{shunt} ⇒ Resistência da medição;
- R_{CP} ⇒ Resistência do CP.

$$L = L_0 + L_{CP} \quad (2.8)$$

Sendo que:

- L ⇒ Indutância total do GIC;
- L_0 ⇒ Indutância original do GIC;
- L_{CP} ⇒ Indutância do CP.

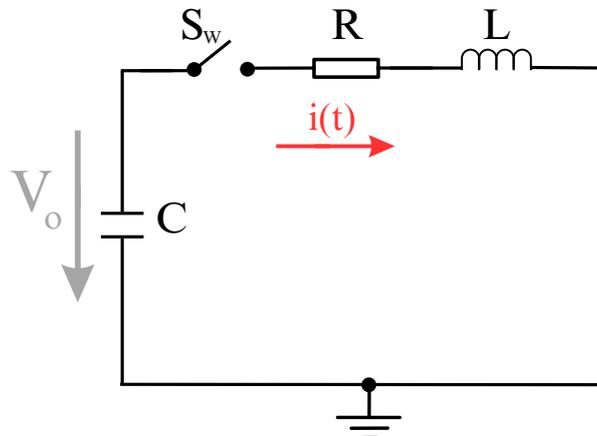
$$C = C_0 + C_{CP} \quad (2.9)$$

Sendo que:

- C ⇒ Capacitância total do GIC;
- C_0 ⇒ Capacitância original do GIC;
- C_{CP} ⇒ Capacitância do CP.

Desse modo, os valores podem simplificados em um circuito elétrico após o chaveamento. O circuito simplificado do GIC pode ser observado na [Figura 2.12](#). No momento do chaveamento, sendo a corrente o parâmetro de análise deste circuito, a equação do sistema é representada pela [Equação 2.10](#) (GONOS et al., 2002).

Figura 2.12 – Circuito impulsivo de corrente (GIC) simplificado.



Fonte: adaptado de Schon (2013).

$$V_0 = Ri(t) + L \frac{di(t)}{dt} + \frac{1}{C} \int i(t) dt \quad (2.10)$$

Sendo que:

- R ⇒ Resistência total do GIC;
- $i(t)$ ⇒ Corrente elétrica no GIC;
- L ⇒ Indutância total do GIC;
- C ⇒ Capacitância total do GIC.

A Equação 2.10 possui três soluções, que correspondem a três condições distintas de descarga da corrente impulsiva. O termo discriminante para a solução é vista Equação 2.11 (GONOS et al., 2002).

$$D = R^2 - 4 \cdot \left(\frac{L}{C} \right) \quad (2.11)$$

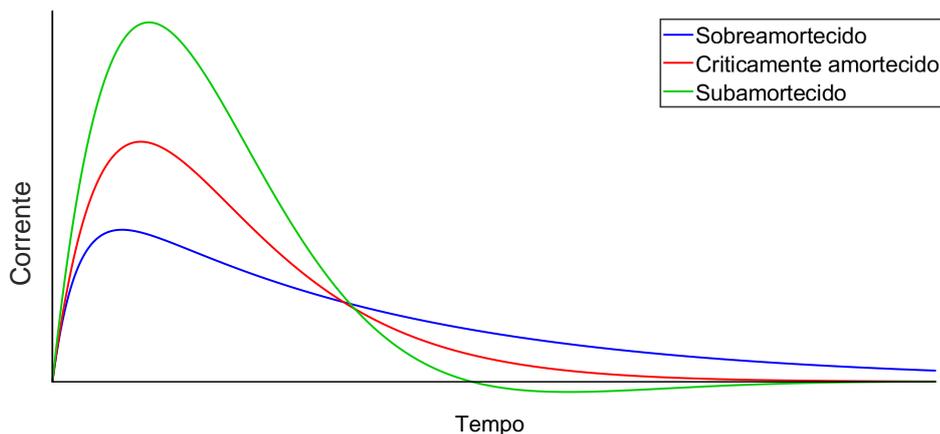
Sendo que:

- D ⇒ Termo discriminante quanto ao amortecimento da CIE;
- R ⇒ Resistência total do GIC;
- L ⇒ Indutância total do GIC;
- C ⇒ Capacitância total do GIC.

Se R for ajustada exatamente para anular o termo, então a oscilação é criticamente amortecida. Com um menor valor de R , o termo assume valores negativos e a oscilação na corrente é subamortecida. Para R de maior magnitude, o termo torna-se positivo e a oscilação é sobreamortecida. Esses tipos de descarga do GIC são exibidos visualmente na Equação 2.12 e na Figura 2.13.

$$\begin{cases} D \leq 0 & \text{(subamortecido)} \\ D = 0 & \text{(criticamente amortecido)} \\ D \geq 0 & \text{(superamortecido)} \end{cases} \quad (2.12)$$

Figura 2.13 – Condições de amortecimento de CIE



Fonte: adaptado de Ferraz (2016).

Os três formatos de onda da corrente impulsiva são de extrema importância e estão extremamente conectados com T_f e T_{mc} . As equações utilizadas em cada caso são especificadas nas subseções 2.3.2.1, 2.3.2.2 e 2.3.2.3.

2.3.2.1 Condição de onda subamortecida para GIC

Conforme Gonos et al. (2002), no caso de ondas subamortecidas, ou seja, no caso do cumprimento do primeiro caso da Equação 2.12, a forma de onda é obtida pela Equação 2.13.

$$i_T(t) = \frac{2V_0}{D} e^{-\frac{R}{2L}t} \text{sen}(\omega \cdot t) \quad (2.13)$$

Sendo que:

- $i_T(t)$ \Rightarrow Sinal da corrente elétrica injetada no aterramento (A);
- V_0 \Rightarrow Tensão inicial do carregamento do capacitor;
- D \Rightarrow Termo discriminante quanto ao amortecimento da CIE;
- R \Rightarrow Resistência total do GIC.
- L \Rightarrow Indutância total do GIC;
- ω \Rightarrow Frequência angular de operação;

A frequência angular ω nesse caso, é indicada pela [Equação 2.14](#).

$$\omega = \frac{D}{2L} \quad (2.14)$$

Sendo que:

- D \Rightarrow Termo discriminante quanto ao amortecimento da CIE;
- L \Rightarrow Indutância total do GIC;

O tempo necessário para que a corrente oscilatória subamortecida suba de zero até atingir I_p é dada pela [Equação 2.15](#).

$$T = \frac{2L}{R} \quad (2.15)$$

Sendo que:

- L \Rightarrow Indutância total do GIC;
- R \Rightarrow Resistência total do GIC.

2.3.2.2 Condição de onda criticamente amortecida para GIC

Para [Gonos et al. \(2002\)](#), no caso de ondas criticamente amortecidas, ou seja, no caso do cumprimento do segundo caso da [Equação 2.12](#), a forma de onda é obtida pela [Equação 2.16](#).

$$i_T(t) = \frac{V_0}{L} t e^{\frac{-R}{2L}t} \quad (2.16)$$

Sendo que:

- $i_T(t)$ \Rightarrow Sinal da corrente elétrica injetada no aterramento (A);
- V_0 \Rightarrow Tensão inicial do carregamento do capacitor;
- L \Rightarrow Indutância total do GIC;
- R \Rightarrow Resistência total do GIC.

O tempo necessário para que a corrente oscilatória amortecida suba de zero até atingir I_P é dada pela [Equação 2.17](#).

$$T = \frac{2L}{R} \quad (2.17)$$

Sendo que:

- L \Rightarrow Indutância total do GIC;
- R \Rightarrow Resistência total do GIC.

2.3.2.3 Condição de onda sobreamortecida para GIC

Analogamente, [Gonos et al. \(2002\)](#) descreve o caso de ondas sobreamortecidas, ou seja, no caso do cumprimento do terceiro caso da [Equação 2.12](#), a forma de onda é obtida pela [Equação 2.18](#).

$$i_T(t) = \frac{V_0}{D} \left(e^{\frac{R-D}{2L}t} - e^{\frac{R+D}{2L}t} \right) \quad (2.18)$$

Sendo que:

- $i_T(t)$ \Rightarrow Sinal da corrente elétrica injetada no aterramento (A);
- V_0 \Rightarrow Tensão inicial do carregamento do capacitor;
- D \Rightarrow Termo discriminante quanto ao amortecimento da CIE;
- R \Rightarrow Resistência total do GIC;
- L \Rightarrow Indutância total do GIC.

Para ondas sobreamortecidas, o tempo necessário para que a corrente suba de zero até atingir I_p é dado pela [Equação 2.19](#).

$$T = \frac{L}{D} \ln \left(\frac{R+D}{R-D} \right) \quad (2.19)$$

Sendo que:

- L \Rightarrow Indutância total do GIC;
- D \Rightarrow Termo discriminante quanto ao amortecimento da CIE;
- R \Rightarrow Resistência total do GIC.

Capítulo 3

Metodologia

Neste capítulo, são descritos os métodos empregados no desenvolvimento das simulações realizadas, análises e discussões deste trabalho. Primeiramente, é oferecida uma visão geral das etapas realizadas, destacando os aspectos importantes para a obtenção dos resultados. Em seguida, são detalhados os procedimentos adotados para identificar, avaliar e simular as características transitórias em sistemas de aterramento, quando submetidos a utilização de GIC's. Por fim, são expostos os principais critérios adotados na escolha dos componentes elétricos para o dimensionamento do equipamento.

3.1 Definição de critérios

Diante do amplo cenário apresentado, um GIC pode ser projetado para que medições úteis possam ser realizadas em diversos cenários de sistemas de aterramento. Nesse sentido, o dimensionamento dos circuitos elétricos do GIC nesse trabalho foram realizados de acordo com alguns critérios pré-determinados e descritos nas subseções seguintes.

3.1.1 Forma e amplitude da CIE

A forma de onda da corrente impulsiva exponencial (CIE) escolhida para a obtenção do GIC proposto consiste no formato 8/20 μs , conforme a Tabela 2.1. Dessa forma, o formato da CIE desejada possui 8 μs como seu T_f e 20 μs como seu T_{mc} . Contudo, o limite de $\pm 10\%$ dos valores de T_f e T_{mc} são aceitos, ou seja, T_f

pode atingir o mínimo de $7,2 \mu\text{s}$ e o máximo de $8,8 \mu\text{s}$; enquanto T_{mc} pode atingir o mínimo de $18 \mu\text{s}$ e o máximo de $22 \mu\text{s}$.

A amplitude da corrente também é um importante fator a ser explorado nessa seção. O GIC portátil proposto não tem a intenção de produzir correntes de elevadas amplitudes (kA), como ocorre na realidade. Neste trabalho, a proposta do dimensionamento do GIC tem como objetivo prioritário obter a forma de onda de corrente desejada, sendo a amplitude da corrente obtida de forma indireta e secundária. Deseja-se que as correntes possuam amplitude suficiente para que possam ser analisadas, porém seguras o suficiente para um manuseio de equipamento portátil a ser utilizado em ambiente aberto de testes. Desse modo, as amplitudes devem variar entre $0,4 A$ até $6 A$.

A tensão inicial de carregamento do capacitor, V_0 , também será reduzida, de modo que uma real amplitude da CIE pode ser encontrada de forma indireta. Isso significa que inversão da polaridade para casos de subamortecimento também consiste em um fator considerado em todas as simulações, de modo que desejavelmente não ultrapasse 20% do valor de I_P .

3.1.2 Tensão inicial de carregamento

Em GIC convencionais, a tensão inicial de carregamento do capacitor normalmente está na faixa dos quilovolts (kV). Essa alta tensão é necessária para ensaios de alta potência e precisão, garantindo que os testes reproduzam fielmente as condições reais de operação de equipamentos elétricos. No entanto, essa característica também impõe desafios significativos, tornando os GIC's tradicionais caros, pesados e de difícil transporte, além de exigir componentes de alta especificação e rigorosos protocolos de segurança (FERRAZ, 2016).

