

TESE
555

E F E I

Escola Federal de Engenharia de Itajubá



AVALIAÇÃO DAS PROBABILIDADES DE BACKFLASHOVER
EM LINHAS DE TRANSMISSÃO

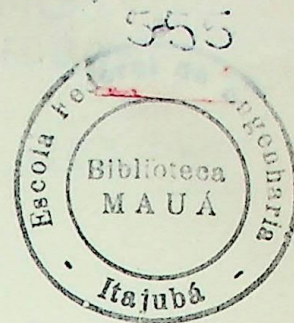
MABEL SCIANNI MORAIS

ORIENTADOR: MANOEL EDUARDO MIRANDA NEGRISOLI

Julho de 1990

E F E I

Escola Federal de Engenharia de Itajubá



AVALIAÇÃO DAS PROBABILIDADES DE BACKFLASHOVER

EM LINHAS DE TRANSMISSÃO

MABEL SCIANNI MORAIS

ORIENTADOR: MANOEL EDUARDO MIRANDA NEGRISOLI

Julho de 1990

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus pais e meu irmão, que me deram apoio e incentivo para que eu pudesse realizá-lo.

"Mais do que máquinas, precisamos de humanidade; mais do que inteligência, precisamos de afeição e doçura".

Charles Chaplin

AGRADECIMENTOS

Agradeço em primeiro lugar, ao meu orientador, Prof. Manuel Eduardo Miranda Negrisola pelo seu trabalho de orientação.

Aos funcionários da Biblioteca Mauá (BIM) pela atenção e ajuda sempre dedicada durante o trabalho de pesquisa, e também aos funcionários da Pró-Diretoria de Pesquisa e Pós-Graduação.

Aos engenheiros Roberto José Antônio dos Santos e Naomi Takeida pela força que me deram, e à firma Engenharia Projeto e Consultoria/S.A., e aos professores Sérgio Eustáquio Amaral Quintella e Dejair Soares Porto.

Agradeço à Ana Júlia pela datilografia deste trabalho e ao Sr. Argemiro pelos desenhos.

À CAPES, pela ajuda financeira em forma de bolsa de estudos.

Aos amigos Stella e Jairo pelo carinho e atenção dedicados durante o período de realização deste trabalho.

Finalmente, gostaria de agradecer a todos que direta e indiretamente me ajudaram a chegar até aqui.

SUMÁRIO

Os desligamentos de linhas de transmissão por descargas atmosféricas, tem feito com que as companhias de eletricidade dispensem grande quantidade de tempo e dinheiro na solução do problema, devido ao grande número de interrupções gerados por estas descargas em relação a qualquer outro tipo de problema.

Uma das maneiras de se obter melhor performance das linhas de transmissão face a esse fenômeno, é tentar diminuir o risco de backflashover através das cadeias de isoladores da estrutura.

Esse trabalho descreve uma metodologia capaz de achar um posicionamento "ótimo" dos cabos pára-raios, à fim de reduzir o risco de backflashover. Permite também analisar, a variação do risco com valores de resistência de pé-de-torre, que é um importante parâmetro da linha.

ABSTRACT

Insulation breakdown by lightning discharges, is one the main causes of the occurrence of high outage rates in transmission lines. As a consequence utility companies spend great quantity of time and money trying to solve the problem.

One of way by means of which it is possible to reduce the risk of failure by backflashover is to increase the performance of the transmission line with respect to the above mentioned phenomena.

This work describes a methodology capable of finding an "optimal" position of the shield-wires in order to reduce the risk of failure by backflashover. The proposed methodology, also allows the realization of sensitivity studies relating the performance of the system with tower foot resistance values.

ÍNDICE

	Pág.
INTRODUÇÃO	01
CAPÍTULO 1 - CÁLCULO DOS PARÂMETROS ELÉTRICOS DE UMA LINHA DE TRANSMISSÃO	03
CAPÍTULO 2 - DISTRIBUIÇÃO ESTATÍSTICA DAS DESCARGAS ATMOSFÉRI CAS	18
CAPÍTULO 3 - CÁLCULO DA TENSÃO DE TOPO-DE-TORRE	35
CAPÍTULO 4 - CÁLCULO DAS TENSÕES INDUZIDAS NAS FASES	55
CAPÍTULO 5 - DETERMINAÇÃO DA PROBABILIDADE DE OCORRÊNCIA DE BACKFLASHOVER	61
CAPÍTULO 6 - EFEITO DO POSICIONAMENTO DOS CABOS PÁRA-RAIOS ...	68
CAPÍTULO 7 - EFEITO DA IMPEDÂNCIA DE TORRE	78
CAPÍTULO 8 - EFEITO DA IMPEDÂNCIA DE TERRA	85
CAPÍTULO 9 - RESULTADOS OBTIDOS	91
CONCLUSÃO	121
BIBLIOGRAFIA	126

INTRODUÇÃO

A incidência de descargas atmosféricas nos cabos pára-raios ou na torre de uma linha de transmissão, pode causar seu desligamento devido ao crescimento da tensão no ponto de incidência do raio.

O processo de descarga através da cadeia de isoladores é o que denomina-se backflashover.

A eliminação desse problema torna-se praticamente impossível, pois a sobretensão decorrente depende em grande parte, das características do raio (amplitude, taxa de crescimento e forma de onda da corrente de descarga e impedância do canal de descarga).

Entretanto, os efeitos causados por esse fenômeno podem ser minimizados através de um projeto otimizado do aterramento e da torre.

A tensão que solicita uma cadeia de isoladores depende da tensão no ponto de fixação da cadeia (tensão no topo da torre), da tensão instantânea na fase e da tensão induzida nesta devido ao acoplamento com os cabos pára-raios. Conhecendo essa solicitação e as características de isolamento da linha, pode-se avaliar a probabilidade de ocorrer um backflashover através da cadeia de isoladores da torre.

Esse trabalho permite analisar a performance da estrutura e da linha de transmissão face às descargas atmosféricas, através do estudo do posicionamento dos cabos pára-raios e o seu acoplamento com os condutores de fase, levando em consideração os diversos parâmetros da linha e da descarga, que são envolvidos.

O trabalho consiste em 5 programas:

- PROG. 1 e PROG. 2 = Cálculo da tensão no topo da torre para incidência de descargas na torre e no meio do vão. (DESTORRE e DESVÃO, respectivamente).

Cada um deles, primeiramente calcula as impedâncias do sistema de cabos pára-raios e impedância da torre, dadas as características da torre e do cabo pára-raios; e em seguida calcula a tensão no topo da torre para os instantes desejados. Os programas permitem analisar o comportamento da torre sob a influência de todos os parâmetros: Z_g , Z_t , Z_p , Z_c , vão entre estruturas, amplitude e taxa de crescimento da corrente do raios, para uma onda de corrente em

forma de rampa.

PROG. 3 = Avaliação da blindagem da torre (BLIND).

O programa calcula o ângulo de blindagem efetiva de uma torre. Faz também a avaliação se uma dada geometria de torre oferece uma blindagem efetiva ou parcial.

PROGR. 4 = Cálculo do fator de acoplamento e solicitação às cadeias de isoladores (FACOP).

Calcula a solicitação para cada cadeia de isoladores da estrutura, para descargas de polaridade positiva e polaridade negativa.

PROG. 5 = Cálculo do risco de backflashover (RISCO).

De posse das solicitações nas cadeias de isoladores, das características de isolamento das cadeias e com a ajuda da tabela de probabilidade para curva normalizada, o programa expressa numericamente o risco de haver uma descarga da torre para o sistema (backflashover).

No cálculo do risco não foram utilizadas as curvas V_{xt} , e sim a tensão crítica disruptiva, considerada para onda padrão (1,2x 50 μ s).

Para utilizar as curvas V_{xt} seria necessário uma distribuição estatística das descargas quanto ao tempo de subida da onda.

Através do uso conjunto desses programas, é possível finalmente, encontrar um ponto "ótimo" de colocação dos cabos pára-raios na linha, mantendo a blindagem efetiva, e sem perder a indução necessária nos condutores de fase para que se evite o backflashover.

Para estruturas com apenas um cabo pára-raios, como a variação do posicionamento do cabo não é facilitada devido a blindagem, faz-se a análise do menor risco apenas sob a influência do aterramento da estrutura.

CAPÍTULO 1

CÁLCULO DOS PARÂMETROS ELÉTRICOS DE UMA LINHA DE TRANSMISSÃO

1.1 - INTRODUÇÃO

Os parâmetros que influem no comportamento de uma linha de transmissão são: resistência (R), indutância (L), capacitância (C) e condutância (G).

Indutância e Resistência distribuídos uniformemente ao longo da linha formam a impedância em série.

Condutância e Capacitância entre os condutores de uma linha monofásica ou entre o condutor e o neutro de uma linha trifásica, formam a admitância em derivação.