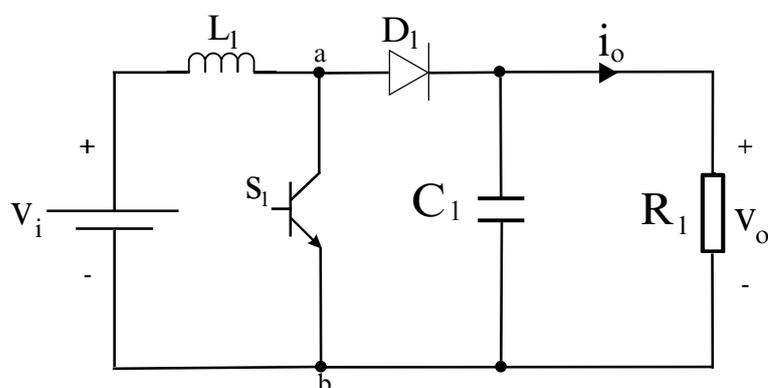
No caso de um GIC portátil, cujo objetivo é operar com valores estimados em escala reduzida, a tensão inicial de carregamento deve ser mais baixa. Isso garante um equipamento mais seguro, leve e acessível, facilitando seu manuseio e viabilizando aplicações experimentais sem a necessidade de infraestrutura complexa. A redução da tensão inicial de carregamento do capacitor, V_0 , em comparação aos valores padrão utilizados em ensaios de alta tensão com GIC's, é o que permite a diminuição da amplitude da CIE. Dessa forma, a alimentação do GIC simplificado é realizada por uma tensão contínua com amplitude suficiente para carregar C , assegurando o funcionamento eficiente do gerador.

Nesse sentido, optou-se pela utilização de uma tensão contínua entre 150 V e 220 V como valores de V_0 . A escolha desses valores se baseia em diversos fatores, como disponibilidade comercial, segurança operacional e compatibilidade com componentes eletrônicos acessíveis. Tensões nessa faixa podem ser facilmente obtidas por meio de fontes de alimentação convencionais, amplamente disponíveis no mercado, reduzindo custos e facilitando a reposição de componentes em caso de necessidade. Além disso, esses valores garantem um nível seguro de operação, minimizando riscos elétricos e permitindo que o sistema seja utilizado em ambientes controlados sem a necessidade de equipamentos de proteção complexos.

Outro fator relevante para essa escolha é a viabilidade técnica da conversão de tensão. Considerando que o sistema utiliza um conversor Boost, é possível elevar a tensão para níveis adequados ao acionamento do circuito de disparo do GIC sem comprometer a confiabilidade do sistema. A utilização desse conversor permite uma estrutura mais compacta e eficiente, garantindo que o GIC portátil atenda aos requisitos de mobilidade e simplicidade sem abrir mão do desempenho necessário para os ensaios. Dessa forma, a adoção da faixa de 150 V a 220 V como tensão inicial de carregamento equilibra segurança, acessibilidade e viabilidade técnica, tornando o sistema mais prático e funcional.

Os conversores CC/CC têm como objetivo ajustar os níveis de tensão em corrente contínua (CC), aplicáveis em diversas situações. O conversor elevador de tensão (step-up ou boost) tem sido amplamente preferido devido à sua capacidade de aumentar a tensão, sua topologia simples, corrente de entrada contínua e alta eficiência (ZHANG; LEE; JIANG, 2015). A Figura 3.1 exibe o circuito esquemático de um conversor Boost.

Figura 3.1 – Circuito do conversor Boost.



Fonte: adaptado de Petry (2014).

O conversor em análise é composto por uma chave (S_1), um diodo (D_1), um indutor de entrada (L_1) e um capacitor de filtro na saída (C_1). A fonte de tensão de entrada (v_i), em conjunto com o indutor, confere ao conversor a característica de ser uma fonte de corrente na entrada. A saída do conversor é uma carga resistiva (R_1). Embora a chave seja representada por um transistor bipolar de junção (TBJ), ela pode ser substituída por um MOSFET ou IGBT, dependendo das necessidades do projeto. A tensão de saída é denotada por v_o , enquanto a tensão antes do filtro de saída é representada por v_{ab} .

Assim, as tensões de alimentação do GIC consideradas para os circuitos simulados são de 150 V e 220 V, conforme a maior necessidade para atender aos critérios arbitrários estabelecidos para a amplitude da corrente.

3.2 Procedimentos de simulação

A simulação das correntes impulsivas exponenciais demandou um processo repetitivo e criterioso de ajuste das variáveis C , L e R_0 visando atender às exigências estabelecidas para o T_f e T_{mc} . Este processo revela-se complexo devido à interdependência desses parâmetros na formação da onda de impulso.

O ajuste simultâneo dos parâmetros temporais apresenta desafios significativos. Desse modo, a otimização de um parâmetro resultava na degradação do outro, exigindo uma abordagem de equilíbrio delicado. Isso ocorre de modo que as alterações que mantinham o T_f dentro dos limites especificados muitas vezes proporcionam ao T_{mc} a valores divergentes do esperado, o que gera a necessidade de ajustes compensatórios adicionais.

Diante disso, a metodologia para as simulações das CIE foi expandida, incorporando considerações teóricas mais aprofundadas e equações adicionais não utilizadas inicialmente no dimensionamento do circuito. Ademais, o processo de refinamento envolveu a análise detalhada da influência individual e combinada de C , L e R_0 nas características da onda de impulso, além do desenvolvimento de estratégias de compensação para uma otimização paramétrica.

As simulações utilizaram o circuito do GIC simplificado apresentado na Figura 2.12. Os testes computacionais foram realizadas inicialmente utilizando o software *LTspice*®, e posteriormente foi desenvolvido um código em MATLAB® que apresenta através das equações matemáticas dos diferentes amortecimen-

tos, a mesma confiabilidade encontrada nos resultados através do *LTspice*®. Desse modo, as análises foram realizadas a partir do código descrito no [Apêndice A](#).

Diversos arranjos de capacitância, resistência, indutância e tensão inicial foram inseridos diretamente no código, permitindo a simulação de diferentes cenários. Ressalta-se que os valores de R_{CP} utilizados foram os valores de Z_p apresentados na Tabela 2.3, e o valor de R_0 como o menor possível dentro dos critérios de potência, conforme a [Equação 2.7](#).

O vetor de tempo foi definido de forma a abranger o intervalo de 0 a 100 μs , com uma resolução de 10.000 pontos, o que promoveu a captura precisa do comportamento dinâmico e transitório do circuito em curtos períodos de tempo. Foram considerados todos os parâmetros de tempo de [CIE](#), de modo que as ondas estivessem o mais próximo possível do padrão referente a T_f e T_{mc} , além de respeitar o limite tolerável para reversão da polaridade em casos subamortecidos.

Os resultados das simulações foram processados diretamente no *MATLAB*®, gerando gráficos para avaliação das grandezas envolvidas, como a corrente e a tensão ao longo do tempo. Esses gráficos foram utilizados para analisar as diferentes respostas do circuito sob variação dos parâmetros elétricos.

Portanto, o desenvolvimento da simulação caracterizou-se como um procedimento exigente que requisitou múltiplas simulações para um mesmo circuito, de modo a enquadrar a maior quantidade de [CIE](#) obtidas nos critérios normativos da ([International Electrotechnical Commission \(IEC\), 1989](#)) e as pré-especificações desejadas para o [GIC](#) portátil da [Subseção 3.1.1](#).

Capítulo 4

Resultados e discussões

Este capítulo apresenta os resultados obtidos pelo trabalho. São expostos os resultados das simulações realizadas com circuitos impulsivos de corrente em solos de baixa, média e alta resistividade em aterramentos elétricos. O capítulo descreve os parâmetros dos GIC's respectivos, bem como as representações gráficas dos parâmetros de tempo da CIE para cada circuito correspondente. Posteriormente, são realizadas discussões pertinentes acerca dos resultados encontrados. Por fim, são apresentados os materiais, arranjos e componentes comerciais sugeridos para a implementação do projeto.

4.1 GIC para aterramentos em solos de distintas resistividades

4.1.1 GIC para aterramentos em solos de baixa resistividade

Solos com $300 \Omega.m$ são considerados solos de baixa resistividade (ABNT, 2012). Conforme o circuito apresentado na Figura 2.12, pode-se variar os valores de resistência, indutância e capacitância de um GIC. Os valores de R_{CP} foram baseados nas impedâncias impulsivas apresentadas na Tabela 2.3, de modo que o valor de R foi acrescido do menor valor de R_0 com a observação de sua potência, conforme a Equação 2.7. Ademais, R_{shunt} foi considerado como 0Ω , as considerações referentes a essa determinação é feita na seção 4.1.4.

Desse modo, a [Tabela 4.1](#) apresenta os circuitos 1, 2, 3 e 4, que possuem distintos e crescentes comprimentos do eletrodo, fato que lhes conferem distintos e decrescentes valores de R_{CP} . Conseqüentemente, os valores de C e L foram alterados para atender aos parâmetros de tempo desejados da CIE.

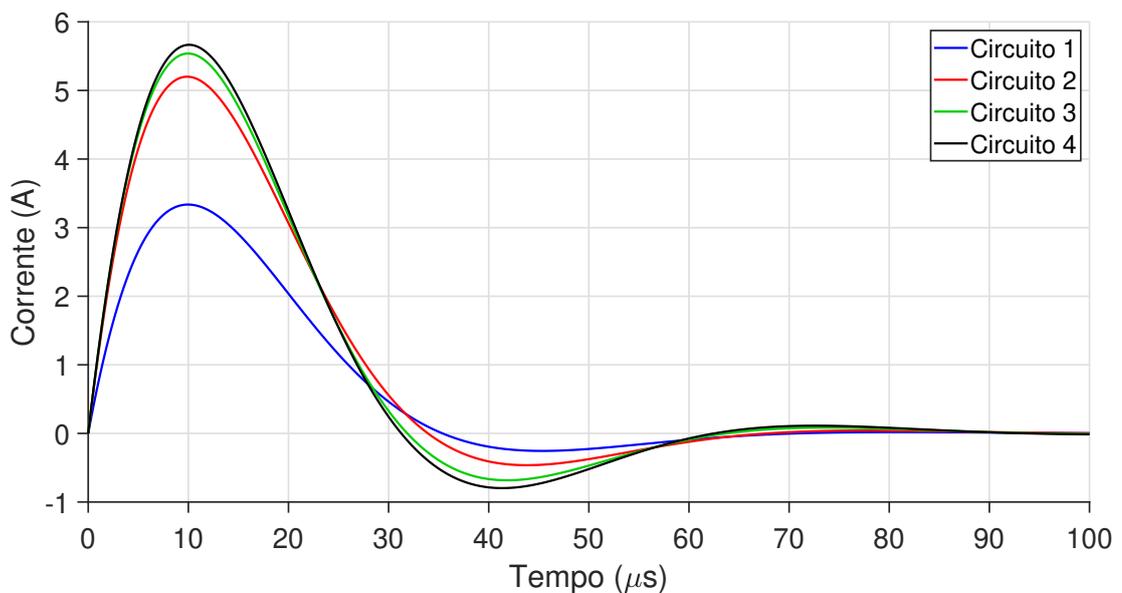
Tabela 4.1 – GIC para solo de resistividade de $300 \Omega \cdot m$

Circuito	ℓ_{eletrodo}	V_o (V)	R_{CP} (Ω)	R_o (Ω)	R (Ω)	C (μF)	L (μH)
1	15	150	26,6	1	27,6	0,4	190
2	30	150	16,4	1	17,4	0,6	122,1
3	45	150	14,6	1	15,6	0,6	118,8
4	60	150	13,9	1	14,9	0,6	118,8

Fonte: Autoria própria.

A tensão de carregamento utilizada no GIC para uma resistividade de $300 \Omega \cdot m$ foi de 150 V . Reitera-se que a escolha de uma baixa tensão deu-se pelo objetivo principal no formato e parâmetros de tempo da CIE, obedecendo ao padrão 8/20 determinado. Portanto, a simulação para ondas de corrente impulsivas para solos com baixa resistividade pode ser visualizada na [Figura 4.1](#), e os respectivos parâmetros exibidos na [Tabela 4.2](#).

Figura 4.1 – Ondas impulsivas de corrente 8/20 em solo com resistividade de $300 \Omega \cdot m$



Fonte: Gerado pelo autor no MATLAB.

Tabela 4.2 – Parâmetros de CIE de GIC para solo de resistividade de $300 \Omega \cdot m$

Circuito	I_P (A)	T_{pico} (μs)	T (μs)	T_f (μs)	T_{mc} (μs)	Amortecimento	$I_{reversa}$ (mA)
1	3,34	9,97	5,95	7,43	22,00	Subamortecido	260
2	5,20	9,88	5,91	7,38	21,56	Subamortecido	460
3	5,54	9,97	6,01	7,51	21,18	Subamortecido	680
4	5,67	10,08	6,09	7,61	21,16	Subamortecido	800

Fonte: Autoria própria.

Desse modo, nota-se que os valores escolhidos de R , L , e C adotados para eletrodos horizontais de aterramento de 15, 30, 45 e 60 m em solo com resistividade de $300 \Omega \cdot m$, proporcionam ondas impulsivas 8/20 subamortecidas. Esses circuitos correspondem, dentre todas as simulações realizadas, aos que possuem os maiores valores de I_P . De modo que o maior valor consiste a uma I_P de 5,67 A no circuito 4, quando para um solo de baixa resistividade e um eletrodo de maior comprimento, a impedância impulsiva é baixíssima. A junção desses dois fatores facilita a circulação de correntes mais elevadas, visto que oferece menor oposição ao fluxo da CIE, de modo que sua amplitude será maior em comparação com solos de mais altas resistividades.

Os parâmetros de tempo T_f e T_{mc} para essas condições foram adequados, de modo que obedecem os limites de $\pm 10\%$ determinados pela IEC 60060-1 (International Electrotechnical Commission (IEC), 1989). A Equação 2.1 expressa à T_f , que representa o intervalo necessário para que a corrente aumente desde o início do impulso até atingir 90% do seu valor de T_{pico} , enquanto T_{mc} é o tempo necessário para que a corrente caia para 50% do valor de pico após atingir sua máxima amplitude.

Como as ondas obtiveram subamortecimento, os valores de $I_{reversa}$ também foram considerados para a validação das simulações. O limite de 20% para a reversão foi obedecido nos quatro circuitos.

4.1.2 GIC para aterramentos em solos de média resistividade

Solos que apresentam 600 e 1000 $\Omega \cdot m$ são considerados de média resistividade (ABNT, 2012), visto que não apresentam uma oposição mínima, e nem mesmo

o pior cenário para a distribuição de CIE no solo. Para o cenário de $600 \Omega \cdot m$, os elementos do GIC são exibidos na Tabela 4.3, sendo os circuitos 5, 6, 7 e 8 para as mesmas variações de comprimento e mesma tensão inicial V_0 .

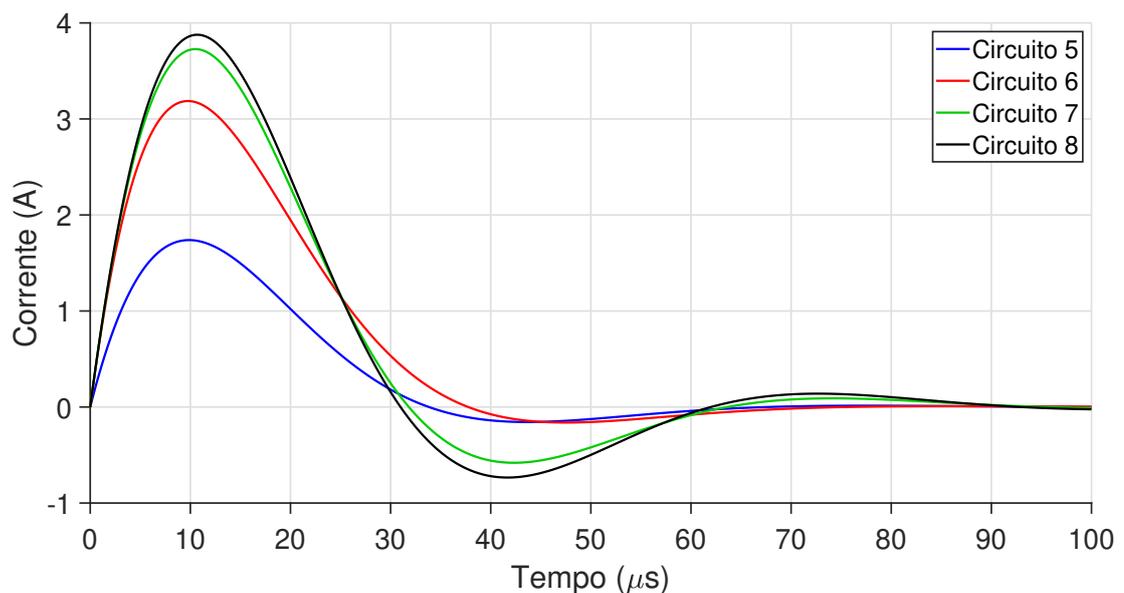
Tabela 4.3 – GIC para solo de resistividade de $600 \Omega \cdot m$

Circuito	$\ell_{eletrodo}$	V_0 (V)	R_{CP} (Ω)	R_o (Ω)	R (Ω)	C (μF)	L (μH)
5	15	150	51	1	52	0,2	365
6	30	150	29	1	30	0,4	190
7	45	150	21,1	1	22,1	0,4	190
8	60	150	19,4	1	20,4	0,4	190

Fonte: Autoria própria.

As ondas de corrente impulsivas simuladas para esse nível de resistividade podem ser vistas na Figura 4.2. Em comparação ao GIC para $300 \Omega \cdot m$, os valores de capacitância são reduzidos e de indutância ampliados, a medida que a impedância impulsiva aumenta, ou seja, R_{CP} aumenta, como demonstra o circuito 5. Os respectivos parâmetros de tempo e amplitudes da CIE para $600 \Omega \cdot m$ são expostos na Tabela 4.4.

Figura 4.2 – Ondas impulsivas de corrente em solo com resistividade de $600 \Omega \cdot m$



Fonte: Gerado pelo autor no MATLAB.

Tabela 4.4 – Parâmetros de CIE de GIC para solo de resistividade de $600 \Omega \cdot m$

Circuito	I_P (A)	T_{pico} (μs)	T (μs)	T_f (μs)	T_{mc} (μs)	Amortecimento	$I_{reversa}$ (mA)
5	1,74	9,87	5,91	7,38	21,52	Subamortecido	160
6	3,19	9,75	5,78	7,22	22,13	Subamortecido	160
7	3,73	10,50	6,36	7,95	21,83	Subamortecido	580
8	3,88	10,69	6,51	8,13	21,80	Subamortecido	730

Fonte: Autoria própria.

Como esperado, os valores de I_P são menores, mas ainda dentro dos limites estabelecidos na seção 3.1.1 para o GIC proposto. O circuito 6 possui um T_{mc} com $0,13 \mu s$ acima do limite permitido para a configuração da onda 8/20, o que configura $0,65\%$ acima do limite percentual. A discrepância ocorre devido os valores comerciais encontrados de capacitância e indutância. Caso o valor do capacitor fosse $0,3959 \mu F$, e não $0,4 \mu F$, os parâmetros de tempo T_f e T_{mc} seriam respectivamente $7,2$ e $22 \mu s$, o que os configurariam dentro dos limites ideais.

Contudo, como os valores comerciais já foram considerados para a aproximação e dimensionamento dos GIC's, não foi encontrado um arranjo RLC ideal para esse circuito. Ainda assim, mesmo com o percentual levemente acima do permitido, o impacto no formato da CIE é baixo, o que ainda permite uma análise eficaz das condições de aterramento e da impedância impulsiva. Pode-se observar que as ondas dos circuitos 5 a 8 também possuem subamortecimento, e os valores de $I_{reversa}$ são aceitáveis.

Solos com resistividade em torno de $1000 \Omega \cdot m$ são classificados entre média e alta resistividade, sendo os mais comumente encontrados nas sondagens realizadas durante o processo de pré-instalação de LT. Esses solos geralmente apresentam característica arenosa e com considerável umidade, além rochas fraturadas e calcário, como exibe a Tabela 2.2.

Os elementos do GIC para solo com resistividade de $1000 \Omega \cdot m$ são exibidos na Tabela 4.5, em que os circuitos 9, 10, 11 e 12 representam os diferentes valores do comprimento do eletrodo com os respectivos valores de R_{CP} , R_0 , R , C e L .

Tabela 4.5 – GIC para solo de resistividade de $1000 \Omega \cdot m$

Circuito	$\ell_{\text{eletrodo}} (m)$	$V_o (V)$	$R_{CP} (\Omega)$	$R_o (\Omega)$	$R (\Omega)$	$C (\mu F)$	$L (\mu H)$
9	15	150	81,6	1	82,6	0,1	633
10	30	150	46,1	1	47,1	0,2	340
11	45	150	32,7	1	33,7	0,3	252
12	60	150	25,7	1	26,7	0,4	190

Fonte: Autoria própria.

O circuito 9 apresenta o maior valor de R dentre as simulações para solos de baixa e média resistividade. Como era esperado, para atender aos parâmetros de tempo 8/20, a capacitância comercial escolhida continuou com valores inversamente proporcionais e indutâncias diretamente proporcionais ao crescimento de R_{CP} . Dessa maneira, nota-se que uma maior resistência R impacta o amortecimento, influenciando a aproximação aos valores esperados de pico e meia cauda. As respectivas ondas de CIE desses circuitos são vistas na Figura 4.3, e seus parâmetros de tempo e amplitude da CIE na Tabela 4.6.

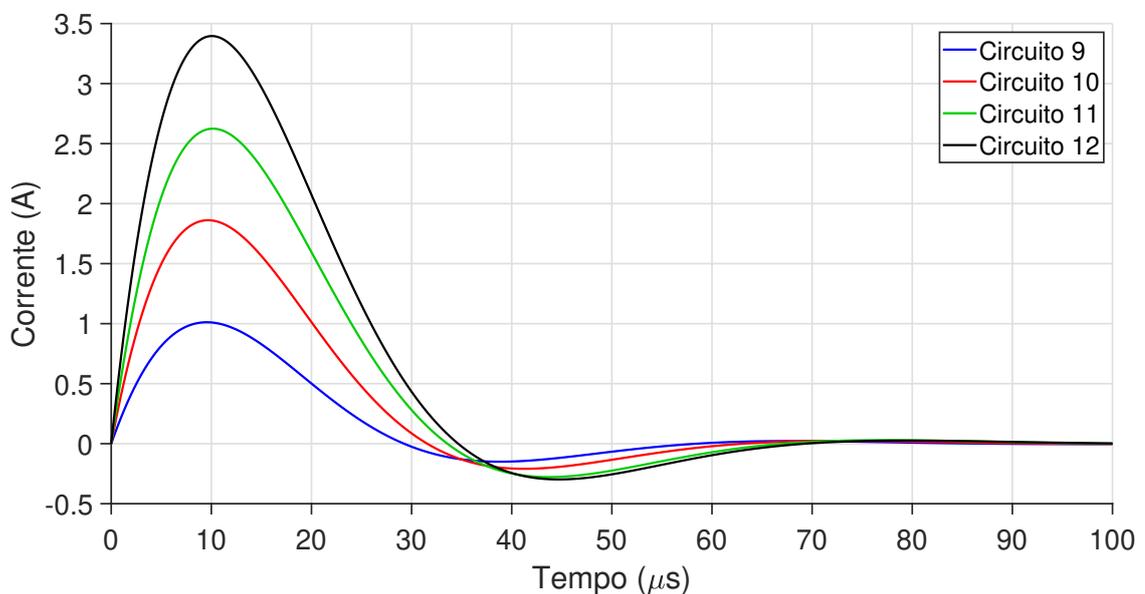
Figura 4.3 – Ondas impulsivas de corrente em solo com resistividade de $1000 \Omega \cdot m$ 

Tabela 4.6 – Parâmetros de CIE de GIC para solo de resistividade de $1000 \Omega \cdot m$

Circuito	I_P (A)	T_{pico} (μs)	T (μs)	T_f (μs)	T_{mc} (μs)	Amortecimento	$I_{reversa}$ (mA)
9	1,01	9,54	5,78	7,22	19,93	Subamortecido	150
10	1,86	9,67	5,82	7,27	20,71	Subamortecido	210
11	2,62	10,16	6,10	7,62	21,85	Subamortecido	280
12	3,4	10,05	6,01	7,51	21,96	Subamortecido	300

Fonte: Autoria própria.