O parâmetro que afeta de maneira significativa a capacidade de transmissão da linha, é a indutância. Talvez este seja o parâmetro de maior importância.

Resistência e Condutância, que são considerados por alguns autores, como parâmetros de menor importância, não afetam significativamente a capacidade de transmissão. Logo, a presença desses parâmetros é importante no que diz respeito à economia da transmissão.

Devido à infinidade de programas de computadores já existentes para o cálculo destes parâmetros, será feito apenas um breve comentário sobre cada um destes. E um sumário das principais equações para o cálculo, será também apresentado.

1.2 - CONDUTÂNCIA (G)

A condutância em paralelo, diz respeito à corrente de dispersão entre as fases e a terra. Essa dispersão ocorre na isolação dos cabos subterrâneos ou nos isoladores das linhas aéreas.

Há uma grande variação de condutância com as condições do tempo, umidade atmosférica e conteúdo de sal.

Em condições normais de funcionamento, a condutância pode ser considerada nula, já que a fuga de corrente nos isoladores de

uma linha aérea de transmissão é desprezível.

Não existe para a condutância nenhuma fórmula, como para os outros parâmetros.

1.3 - RESISTÊNCIA (R)

É a principal causa da perda de energia nas linhas de transmissão.

A resistência efetiva de um condutor é dada por:

$$R = \frac{\text{Potência perdida no condutor (W)}}{[\text{Valor eficaz da corrente do condutor}]^2 (\text{A})} \quad [\Omega]$$

Em corrente contínua temos:

$$R = \frac{\rho \cdot \ell}{A} \quad [\Omega] \quad (1.1)$$

onde:

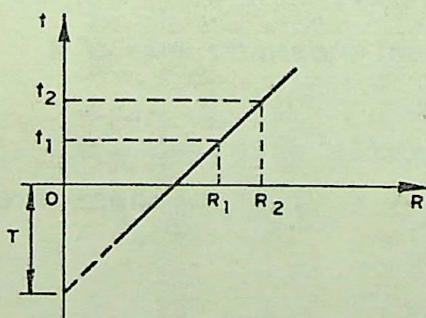
ρ = resistividade do material condutor ($\Omega \cdot \text{m}$)

ℓ = comprimento do condutor (m)

A = área da seção transversal (m^2)

A resistência em corrente contínua é maior para os cabos encordoados, pois o encordoamento helicoidal das camadas torna os condutores mais longos do que o próprio cabo.

Existe uma variação linear da resistência de um condutor metálico com a temperatura. Um método para correção da resistência para variação de temperatura é tirado do gráfico abaixo:



T = constante do material

$$\frac{R_2}{R_1} = \frac{T + t_2}{T + t_1} \quad (1.2)$$

Efeito Pelicular

Em corrente alternada, há uma distribuição desuniforme de corrente no condutor. Essa desuniformidade aumenta com o aumento

da frequência da corrente alternada. Isto é o que se chama de Efeito Pelicular. E ele pode causar um aumento da resistência efetiva de grandes condutores.

1.4 - INDUTÂNCIA (L)

Como a reatância indutiva afeta diretamente a capacidade de transmissão, a indutância é um parâmetro de grande importância. Ela está diretamente associada com o fluxo magnético no interior e em torno dos condutores. A indutância total da linha é a soma das indutâncias devido à energia do campo magnético interno aos condutores (L_i) e à energia do campo magnético externo à eles (L_0). Ou seja,

$$L = L_i + L_0 \quad (1.3)$$

Pode-se definir a indutância como sendo a relação entre a taxa de variação do fluxo concatenado com a taxa de variação da corrente, como mostra a equação abaixo:

$$L = \frac{d\phi}{di} \quad (\text{Henry}) \quad (1.4)$$

Se a permeabilidade (μ) do meio for constante, o fluxo concatenado com o circuito varia linearmente com a corrente. Logo,

$$L = \frac{\phi}{i} \quad (\text{Henry}) \quad (1.5)$$

É o que chamamos de AUTO-INDUTÂNCIA de um circuito elétrico.

Para corrente alternada senoidal, tomamos o fasor Ψ (fasor fluxo concatenado).

INDUTÂNCIA MÚTUA (M)

É o fluxo concatenado com um circuito, devido à corrente no outro circuito, por Ampères de corrente neste circuito.

$$M_{12} = \frac{\Psi_{12}}{I_2} \quad (1.6)$$

por exemplo, a corrente no circuito 2 produz um fluxo concatenado no circuito 1. Temos então a indutância mútua entre os circuitos 2 e 1.