Nos circuitos analisados, os valores de T_f variaram de $7,22 \mu s$ (circuito 9) a $7,62 \mu s$ (circuito 11). Esses valores mostram que a resposta inicial da corrente compatível com o formato de onda 8/20, mas ligeiramente abaixo do esperado para T_f equivalente $8 \mu s$. Isso reflete as arbitrariedades realizadas para os parâmetros RLC do GIC, que influenciam diretamente a dinâmica de subida da corrente. Contudo, para os circuitos 6 a 9, todos os valores de T_f e T_{mc} estão dentro dos limites estabelecidos por [International Electrotechnical Commission \(IEC\) \(1989\)](#). Ademais, nota-se que T_{mc} variou entre $19,93 \mu s$ (circuito 9) e $21,96 \mu s$ (circuito 12). Assim, um leve aumento do T_{mc} em circuitos com maior corrente de pico I_P pode estar relacionado a oscilações adicionais decorrentes da própria necessidade de um subamortecido mais longo.

4.1.3 GIC para aterramentos em solos de alta resistividade

Solos que apresentam resistividades de 2000 e $4000 \Omega \cdot m$ são classificados como de alta resistividade ([ABNT, 2012](#)), representando cenários desafiadores para a distribuição de CIE no solo. Nessas condições, a oposição ao fluxo de corrente elétrica é significativamente maior, o que pode influenciar de forma considerável o comportamento do CIE, aumentando os potenciais de toque e de passo e reduzindo a dispersão eficaz da corrente no solo. Esses valores representam condições críticas para o estudo do comportamento impulsivo em sistemas de aterramento, exigindo maior atenção ao dimensionamento das medidas de proteção.

A [Tabela 4.7](#) exibe as configurações escolhidas do GIC para solo de resistividade de $2000 \Omega \cdot m$.

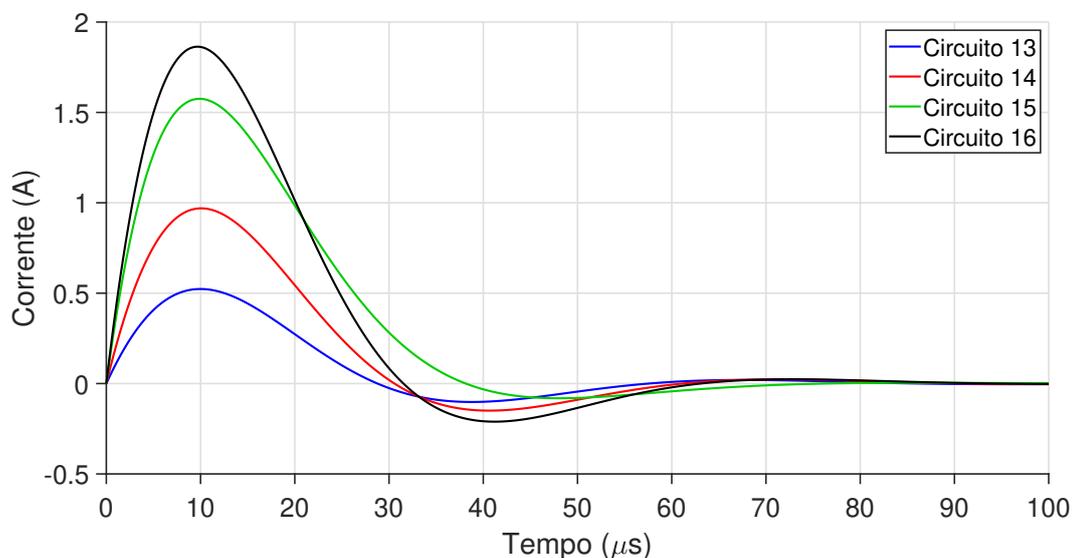
Tabela 4.7 – GIC para solo de resistividade de $2000 \Omega \cdot m$

Circuito	ℓ_{eletrodo}	V_o (V)	R_{CP} (Ω)	R_o (Ω)	R (Ω)	C (μF)	L (μH)
13	15	150	149,1	1	150,1	0,05	1320
14	30	150	84,5	1	85,5	0,1	700
15	45	150	59,6	1	60,6	0,2	390
16	60	150	46	1	47	0,2	340

Fonte: Autoria própria.

Nesse caso, torna-se ainda mais perceptível que o aumento no comprimento do eletrodo resulta em uma redução significativa de R_{CP} . No circuito 13, com C_{eletrodo} correspondeu a 15 m, R_{CP} consistiu em 149,1 Ω enquanto no circuito 16, com C_{eletrodo} equivalente a 60 m, R_{CP} reduziu-se para 46 Ω . Tal comportamento é esperado, pois eletrodos mais longos aumentam a área de contato com o solo, diminuindo a impedância associada à dispersão de corrente. Essa característica torna-se essencial em regiões onde a resistividade do solo é elevada.

Para atingir o formato 8/20, o mesmo comportamento da diminuição de C e aumento de L quando o valor de R se eleva ocorre nesse tipo de resistividade, porém em um nível ainda mais acentuado. Esse comportamento pode ser notado no circuito 13, quando fez-se necessário uma C de 0,05 μF , ou seja, de 50 nF. As ondas das CIE para solo com resistividade de 2000 $\Omega \cdot m$ são exibidos na Figura 4.4 e os parâmetros de tempo e da corrente na Tabela 4.8.

Figura 4.4 – Ondas impulsivas de corrente em solo com resistividade de 2000 $\Omega \cdot m$ 

Fonte: Gerado pelo autor no MATLAB.

Tabela 4.8 – Parâmetros de CIE de GIC para solo de resistividade de $2000 \Omega \cdot m$

Circuito	I_P (A)	T_{pico} (μs)	T (μs)	T_f (μs)	T_{mc} (μs)	Amortecimento	$I_{reversa}$ (mA)
13	0,53	9,99	6,09	7,61	20,31	Subamortecido	100
14	0,97	10,07	6,10	7,62	20,95	Subamortecido	150
15	1,58	9,89	5,86	7,32	22,41	Subamortecido	80
16	1,86	9,68	5,82	7,27	20,71	Subamortecido	210

Fonte: Aatoria própria.

Comparativamente, T_f e T_{mc} apresentaram um sutil aumento em solos de $2000 \Omega \cdot m$ em relação à resistividade de $1000 \Omega \cdot m$. Isso reflete a maior dificuldade de dissipar energia em solos mais resistivos, o que destaca a necessidade de ajustes nos parâmetros dos circuitos para mitigar esse efeito.

A redução de R_{CP} com o aumento do comprimento do eletrodo permanece a ocorrer. Os valores de indutância e capacitância foram ajustados proporcionalmente à resistência, afetando os parâmetros temporais das ondas. Circuitos com maior L possuíam T_f mais longos devido à maior inércia no estabelecimento da corrente. Por outro lado, o aumento de C em circuitos como o 16, em que C corresponde a $0,2 \mu F$, favoreceu uma resposta mais amortecida, com menor oscilação no T_{mc} .

No circuito 15, o T_{mc} foi 2,05% superior ao limite desejado. Isso ocorreu devido aos mesmos fatores mencionados no GIC para solo com resistividade de $600 \Omega \cdot m$: os valores comerciais de C e L utilizados. Nesse caso, caso C fosse $0,19 \mu F$ e L fosse $393 \mu H$, os parâmetros de tempo T_f e T_{mc} seriam respectivamente $7,24$ e $21,88 \mu s$. Contudo, a variação obtida não interfere diretamente na visualização da onda CIE. Portanto, as análises demonstram como os parâmetros dos circuitos e as condições do solo impactam diretamente o comportamento das correntes impulsivas, fornecendo subsídios para o aprimoramento de sistemas de aterramento em ambientes adversos.

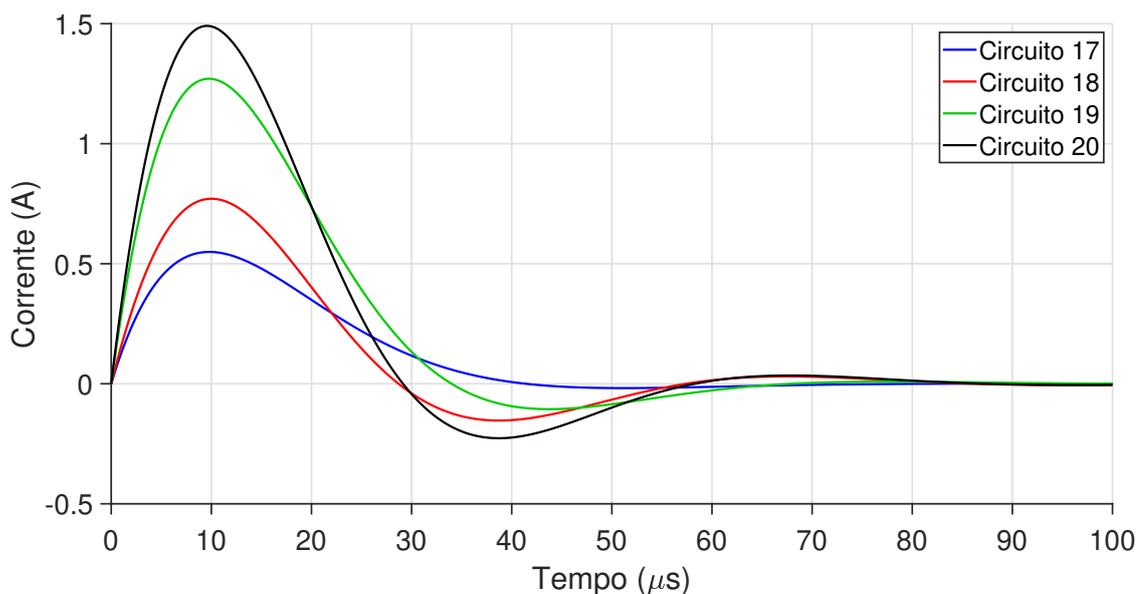
Para o GIC no solo com resistividade de $4000 \Omega \cdot m$, a tensão inicial V_0 foi modificada de $150 V$ como nos demais circuitos, para $220 V$, a fim de que I_P estivesse dentro dos limites mínimos e máximos estabelecidos para a corrente, exibidos na seção 3.1.1. A Tabela 4.9 expõe os dados referentes aos circuitos 17, 18, 19 e 20 do GIC para solo de tal resistividade.

Tabela 4.9 – GIC para solo de resistividade de 4000 $\Omega.m$

Circuito	ℓ_{eletrodo}	V_o (V)	R_{CP} (Ω)	R_o (Ω)	R (Ω)	C (ηF)	L (μH)
17	15	220	261,7	1	262,7	50	1593
18	30	220	147,6	1	148,6	50	1320
19	45	220	104,3	1	105,3	100	720
20	60	220	80,8	1	81,8	100	633

Fonte: Autoria própria.

O circuito 17 apresenta o maior valor de R_{CP} (261,7 Ω) dentre todas as simulações realizadas. Nesse caso, a impedância impulsiva é elevada devido a altíssima resistividade do solo, e um curto comprimento do eletrodo do aterramento, de modo que confere-se um problema em aplicações que requerem resposta rápida. O circuito 18 exibe que com o dobro do comprimento, R_{CP} foi reduzido em 43,5%. O padrão de diminuição da impedância impulsiva com o aumento do comprimento é notável também em solos com elevadas resistividades, visto que limitam a dissipação de energia, tornando os sistemas mais suscetíveis a sobretensões e oscilações. As capacitâncias utilizadas nos circuitos são baixas, sendo expressas em ηF . A [Figura 4.5](#) e a [Tabela 4.10](#) apresentam os resultados referentes aos GIC's em questão.

Figura 4.5 – Ondas impulsivas de corrente em solo com resistividade de 4000 $\Omega.m$ 

Fonte: Gerado pelo autor no MATLAB.

Tabela 4.10 – Parâmetros de CIE de GIC para solo de resistividade de 4000 $\Omega.m$

Circuito	I_P (A)	T_{pico} (μs)	T (μs)	T_f (μs)	T_{mc} (μs)	Amortecimento	$I_{reversa}$ (mA)
17	0,55	9,80	5,77	7,21	22,78	Subamortecido	20
18	0,77	10,01	6,11	7,63	20,31	Subamortecido	150
19	1,27	9,75	5,83	7,28	21,39	Subamortecido	110
20	1,49	9,53	5,78	7,22	19,88	Subamortecido	230

Fonte: Autoria própria.

Os circuitos 17 a 20 são os de menores amplitudes de I_P , sendo o 17 o menor ($I_P = 0,55A$), o que está associado ao maior valor de R_{CP} devido ao menor comprimento do eletrodo de aterramento. Essa elevada resistência limita a circulação da corrente. Por outro lado, dentre eles, o circuito 20 apresenta a maior amplitude ($I_P = 1,49A$), refletindo a redução de Z_p .

No caso das simulações para solo de resistividade de 4000 $\Omega.m$, o circuito 17 obteve um T_{mc} 3,9% acima do permitido, também devido aos valores comerciais utilizados. Se o valor de C fosse 45 ηF e L correspondesse a 1669 μH , os parâmetros de tempo T_f e T_{mc} seriam respectivamente 7,20 e 21,98 μs , dentro dos limites percentuais desejados.

4.1.4 Considerações dos GIC's simulados

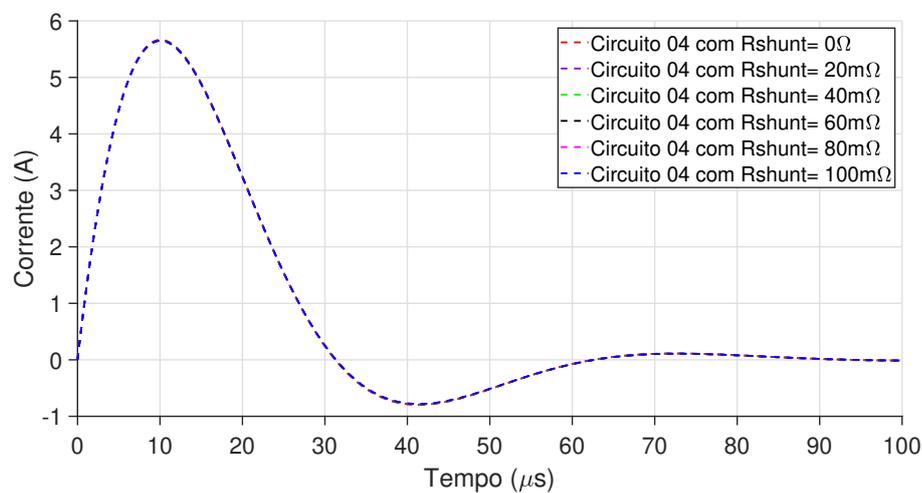
4.1.4.1 Resistor shunt

Nos GIC's simulados, a consideração do resistor de medição R_{shunt} foi deliberadamente excluída das análises. Essa decisão foi baseada em simulações que demonstraram seu impacto mínimo na variação da corrente exponencial gerada pelo circuito. Em condições normais de operação, o R_{shunt} apresenta uma resistência significativamente menor em comparação com os outros elementos resistivos do circuito, tornando sua influência desprezível no comportamento geral da corrente.

Além disso, a inclusão do R_{shunt} no modelo poderia adicionar complexidade desnecessária às simulações, sem trazer benefícios relevantes para os resultados obtidos. Essa simplificação permitiu focar a análise nos elementos principais que realmente influenciam as características do GIC, garantindo maior precisão nas avaliações dos parâmetros de interesse.

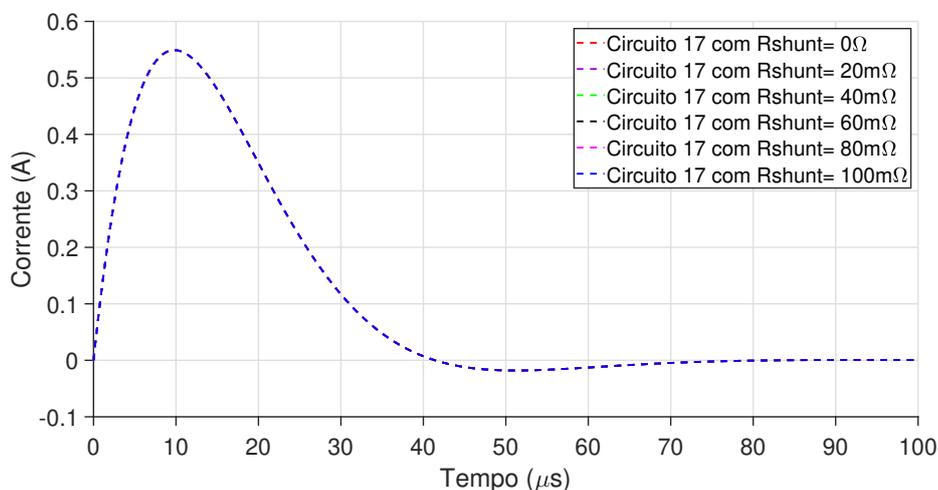
Para analisar o impacto da inclusão do resistor de medição R_{shunt} no comportamento do GIC, foi realizado um ajuste no vetor de tempo utilizado nas simulações. Um vetor cem vezes mais refinado foi aplicado para aumentar a resolução temporal e capturar possíveis variações sutis devido à inserção de R_{shunt} com valores de $0\ \Omega$ a $100\ m\Omega$. A Figura 4.6 exibe a CIE para o circuito de menor impedância impulsiva (circuito 04) dentre os simulados, portanto em solo em que Z_p equivale a $13,9\ \Omega$, e a Figura 4.7 para o circuito de maior impedância impulsiva (circuito 17), portanto em solo em que Z_p equivale a $261,7\ \Omega$, com as variações da inserção de R_{shunt} .

Figura 4.6 – Impacto do R_{shunt} no GIC em solo de $300\ \Omega.m$ e impedância impulsiva de $13,9\ \Omega$



Fonte: Gerado pelo autor no MATLAB.

Figura 4.7 – Impacto do R_{shunt} no GIC em solo de $4000\ \Omega.m$ e impedância impulsiva de $261,7\ \Omega$



Fonte: Gerado pelo autor no MATLAB.

Nota-se que as CIE não apresentaram diferenças significativas com a inclusão de R_{shunt} , de modo que as curvas encontram-se sobrepostas, não alterando o comportamento da corrente exponencial no circuito. No caso da Figura 4.6, o maior valor de R_{shunt} considerado ($100\text{ m}\Omega$) equivale apenas a 0,67% do valor da impedância impulsiva, e na Figura 4.7 se reduz a 0,038%. Portanto, o comportamento de sobreposição das ondas eram esperados, e sua demonstração reforça a decisão de desconsiderar o resistor R_{shunt} nas simulações, dado seu impacto desprezível nas características do GIC.

Como resultado dessa abordagem, a resistência equivalente do GIC foi considerada como a soma de apenas dois componentes principais: a resistência "original" do gerador (R_0) e a resistência do corpo de prova (R_{CP}), conforme a Equação 2.7. Essa simplificação é coerente com os objetivos da pesquisa, que visam priorizar os fatores mais críticos para o comportamento do circuito impulsivo.

4.1.4.2 Análises gerais

De modo geral, algumas considerações podem ser realizadas para todos os GIC's simulados, sejam para solos de baixa, média ou elevada resistividade.

A influência do comprimento dos eletrodos horizontais de aterramento na impedância impulsiva foi reafirmada pelos resultados obtidos, evidenciando uma relação inversamente proporcional entre essas variáveis. Constatou-se que eletrodos mais extensos contribuem significativamente para a redução de Z_p , otimizando assim a dissipação da energia proveniente das ondas de corrente impulsiva. Este fenômeno está intrinsecamente ligado ao aumento da área de contato entre o eletrodo e o solo, o que por sua vez amplifica a capacidade de condução da corrente elétrica.

As simulações realizadas evidenciaram o papel da resistividade do solo na resposta impulsiva do sistema de aterramento. Os resultados demonstraram que solos com resistividade mais elevada levam a um aumento significativo em Z_p , além de prolongar ambos parâmetros temporais e reduzir as amplitudes de corrente. Essas descobertas ressaltam a necessidade imperativa de considerar meticolosamente as características do solo durante a fase de concepção dos sistemas de aterramento, especialmente em regiões onde predominam solos de alta resistividade.

Ademais, revelou-se uma relação inversamente proporcional entre a impe-

dância impulsiva Z_p dos circuitos e a magnitude das correntes de pico e reversa. Circuitos caracterizados por uma menor Z_p , e conseqüentemente uma resistência total R reduzida, demonstraram uma propensão a conduzir correntes de pico mais elevadas. Este fenômeno, por sua vez, resulta em $I_{reversa}$'s de maior intensidade, uma característica que pode ser particularmente vantajosa em aplicações onde a manutenção da continuidade do caminho condutor após a dissipação inicial da energia é crucial. A observação deste efeito sublinha a importância crítica de uma configuração meticulosa e equilibrada dos parâmetros de resistência, capacitância e indutância nos GIC's. Um correto dimensionamento destes elementos é fundamental para alcançar um desempenho otimizado do dispositivo, assegurando uma resposta eficaz às demandas específicas de cada aplicação.

As correlações entre os arranjos RLC dos GIC's representam um fator imprescindível para o ajuste preciso dos parâmetros temporais em simulações de CIE's. Observa-se que a redução da capacitância total do circuito está diretamente associada à diminuição dos tempos característicos, como T_f e T_{mc} . Essa relação evidencia a influência significativa dos componentes reativos no comportamento dinâmico dos GIC's, em que menores valores de indutância favorecem respostas mais rápidas e menos amortecidas.

Nas simulações dos GIC's simplificados foram considerados vinte circuitos distintos a partir de diferentes valores de seus componentes. Destes, dezessete demonstraram conformidade com o formato de onda 8/20, evidenciando uma alta taxa de validação na geração de formas de onda adequadas. No entanto, para os valores comerciais selecionados R_0 , C e L , observou-se que os circuitos 6, 15 e 17 apresentaram T_{mc} levemente superior ao limite estabelecido para o formato de onda impulsiva 8/20.

Dado que os valores comerciais de R_0 , C e L limitam as possibilidades de ajuste do circuito, sugere-se para a implementação prática desses GIC's, a adoção de dispositivos de correção externos, como indutores ajustáveis, que possam ser combinados dinamicamente para compensar os desvios no T_{mc} . Além disso, outra possibilidade consiste em utilizar do desenvolvimento de técnicas de controle eletrônico, como a utilização de circuitos de compensação ativa, capazes de ajustar automaticamente os parâmetros do sistema em tempo real para gerar ondas impulsivas 8/20 com maior precisão. Contudo, reitera-se que apesar dos circuitos 6, 15 e 17 possuírem T_{mc} com valores sutilmente acima de $22 \mu s$, tal fator não compromete significativamente a estimativa de Z_p para os solos e sistema de aterramentos sob testes.

4.2 Sugestões para protótipo: materiais, arranjos e componentes comerciais

Esta seção apresenta os materiais, arranjos e componentes comerciais considerados nas simulações, abrangendo tanto aqueles efetivamente utilizados na modelagem quanto outros sugeridos para aplicações práticas. A escolha dos elementos foi baseada em critérios técnicos, como propriedades elétricas, desempenho em condições de alta frequência e compatibilidade com os parâmetros de estudo, além de fatores comerciais, como disponibilidade no mercado e custo-benefício. Entre os principais componentes destacam-se a alimentação inicial do circuito, resistores, indutores e capacitores dos GIC's. A análise busca fornecer não apenas subsídios para a compreensão dos modelos simulados, mas também orientações para sua aplicação em cenários práticos, promovendo a integração entre tais estudos prévios e sua implementação.

4.2.1 Conversor boost

Com base na [Subseção 3.1.2](#), foi identificada a necessidade de um conversor CC/CC eficiente e robusto para alimentar o capacitor do GIC considerando as condições específicas de tensão e corrente. Neste contexto, propõe-se a utilização de um módulo comercial de conversor *Boost*, cujas características técnicas são discutidas a seguir.

O módulo proposto é o Controlador de Comutação *Step-Up*, ou *Boost MAX1771 DS*, comercializado por *Maxim Integrated Products*, que tem como principal função a conversão da v_i correspondente a 12 V para que V_0 seja equivalente a 150 V ou 220 V para os circuitos dimensionados. Seus principais parâmetros estão descritos na [Tabela 4.11](#).

Tabela 4.11 – Características do Controlador *Step-Up* MAX1771

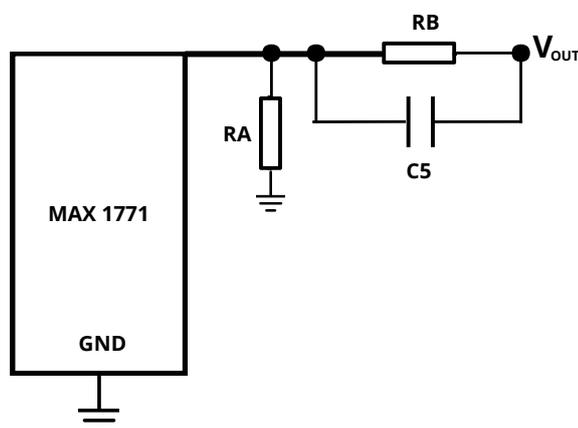
Parâmetro	Especificação	Unidade
Eficiência	90% (30 mA a 2 A)	%
Controle	PFM com limitação de corrente	–
Frequência de comutação máx.	300	kHz
Tensão de entrada	2–16,5	V
Tensão de saída	12 (fixa ou ajustável)	V
Potência máxima	24	W

Fonte: adaptado de *Integrated (2002)*.