A indutância mútua é importante quando se considera a influência das linhas de potência nas linhas telefônicas e também o acoplamento entre linhas de potência em paralelo.

Coeficiente de Acoplamento (K)

Tomando M como a indutância mútua entre os circuitos 1 e 2, e L_1 e L_2 como indutâncias próprias de 1 e 2, respectivamente, temos:

$$K = \frac{M}{\sqrt{L_1 \cdot L_2}} \quad (1.7)$$

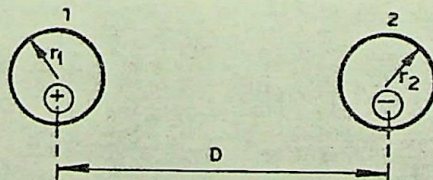
Será apresentado um resumo das equações de indutâncias para os diversos casos de linhas de transmissão.

1.4.1 - INDUTÂNCIA DEVIDO AO FLUXO INTERNO (L_i)

O seu valor independe do tamanho do condutor, e é uma constante.

$$L_i = \frac{1}{2} \times 10^{-7} \text{ (H/m)} \quad (1.8)$$

1.4.2 - INDUTÂNCIA DE UMA LINHA MONOFÁSICA A DOIS CONDUTORES



A indutância para cada um dos condutores é:

$$L_1 = 2 \times 10^{-7} \ln \frac{D}{r_1'} \quad \text{e} \quad L_2 = 2 \times 10^{-7} \ln \frac{D}{r_2'} \quad \text{(H/m)}$$

onde:

$$r' = r \cdot e^{-1/4} = 0,7788 r \text{ (v\u00e1lido somente para condutor s\u00f3lido de se\u00e7\u00e3o circular)}$$

r = raio externo do condutor

Para o circuito completo temos:

$$L_1 + L_2 = 4 \times 10^{-7} \ln \frac{D}{\sqrt{r'_1 \cdot r'_2}} \text{ (H/m)} \quad (1.9)$$

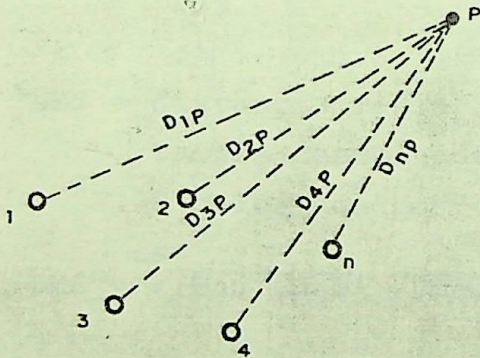
Se os raios forem iguais, a equa\u00e7\u00e3o se torna:

$$L = 4 \times 10^{-7} \ln \frac{D}{r'} \text{ (H/m)} \quad (1.10)$$

\(\rightarrow\) indut\u00e2ncia por metro de linha.

1.4.3 - FLUXO CONCATENADO COM UM CONDUTOR EM UM GRUPO DE CONDUTORES (Ψ)

Tomando um grupo de condutores que conduzem correntes cuja soma \u00e9 zero, e um ponto P distante dos condutores, pode-se obter o fluxo concatenado para cada condutor devido \u00e0 corrente em cada um dos outros condutores, excluindo todo o fluxo al\u00e9m de P.



$$\Psi_{1P1} = 2 \times 10^{-7} \cdot I_1 \cdot \ln \frac{D_{1P}}{r'_1} \text{ (Wbe/m)} \quad (1.11)$$

$$\Psi_{1Pn} = 2 \times 10^{-7} \cdot I_n \cdot \ln \frac{D_{nP}}{D_{1n}} \text{ (Wbe/m)} \quad (1.12)$$

Essas equa\u00e7\u00f5es expressam o fluxo concatenado com o condutor 1 devido \u00e0s correntes em 1 e n, respectivamente.