A tensão de saída desejada para os circuitos 01 a 16 corresponde a 150 V, enquanto para os circuitos 17 a 20 equivale a 220 V. Estas tensões são estabelecidas com o objetivo de atingir as amplitudes necessárias para cada configuração específica do GIC. Sendo assim, ressalta-se que a variação dessas tensões de saída não altera os parâmetros temporais da onda impulsiva gerada, como T_f e T_{mc} .

Assim, a forma característica da onda é mantida, independentemente da amplitude da tensão aplicada. Esta abordagem permite ajustar a intensidade do impulso sem comprometer a integridade temporal da forma de onda. Desse modo, conforme as especificidades do conversor *boost*, a escolha dos resistores são realizadas com base em V_0 . A Figura 4.8 exibe o esquema indicado.

Figura 4.8 – Circuito conversor *boost* com saída ajustável para tensão de alimentação do GIC



Fonte: adaptado de *Integrated* (2002).

O valor do resistor R_A deve ser arbitrário e compreendido entre 10 k Ω e 500 k Ω . Sendo assim, a partir de uma tensão referencial do pino do regulador V_{REF} de 1,5 V, o valor de R_B é obtido através da Equação 4.1, conforme *Integrated* (2002).

$$R_B = R_A \cdot \left(\frac{V_0}{V_{REF}} - 1 \right) \quad (4.1)$$

Sendo que:

- R_B \Rightarrow Resistor calculado do circuito de ajuste (Ω);
- R_A \Rightarrow Resistor arbitrário do boost (Ω);
- v_o \Rightarrow Tensão desejável de saída (V);
- V_{REF} \Rightarrow Tensão referencial do pino regulador do boost (V).

O modelo sugerido utiliza um retorno de informação para regular v_o independentemente do valor de v_i , desde que este esteja dentro do intervalo operacional do componente, ou seja, entre 2 V e 16,5 V. Desse modo, existe uma maior liberdade para a tensão de alimentação do conversor *boost*, o que não comprometerá a tensão de saída do circuito, e conseqüentemente, a tensão de alimentação do GIC.

A Tabela 4.12 sugere dois arranjos para R_A e R_B para cada tensão desejável (150 V e 220 V), porém, não limita que outros valores sejam escolhidos conforme Equação 4.1 para um ajuste desejável de v_o .

Tabela 4.12 – Valores de R_A e R_B para diferentes saídas V_{OUT} no conversor *boost*.

V_o (V)	R_A (Ω)	R_B (Ω)
150	10k	990k
150	22k	2.2M
220	10k	1.5M
220	22k	3.3M

Fonte: Autoria própria.

Ademais, nota-se que frequência de chaveamento do conversor é variável (dependendo da corrente de carga e da tensão de entrada), causando ruído de chaveamento variável. Entretanto, o ruído sub-harmônico gerado não excede o limite definido pela corrente de pico multiplicada pela resistência em série equivalente do capacitor de filtro. Ademais, como a tensão de entrada estipulada é superior a 2,5 V, o comparador de erros e o circuito de temporização normal de um disparo são usados (INTEGRATED, 2002).

Embora o módulo atenda amplamente aos requisitos de eficiência e robustez, as proteções contra sobrecorrente são fundamentais para garantir a segurança do sistema, minimizando os riscos de falhas durante os possíveis ensaios. Adicionalmente, sugere-se a inclusão de um protetor de curto entre o módulo *Boost* e o GIC, o que proporcionaria uma camada extra de segurança, prevenindo danos ao sistema em caso de falhas imprevistas e garantindo maior confiabilidade nas operações com o conversor.

4.2.2 Resistores

Nesta subseção, são apresentados os resistores utilizados e sugeridos para futuras implementações dos circuitos simulados. A seleção foi baseada em critérios técnicos como resistência, potência nominal e capacidade de corrente suportada, garantindo a adequação dos componentes às condições simuladas. A [Tabela 4.13](#) apresenta os dados técnicos do resistor R_0 sugerido.

Tabela 4.13 – Dados do resistor R_0 sugerido

Resistência (Ω)	Potência (W)	Corrente Suportada (A)
1	50	7,07

Fonte: (Mercado Livre, 2025a).

Considerando que a maior corrente alcançada pelo GIC foi de 5,68 A, verifica-se que o resistor R_0 é totalmente adequado, operando dentro de seus limites de especificação. Sua escolha garante segurança e eficiência no funcionamento dos circuitos simulados. Ainda que sua potência seja elevada, o que compromete em certa medida sua portabilidade, permanece como o melhor cenário para uma aplicação de modo a não inferir nos demais elementos do GIC.

Além do resistor R_0 , é sugerido na implementação prática do GIC o uso de um resistor adicional R_{shunt} , cujas características estão descritas na [Tabela 4.14](#). Este componente, com resistência de 20 m Ω não foi considerado nas simulações realizadas, conforme seção 4.1.4.

Tabela 4.14 – Dados do resistor R_{shunt} sugerido

Resistência (m Ω)	Potência (W)	Corrente Suportada (A)
20	5	15,81

Fonte: (Mercado Livre, 2025b).

As especificações do R_{shunt} sugerido são adequadas para cenários que demandem correntes mais elevadas, permitindo maior flexibilidade em análises de condições de operação mais exigentes.

4.2.3 Capacitores

Para o dimensionamento dos GIC's foi necessário selecionar capacitores que atendessem aos requisitos de capacitância e suportassem as tensões de operação

do circuito. A escolha dos componentes considerou, além da capacitância total desejada, a tensão nominal de cada capacitor, garantindo segurança e confiabilidade no funcionamento do sistema.

A fim de atender às especificações de projeto, capacitores foram dispostos em arranjos em série, permitindo ajustar tanto a capacitância quanto a tensão nominal do conjunto. A [Tabela 4.15](#) detalha as capacitâncias totais, tensões nominais, quantidade de capacitores em série e a capacitância individual de cada capacitor utilizado no sistema.

Tabela 4.15 – Dados dos capacitores sugeridos

Capacitâncias totais (μF)	Tensão nominal (V)	QC1 (unid.)	C1 (μF)
0,6	250	02	0,3
0,3	250	01	0,3
0,4	400	04	0,1
0,2	400	02	0,1
0,1	400	01	0,1
0,05	1600	01	0,05

Fonte: Autoria própria.

Para cada arranjo, a quantidade de capacitores em série (QC1) foi dimensionada de modo a atender aos requisitos de tensão nominal especificados, enquanto a capacitância resultante foi ajustada conforme necessário. Desse modo, para atingir uma capacitância total de $0,6 \mu\text{F}$, foram utilizados dois capacitores de $0,3 \mu\text{F}$ em série. De forma similar, no caso de uma capacitância de $0,05 \mu\text{F}$, apenas um capacitor foi suficiente devido às suas características específicas. Essa configuração em série permite que a tensão aplicada seja dividida igualmente entre os capacitores, assegurando o funcionamento seguro do sistema e a compatibilidade com os valores de tensão exigidos no projeto.

Os capacitores sugeridos utilizam diferentes materiais dielétricos, selecionados de acordo com suas propriedades específicas. O capacitor de $0,05 \mu\text{F}$ (50nF) utiliza polipropileno metalizado como dielétrico, enquanto os capacitores de $0,1 \mu\text{F}$ e $0,3 \mu\text{F}$ são fabricados com poliéster. Todos os capacitores devem possuir um baixo valor do equivalente série resistência (ESR), uma característica fundamental para evitar interferências no GIC, o que coopera para uma maior precisão e desempenho nas simulações e medições realizadas.

4.2.4 Indutores

A seleção e o arranjo dos indutores desempenham um papel essencial no controle e na modelagem dos impulsos gerados pelo GIC. A Tabela 4.16 apresenta os dados dos indutores utilizados, destacando as indutâncias totais necessárias, a quantidade de indutores por arranjo (QL1 e QL2), e os valores individuais de indutância para cada grupo (L1 e L2).

Assim como no caso dos capacitores, o arranjo dos indutores foi projetado para atender aos valores de indutância requeridos e garantir a confiabilidade do sistema. Em alguns casos, foi necessário utilizar um único arranjo de indutores em série (QL1), enquanto em outros, dois arranjos em série (QL1 e QL2) foram empregados para alcançar os valores desejados. Essa configuração permite ajustar a indutância total e distribuir a tensão e a corrente de forma equilibrada entre os componentes.

Tabela 4.16 – Dados dos indutores sugeridos

Indutâncias totais (μH)	QL1 (<i>unid.</i>)	L1 (μH)	QL2 (<i>unid.</i>)	L2(μH)
365,2	13	33	01	2,2
1320	04	330	-	-
633	06	100	01	33
340	10	33	01	10
190	19	10	-	-
122,1	37	3,3	-	-
700	07	100	-	-
390	10	39	-	-
1593	04	390	01	33
720	04	180	-	-
118,8	44	2,7	-	-
252	14	18	-	-

Fonte: Autoria própria.

Sendo assim, para atingir uma indutância total de 365,2 μH , foi utilizado um arranjo principal composto por 13 indutores de 33 μH (QL1), complementado por um segundo arranjo de 1 indutor de 2,2 μH (QL2). Em outro caso, uma indutância total de 1593 μH foi alcançada com 4 indutores de 390 μH (QL1) e 1 indutor de 33 μH (QL2).

A configuração dos indutores em série proporciona maior adaptabilidade no

projeto, permitindo o uso eficiente dos componentes disponíveis e assegurando que as características do circuito atendam às especificações técnicas. Além disso, a utilização de um indutor variável pode ser considerada como uma opção viável, especialmente para facilitar os arranjos que possuem uma maior quantidade de elementos. Esse componente permite ajustes mais precisos da indutância, reduzindo a necessidade de combinações complexas de indutores fixos e oferecendo maior praticidade na adaptação às diferentes condições do circuito.

Capítulo 5

Considerações Finais

Conforme apresentado, a resistência de aterramento não é suficiente para representar o comportamento de aterramentos elétricos diante de um fenômeno impulsivo e com componentes de altas frequências como as descargas atmosféricas. Assim sendo, a medição e caracterização da resposta impulsiva, através da impedância impulsiva, do aterramento é fundamental para uma avaliação completa da sua eficiência perante tais fenômenos.

Nesse sentido, as modelagens matemáticas realizadas neste trabalho possibilitaram uma análise detalhada de circuitos geradores de impulso de corrente, com o objetivo de reproduzir correntes impulsivas no formato 8/20, amplamente utilizado para estudos de comportamento de sistemas de aterramento submetidos a descargas atmosféricas. Foram consideradas cinco diferentes resistividades de solo e quatro comprimentos de eletrodo de aterramento, o que configurou vinte tipos distintos de aterramentos (com suas respectivas impedâncias impulsivas). A partir da variação de valores comerciais de resistores, capacitores e indutores, os circuitos garantem a viabilidade prática para o desenvolvimento de um [GIC](#) portátil.

O foco principal esteve na obtenção do formato da corrente impulsiva, em vez de sua amplitude, o que permitiu identificar os componentes necessários para gerar impulsos adequados para diferentes condições de solo e arranjos de aterramento. Entre as vinte simulações realizadas, dezessete atenderam aos requisitos normativos para o formato 8/20 μs , enquanto três delas apresentaram desvios no tempo de meia-cauda ligeiramente acima do permitido, com um maior desvio de 3,9%. Essa discrepância foi atribuída à utilização de valores comerciais para capaci-

tância e indutância. Apesar disso, os resultados indicam que as simulações foram eficazes em representar o comportamento esperado para o circuito GIC, validando os parâmetros adotados e possibilitando a medição de Z_p .

Notou-se que a diminuição dos valores de capacitância e indutância mostrou-se eficaz na redução dos tempos de frente e de meia-cauda da onda. A resistência foi um fator determinante para o tipo de amortecimento observado, influenciando diretamente o comportamento do impulso gerado. Solos de maior resistividade apresentaram as maiores impedâncias impulsivas, especialmente quando associados a eletrodos de menor comprimento, devido à maior limitação da corrente pela elevada resistência do solo.

Além das simulações, foram propostas melhorias e sugestões técnicas para a implementação prática do circuito. O uso de um conversor boost foi recomendado para alimentar o GIC, operando com tensões de 150 V ou 220 V, juntamente com resistores devidamente dimensionados e a inclusão de uma camada extra de proteção contra curtos-circuitos entre o boost e o GIC, de forma a garantir maior segurança ao sistema. As análises realizadas indicaram que o sistema é capaz de carregar o capacitor do GIC, com as condições de potência e corrente avaliadas. Foram ainda sugeridos valores específicos para resistores, incluindo R_0 e R_{shunt} , além de arranjos otimizados para capacitores e indutores, considerando os parâmetros estabelecidos no projeto.

Com base nos resultados obtidos, conclui-se que os circuitos GIC dimensionados e simulados no presente estudo demonstraram grande potencial para aplicações práticas, fornecendo uma base sólida para o desenvolvimento de dispositivos portáteis capazes de gerar correntes impulsivas no formato 8/20 μs e proporcionar a medição de Z_p . Essa contribuição é especialmente relevante para estudos futuros de sistemas de aterramento, permitindo avanços na análise do impacto de correntes impulsivas em diferentes condições de solo e arranjos de aterramento.

5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

Neste estudo, foram desenvolvidos e analisados vinte diferentes arranjos de circuitos geradores de impulso de corrente (GIC) em escala reduzida para correntes exponenciais impulsivas no formato 8/20, de modo otimizar seu desempenho e viabilidade prática de medições de impedância impulsivas. Como sugestões para trabalhos futuros, recomenda-se:

- ▶ Realizar a implementação prática do protótipo do GIC dimensionado, com o objetivo de validar os resultados obtidos por meio das simulações realizadas neste trabalho;
- ▶ Investigar e desenvolver métodos para reduzir o percentual limite estendido nos circuitos que apresentaram desvios em relação ao formato padrão 8/20, buscando maior conformidade com os requisitos estabelecidos;
- ▶ Aplicar o protótipo do GIC em sistemas de aterramento de linhas de transmissão, considerando diferentes níveis de resistividade do solo, a fim de avaliar o desempenho do circuito em condições diversas e próximas à realidade;
- ▶ Adaptar e aplicar a metodologia desenvolvida para o dimensionamento de GIC's em outros formatos padrão, como 1/20 μs , 4/10 μs ou 30/80 μs , possibilitando maior flexibilidade e abrangência de aplicação em diferentes contextos.

REFERÊNCIAS

ABNT. *ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas - NBR 7117: Aterramento Elétrico em Instalações de Média Tensão*. Rio de Janeiro, 2012. (Citado 5 vezes nas páginas 16, 17, 40, 42, and 46.)

ALIPIO, R. et al. A comprehensive analysis of the effect of frequency-dependent soil electrical parameters on the lightning response of wind-turbine grounding systems. *Electric Power Systems Research*, v. 175, p. 105927, 2019. ISSN 0378-7796. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0378779619302469>>. (Citado 2 vezes nas páginas 3 and 15.)

ARAÚJO, F. J. L. et al. Avaliação de potenciais no solo devido a impulsos de corrente em malhas de aterramento. In: *Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos (SBSE)*. [S.l.: s.n.], 2010. (Citado na página 14.)

Associação Brasileira de Normas Técnicas. *Projeto de linhas aéreas de transmissão de energia elétrica*. Rio de Janeiro: ABNT, 1985. NBR 5422, acesso em dezembro de 2023. (Citado na página 17.)

Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT). *NBR-5419: Proteção de Estruturas Contra Descargas Atmosféricas*. Rio de Janeiro, Brazil: [s.n.], 2015. (Citado na página 8.)

BAZELYAN, E. M.; RAIZER, Y. P. *Lightning Physics and Lightning Protection*. Bristol and Philadelphia: Institute of Physics Publishing, 2000. (Citado na página 14.)

BEZERRA, G. V. N. *Avaliação da Resposta Transitória de Aterramentos Encapsulados por Concreto*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal da Bahia, 2024. (Citado 7 vezes nas páginas 12, 20, 21, 22, 23, 24, and 25.)

CARNEIRO, G. R.; ANUNCIACAO, M. C. D. Aplicação do método dos elementos finitos na análise da interação da fundação de linhas de transmissão com o solo. *Revista de Engenharia e Tecnologia*, Editora Engenharia Brasil, v. 15, n. 3, p. 45–58, 2021. (Citado na página 17.)

CASTRO, M. S. *Sistema de Aquisição de Dados para Avaliação de um Sistema de Aterramento Submetido a Impulsos de Corrente Elétrica*. Dissertação (Mestrado) — Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, UFCG, Campina Grande, 2012. 60 páginas. (Citado na página 14.)

- CHISHOLM, W.; CRESS, S.; POLAK, J. Lightning-caused distribution outages. In: *IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition*. [S.l.: s.n.], 2001. v. 2, p. 1041–1046. (Citado 2 vezes nas páginas 3 and 11.)
- CHOI, J.-H.; LEE, B.-H.; PAEK, S.-K. Frequency-dependent grounding impedance of the counterpoise based on the dispersed currents. *Journal of Electrical Engineering and Technology*, The Korean Institute of Electrical Engineers, v. 7, n. 4, p. 589–595, 2012. (Citado na página 2.)
- COELHO, N. F. B. *Eléctrodos de Terra*. Dissertação (Dissertação de Mestrado) — Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2011. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Electrotécnica e de Computadores. (Citado 2 vezes nas páginas 15 and 16.)
- COORAY, V. (Ed.). *The Lightning Flash*. s.l.: The Institution of Engineering and Technology, 2003. (Citado 2 vezes nas páginas 3 and 11.)
- COORAY, V. *Lightning Protection*. [S.l.]: The Institution of Engineering and Technology, 2009. (Citado 4 vezes nas páginas 3, 6, 9, and 11.)
- COORAY, V. (Ed.). *Lightning Protection*. [S.l.]: The Institution of Engineering and Technology, 2010. (Citado 3 vezes nas páginas 15, 22, and 24.)
- CREDER, H. *Instalações Eléctricas*. [S.l.]: Livros Técnicos e Científicos, 2007. (Citado na página 14.)
- Empresa de Pesquisa Energética (EPE). *Desafios da Transmissão no Longo Prazo: Documento de Apoio ao PNE 2050*. 2018. Disponível em: <<https://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-227/topico-457/Desafios%20da%20Transmissao.pdf>>. (Citado na página 11.)
- FERRAZ, R. d. S. *Dispositivo para Medição de Impedância em Sistemas de Aterramento Eléctricos em Alta Frequência*. Dissertação (Dissertação de Mestrado) — Universidade Federal de Goiás, Goiânia, Goiás, Brasil, Dezembro 2016. [UFG] [EMC]. (Citado 7 vezes nas páginas 4, 9, 15, 25, 26, 31, and 36.)
- GONCALVES, M. F. B. R. *Avaliação da Impedância Impulsiva em um Sistema de Aterramento*. Dissertação (Dissertação de Mestrado) — Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, Paraíba, Brasil, Março 2015. (Citado 3 vezes nas páginas 1, 2, and 18.)
- GONCALVES, M. F. B. R. *Metodologia de Avaliação de Sistemas de Aterramento Submetidos a Impulsos de Corrente Eléctrica*. Tese (Tese de Doutorado) — Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, Paraíba, Brasil, Junho 2019. (Citado na página 19.)
- GONOS, I. et al. Analysis and design of an impulse current generator. *WSEAS Transactions on Circuits*, v. 1, p. 38–43, 01 2002. (Citado 5 vezes nas páginas 2, 29, 30, 31, and 33.)

- GRCEV, L. Impulse efficiency of ground electrodes. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Institute of Electrical and Electronics Engineers (IEEE), v. 24, n. 1, p. 441–451, 2009. ISSN 1937-4208. (Citado 2 vezes nas páginas 2 and 4.)
- GUPTA, B.; THAPAR, B. Impulse impedance of grounding grids. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, IEEE, n. 6, p. 2357–2362, 1980. (Citado na página 25.)
- HADDAD, A.; WARNE, D. F. *Advances in High Voltage Engineering – (IEE Power and Energy Series 40)*. London, United Kingdom: The Institution of Electrical Engineers, 2004. (Citado na página 18.)
- HARA, T.; YAMAMOTO, O. Modelling of a transmission tower for lightning surge analysis. *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, v. 143, p. 283–289, 1996. (Citado na página 13.)
- HARID, N.; GRIFFITHS, H.; HADDAD, A. A new frequency-dependent surge impedance calculation method for high-voltage towers. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 21, 2006. (Citado na página 13.)
- HASBROUCK, R. *Lightning: Understanding it and Protecting Systems from its Effects*. [S.l.]: Unknown, 1989. (Citado na página 14.)
- Institute of Electrical and Electronics Engineers (IEEE). *IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Electric Power Overhead Distribution Lines*. 2010. (Revision of IEEE Std 1410-2004). (Citado na página 11.)
- INTEGRATED, M. *12V or Adjustable, High-Efficiency, Low IQ, Step-Up DC-DC Controller*. 160 Rio Robles, San Jose, CA 95134 USA, 2002. Available evaluation kit and functional diagrams included. Disponível em: <<https://www.maximintegrated.com>>. (Citado 3 vezes nas páginas 54, 55, and 56.)
- International Electrotechnical Commission. *IEC 60060-3: High Voltage Test Technique. Part 3: Definitions and Requirements for On-site Testing*. 2006. (Citado na página 8.)
- International Electrotechnical Commission. *IEC 60060-1: High Voltage Test Technique. Part 1: General Specifications and Test Requirements*. [S.l.], 2010. (Citado na página 8.)
- International Electrotechnical Commission. *IEC 60060-2: High Voltage Test Technique. Part 2: Measuring Systems*. [S.l.], 2010. (Citado na página 8.)
- International Electrotechnical Commission. *IEC 62305-1: Protection Against Lightning - Part 1: General Principles*. [S.l.], 2010. (Citado na página 8.)
- International Electrotechnical Commission (IEC). *High-Voltage Test Technique Part 1: General Definitions and Test Requirements*. Geneva, Switzerland: [s.n.], 1989. (Citado 4 vezes nas páginas 10, 39, 42, and 46.)

KOWALENKO, K. *Illuminating the Dangers of Lightning Strikes: Protection is Key to Preventing Damage*. 2010. Acesso em: 28/06/2024. Disponível em: <<http://theinstitute.ieee.org/technology-focus/technology-topic/illuminating-the-dangers-of-lightning-strikes>>. (Citado na página 1.)

LAKERVI, E.; HOLMES, E. J. *Electricity Distribution Network Design*. [S.l.]: IET, 1995. (Citado 2 vezes nas páginas 6 and 7.)

LEAO, R. P.; ALBUQUERQUE, I. C. *Simulação da Resposta ao Transitório de Chaveamento em Sistemas de Potência Usando PSpice*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, CE, Brasil, 2001. (Citado 2 vezes nas páginas 3 and 15.)

LIMA, A. B. et al. Transmission line grounding arrangement that overcomes the effective length issue. In: *33rd International Conference on Lightning Protection (ICLP)*. [S.l.: s.n.], 2016. (Citado na página 14.)

MASSUCCO, S.; SILVESTRO, F. *Classification of Low Voltage Grids Based on Energy Flows and Grid Structure - Appendix: Structure and Data Concerning Electrical Grids for Italy, Germany, Spain, UK, Poland*. 2003. (Citado na página 7.)

MELIOPOULUS, A. P.; MOHARAM, M. G. Transient analysis of grounding systems. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS-102, n. 2, p. 389–399, 1983. (Citado na página 14.)

Mercado Livre. *Resistor 50W Fixo ou Ajustável (Vários Valores Ôhmicos)*. 2025. Disponível em: <https://produto.mercadolivre.com.br/MLB-2147527108-1-resistor-50w-fixo-ou-ajustavel-varios-valores-ohmicos-_JM>. Acesso em: 12 jan. 2025. (Citado na página 57.)