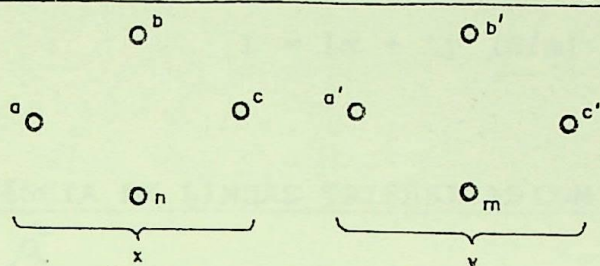
Levando P para bem distante, teremos para todo o fluxo

concatenado com qualquer condutor "m" num grupo de "n" condutores, a seguinte expressão:

$$\Psi_m = 2 \times 10^{-7} \left[I_m \ln \frac{1}{r'_m} + I_1 \ln \frac{1}{D_{m1}} + \dots + I_n \ln \frac{1}{D_{mn}} \right] \text{ (Wbe/m)} \quad (1.13)$$

Dividindo Ψ_m pela corrente I/n que ele conduz, acharemos a indutância do fio "m"; e assim para cada um deles.

1.4.4 - INDUTÂNCIA DE LINHAS COM CONDUTORES COMPOSTOS



Para o cálculo, é feita a suposição de que todos os fios que compõe o condutor são idênticos e conduzem igual parcela de corrente.

Para uma linha monofásica, sendo y o retorno, temos:

$$L_x = 2 \times 10^{-7} \ln \frac{DMG}{RMG_x} \text{ (H/m)} \quad (1.14)$$

$$L_y = 2 \times 10^{-7} \ln \frac{DMG}{RMG_y} \text{ (H/m)} \quad (1.15)$$

onde:

DMG = distância média geométrica entre os condutores x e y.

Também denominada DMG mútua entre dois condutores.

É calculada por:

$$DMG = \sqrt[n \cdot m]{(D_{aa'} \cdot D_{ab'} \dots D_{am}) (D_{ba'} \cdot D_{bb'} \dots D_{bm}) \dots (D_{na'} \cdot D_{nb'} \dots D_{nm})}$$

onde:

n, m = nº de fios de cada condutor, x e y, respectivamente

$D_{aa'}, D_{ab'} \dots D_{nm}$ = distâncias de cada fio de condutor aos fios do outro condutor

RMG = distância média geométrica própria do condutor com posto. Também denominado RAIÓ MÉDIO GEOMÉTRICO do condutor. É calculado por:

$$RMG_x = \sqrt[n^2]{(D_{aa} \cdot D_{ab} \dots D_{an}) (D_{ba} \cdot D_{bb} \cdot D_{bn}) \dots (D_{na} \cdot D_{nb} \dots D_{nn})}$$

$$RMG_y = \sqrt[m^2]{(D_{a'a'} \cdot D_{a'b'} \dots D_{a'm}) (D_{b'a'} \cdot D_{b'b'} \dots D_{b'm}) \dots (D_{m'a'} \cdot D_{m'b'} \dots D_{m'm})}$$

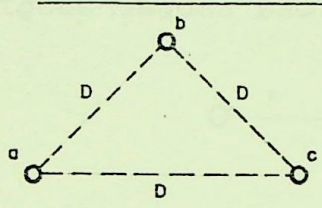
$D_{aa}, D_{bb}, \dots, D_{nn}, D_{a'a'}, D_{m'm} = r'_a, r'_b, \dots, r'_n, \dots$, respectivamente.

O RMG é encontrado em tabelas de cabos condutores, e é designado por alguns autores por D_s .

A indutância total será então:

$$L = L_x + L_y \text{ (H/m)} \tag{1.16}$$

1.4.5 - INDUTÂNCIA DE LINHAS TRIFÁSICAS COM ESPAÇAMENTO EQUILÁTERO



$$L_a = L_b = L_c = L$$

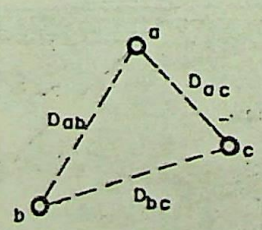
A indutância por fase da linha será:

$$L = 2 \times 10^{-7} \ln \frac{D}{D_s} \text{ (H/m)} \tag{1.17}$$

1.4.6 - INDUTÂNCIA DE LINHAS TRIFÁSICAS COM ESPAÇAMENTO ASSIMÉTRICO

No caso em que, o espaçamento entre os condutores de uma linha não for simétrico, o fluxo concatenado e a indutância de cada fase não serão iguais.

Em consequência disso o circuito torna-se desequilibrado. Para manter o equilíbrio entre as três fases, faz-se uma rotação cíclica dos condutores em intervalos regulares, de modo que cada condutor ocupe a posição original de cada um dos outros por uma distância igual. É o que chamamos TRANSPOSIÇÃO. Esse procedimento resulta em que a indutância média de cada condutor, em um ciclo completo de transposição, seja a mesma.