Mercado Livre. *Resistência Shunt 20m 0.02 12mm Sensor de Corrente*. 2025. [Online]. Available: <https://articulo.mercadolibre.com.br/MCO-1190129191-resistencia-shunt-20mohm-002-12mm-sensor-de-corrente-_JM>. (Citado na página 57.)

NASCIMENTO, A. M. do. Métodos de medição de resistência de aterramento. *Voltimum*, setembro 2020. Disponível em: <<https://www.voltimum.com.br/artigos/artigos-tecnicos/metodos-de-medicao-de>>. (Citado na página 19.)

Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS). *Relatório Anual 2023*. Brasil: [s.n.], 2023. Disponível em: <https://www.ons.org.br/relatorio_anual/assets/pdf/ONS_RS2023.pdf>. (Citado na página 11.)

PETRACHE, E.; CHISHOLM, W. A.; PHILLIPS, A. Evaluating the transient impedance of transmission line towers. In: *IX International Symposium on Lightning Protection*. [S.l.: s.n.], 2007. (Citado na página 13.)

PETRY, C. A. *Conversores CC-CC: Conversor Boost*. Florianópolis: [s.n.], 2014. Nota de aula. (Citado na página 37.)

- PIRES, T. G. et al. Computation of grounding grids parameter on unconventional geometry. In: *2015 CHILEAN Conference on Electrical, Electronics Engineering, Information and Communication Technologies (CHILECON)*. [S.l.]: IEEE, 2015. p. 523–527. (Citado 2 vezes nas páginas 14 and 19.)
- RAKOV, V. A.; UMAN, M. A. *Lightning Physics and Effects*. [S.l.]: Cambridge University Press, 2003. (Citado na página 7.)
- RODRIGUES, B. D. *Concepção e Desenvolvimento de um Medidor de Impedância Impulsiva de Aterramentos de Linhas de Transmissão*. Tese (Tese de Doutorado) — Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Belo Horizonte, Brasil, 2014. (Citado 12 vezes nas páginas 1, 2, 7, 12, 13, 14, 17, 18, 19, 22, 24, and 25.)
- ROSADO, G. C. *Investigação Teórico-Experimental sobre a Resposta de Aterramentos Elétricos Frente a Correntes de Descargas Atmosféricas*. Dissertação (Dissertação de Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, Agosto 2008. (Citado 2 vezes nas páginas 8 and 27.)
- SCHON, K. *High Impulse Voltage and Current Measurement Techniques: Fundamentals – Measuring Instruments – Measuring Methods*. [S.l.]: Springer, 2013. (Citado 5 vezes nas páginas 2, 10, 26, 28, and 30.)
- SOARES, J. A.; SCHROEDER, M.; VISACRO, S. Transient voltages in transmission lines caused by direct lightning strikes. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 20, p. 1447–1452, 2005. (Citado na página 4.)
- TAO, Y. et al. Experimental investigation on the impulse-current distribution of grounding electrodes with various structures. In: *International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE)*. [S.l.: s.n.], 2008. (Citado na página 14.)
- TELLO, M. et al. *Aterramento Elétrico Impulsivo, em Baixas e Altas Frequências*. Porto Alegre: ediPUCRS, 2007. (Citado 3 vezes nas páginas 2, 18, and 19.)
- TU, Y.; HE, J.; ZENG, R. Lightning impulse performances of grounding devices covered with low-resistivity materials. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 21, n. 3, p. 1706–1713, 2006. ISSN 0885-8977. (Citado na página 1.)
- UMAN, M. A. *The Lightning Discharge*. Orlando: Academic Press, 1987. (Citado na página 7.)
- UMAN, M. A. *The Art and Science of Lightning Protection*. s.l.: Cambridge University Press, 2010. (Citado na página 14.)
- VISACRO, S. *Aterramentos Elétricos: Conceitos Básicos, Técnicas de Medição e Instrumentação, Filosofias de Aterramento*. São Paulo: Artliber, 2002. (Citado 5 vezes nas páginas 2, 4, 18, 22, and 25.)
- VISACRO, S. *Aterramentos Elétricos: Conceitos Básicos, Técnicas de Medição e Instrumentação, Filosofias de Aterramentos*. São Paulo, SP: Artliber Editora Ltda, 2005. (Citado 2 vezes nas páginas 2 and 4.)

VISACRO, S. *Descargas Atmosféricas: Uma Abordagem de Engenharia*. São Paulo: ArtLiber, 2005. (Citado 6 vezes nas páginas 3, 9, 11, 14, 22, and 24.)

VISACRO, S. A comprehensive approach to the grounding response to lightning currents. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 22, n. 1, p. 381–386, Jan 2007. (Citado 9 vezes nas páginas 2, 4, 13, 18, 20, 22, 23, 24, and 26.)

VISACRO, S. Direct strokes to transmission lines: Considerations on the mechanism of overvoltage formation and their influence on the lightning performance of lines. *Journal of Lightning Research*, v. 1, p. 60–68, 2007. (Citado 2 vezes nas páginas 8 and 9.)

VISACRO, S.; ALIPIO, R. Frequency dependence of soil parameters: Experimental results, predicting formula and influence on the lightning response of grounding electrodes. *IEEE Transactions on Power Delivery*, IEEE, v. 27, n. 2, p. 927–935, 2012. (Citado na página 2.)

VISACRO, S. et al. Experimental impulse response of grounding grids. In: *2011 7th Asia-Pacific International Conference on Lightning*. [S.l.: s.n.], 2011. p. 637–641. (Citado na página 25.)

VISACRO, S. et al. Updated statistics of lightning currents measured at morro do cachimbo station. *Atmospheric Research*, v. 117, p. 55–63, 2012. (Citado na página 1.)

VISACRO, S.; SILVEIRA, F. H.; CONTI, A. D. The use of underbuilt wires to improve the lightning performance of transmission lines. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 27, p. 205–213, 2012. (Citado na página 14.)

VISACRO, S. et al. Simplified representation of tower-footing electrodes for assessment of the lightning performance of transmission lines using emtp-based platforms. In: *Proceedings of the International Conference on Power Systems Transients (IPST2015)*. Cavta, Croatia: [s.n.], 2015. (Citado 2 vezes nas páginas 1 and 4.)

VISACRO, S.; SOARES, A. Hem: A model for simulation of lightning-related engineering problems. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Institute of Electrical and Electronics Engineers, v. 20, n. 2, p. 1206–1208, 2005. (Citado na página 3.)

ZHANG, Y.; LEE, F. C.; JIANG, M. T. Single-phase three-level power factor correction converter. *Virginia Power Electronics Center*, 2015. (Citado na página 37.)

Apêndice A

Código principal

O código A.1 apresentado em MATLAB® foi desenvolvido para simular o comportamento da CIE em diferentes condições de amortecimento: sobreamortecido, criticamente amortecido e subamortecido. Ele calcula a corrente com base nos parâmetros do circuito determinando a condição de amortecimento a partir do discriminante.

Além de gerar o gráfico da corrente em função do tempo, o código identifica os parâmetros apresentados nesse trabalho. Para a condição subamortecida, o pico inverso também é calculado. Anotações no gráfico exibem os resultados principais, como tempos característicos e valores da corrente, facilitando a análise do comportamento do circuito.

Código A.1 – Código principal desenvolvido para simular CIE's

```
1 % Parâmetros iniciais
2 L = 190e-6; % Substitua pela indutância total do GIC, em
   Henry;
3 C = 0.4e-6; % Substitua pela capacitância total do GIC,
   em Faraday;
4 R = 27.6; % Substitua pela resistência total do GIC, em
   Ohm;
5 VO = 150; % Substitua pela tensão de alimentação do GIC,
   em Volt.
6
7 % Cálculos iniciais
8 Z = sqrt(abs(R^2 - 4 * (L / C)));
```

```

9 discriminant = R^2 - 4 * (L / C);
10 t = linspace(0, 100e-6, 10000);
11
12 % Verificar condição de amortecimento e calcular i(t)
13 if discriminant > 0
14     % Sobreamortecido
15     i_t = (V0 / Z) * (exp((-R + Z) / (2 * L) * t) - ...
16                 exp((-R - Z) / (2 * L) * t));
17     condition = 'Sobreamortecido';
18 elseif discriminant == 0
19     % Criticamente amortecido
20     i_t = (V0 / L) * t .* exp((-R / (2 * L)) * t);
21     condition = 'Criticamente Amortecido';
22 else
23     % Subamortecido
24     omega = Z / (2 * L);
25     i_t = (2 * V0 / Z) * exp((-R / (2 * L)) * t) .* sin(
26         omega * t);
27     condition = 'Subamortecido';
28     [i_min, idx_min] = min(i_t); t_min = t(idx_min);
29
30 % Encontrar picos e tempos correspondentes
31 [i_max, idx_max] = max(i_t);
32 t_max = t(idx_max);
33 i_90 = 0.9 * i_max; i_10 = 0.1 * i_max;
34 idx_10_subida = find(i_t(1:idx_max) >= i_10, 1);
35 t_10_subida = t(idx_10_subida);
36 idx_90_subida = find(i_t(1:idx_max) >= i_90, 1);
37 t_90_subida = t(idx_90_subida);
38 [~, idx_50] = min(abs(i_t(idx_max:end) - 0.5 * i_max));
39 t_50_descida = t(idx_50 + idx_max - 1);
40
41 % Plotar a corrente versus tempo
42 figure;
43 plot(t * 1e6, i_t); hold on;
44 plot(t_max * 1e6, i_max, 'm*', 'MarkerSize', 10);

```

```

45 plot(t_90_subida * 1e6, i_90, 'ro', 'MarkerSize', 8);
46 plot(t_10_subida * 1e6, i_10, 'bo', 'MarkerSize', 8);
47 plot(t_50_descida * 1e6, 0.5 * i_max, 'go', 'MarkerSize',
      8);
48
49 % Anotações
50 text(t_max * 1e6, i_max, ...
51       ['Pico: ( ' num2str(t_max * 1e6, '%.2f') ' \mus, ' ...
52         num2str(i_max, '%.2f') ' A)'], ...
53       'VerticalAlignment', 'bottom', 'HorizontalAlignment',
54       'center', ...
55       'BackgroundColor', 'white', 'EdgeColor', 'black');
56 text(t_90_subida * 1e6, i_90, ...
57       ['\leftarrow 90%: ( ' num2str(t_90_subida * 1e6, '%.2f'
58         ) ' \mus, ' ...
59         num2str(i_90, '%.2f') ' A)'], 'VerticalAlignment', '
60         bottom');
61 text(t_10_subida * 1e6, i_10, ...
62       ['\leftarrow 10%: ( ' num2str(t_10_subida * 1e6, '%.2f'
63         ) ' \mus, ' ...
64         num2str(i_10, '%.2f') ' A)'], 'VerticalAlignment', '
65         bottom');
66 text(t_50_descida * 1e6, 0.5 * i_max, ...
67       ['\leftarrow 50%: ( ' num2str(t_50_descida * 1e6, '%.2
68         f') ' \mus, ' ...
69         num2str(0.5 * i_max, '%.2f') ' A)'], '
70         VerticalAlignment', 'bottom');
71
72 % Adicionar anotações com os tempos calculados
73 delta_t = (t_90_subida - t_10_subida) * 1e6;
74 tempo_frente = 1.25 * delta_t;
75 annotation('textbox', [0.7, 0.8, 0.2, 0.1], ...
76           'String', {'\Delta T = ' num2str(delta_t, '%.2f') '
77             \mus'}, ...
78           ['T_{frente} = ' num2str(tempo_frente, '
79             %.2f') ' \mus'], ...
80           ['T_{50\%} = ' num2str(t_50_descida * 1e6,

```

```

    '%.2f') ' \mus']}, ...
72     'FitBoxToText', 'on', 'EdgeColor', 'black');
73
74 % Adicionar pico inverso para condição subamortecida
75 if strcmp(condition, 'Subamortecido')
76     plot(t_min * 1e6, i_min, 'ko', 'MarkerSize', 8);
77     annotation('textbox', [0.7, 0.1, 0.2, 0.1], ...
78         'String', {'Pico Inv: (' num2str(t_min * 1e6, '
79             '%.2f') ' \mus, ' ...
80                 num2str(i_min, '%.2f') ' A)']}, ...
81         'FitBoxToText', 'on', 'EdgeColor', 'black');
82
83 xlabel('Tempo (\mus)'); ylabel('Corrente (A)');
84 title(['Corrente vs. Tempo para Condição ', condition]);
85 grid on; hold off;

```