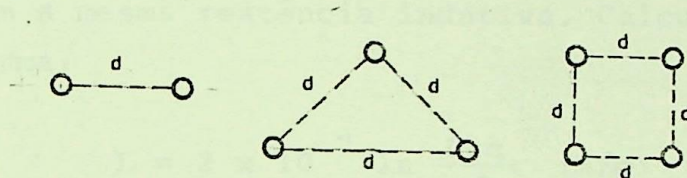
$$L = 2 \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{\sqrt[3]{D_{ab} \cdot D_{bc} \cdot D_{ca}}}{D_s} \quad (\text{H/m}) \quad (1.18)$$

(Indutância média por fase da linha)

Esse cálculo aplica-se a linhas transpostas.

1.4.7 - CABOS MÚLTIPLOS

Em tensões superiores a 230 kV, o Efeito Corona torna-se excessivo. Em consequência disto aumentam-se as perdas de potência e a interferência nas comunicações. Por este motivo é comum utilizar mais de um condutor por fase. Isto faz com que o gradiente de potencial nos condutores diminua, e com ele, o Efeito Corona. As disposições usadas são:



Além de diminuir o corona, o uso de cabos múltiplos também diminui a reatância indutiva da linha.

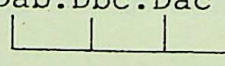
A indutância é calculada por:

$$L = 2 \times 10^{-7} \ln \frac{D_{eq}}{D_s^b} \quad (\text{H/m}) \quad (1.19)$$

onde:

D_{eq} = raiz n-ésima do produto das n distâncias entre os centros das fases; ou seja:

$$D_{eq} = \sqrt[n]{D_{ab} \cdot D_{bc} \cdot D_{ca}}$$


 distâncias entre os centros de cada fase.

D_s^b = raio médio geométrico de um cabo múltiplo.

Para cabo de 2 condutores:

$$D_s^b = \sqrt{(D_s \cdot d)(D_s \cdot d)} = \sqrt{D_s \cdot d}$$

Para cabos com 3 condutores:

$$D_S^b = \sqrt[3]{D_S \cdot d^2}$$

Para cabos com 4 condutores:

$$D_S^b = \sqrt[16]{(D_S \cdot d \cdot d \cdot d \cdot 2^{\frac{1}{2}})^4} = 1,09 \sqrt[4]{D_S \cdot d^3}$$


OBS.: D_S é o RMG do condutor individual que compõe o cabo. Encontra-se em tabelas

1.4.8 - LINHAS TRIFÁSICAS COM CIRCUITOS EM PARALELO

Dois circuitos trifásicos idênticos e eletricamente em paralelo, possuem a mesma reatância indutiva. Calcula-se a indutância da seguinte forma:

$$L = 2 \times 10^{-7} \ln \frac{D_{eq}}{D_S^p} \quad (\text{H/m}) \quad (1.20)$$

onde:

$$D_{eq} = \sqrt[3]{D_{ab} \cdot D_{bc} \cdot D_{ca}}$$


D_S^p = média geométrica dos valores do RMG de cada fase

$$= \sqrt[3]{D_{S_a} \cdot D_{S_b} \cdot D_{S_c}}$$

Os valores de D_S^b foram mencionados no item 1.4.7.

OBS.: As unidades deverão ser sempre as mesmas. Usualmente, os valores de D_{eq} e D_S são dados em Pés.

Encontrados os valores de indutância, pode-se encontrar os valores de reatância indutiva, expressa por:

$$X_L = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L \quad (\text{ohms/unidade de comprimento da linha}) \quad (1.21)$$

onde:

X_L = reatância indutiva (Ω/m)

L = indutância (H/m)

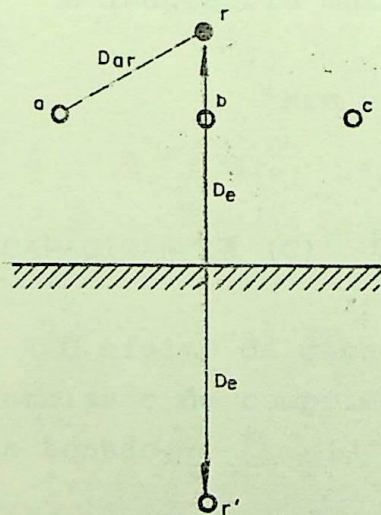
f = frequência (Hz)

1.4.9 - LINHAS COM CABOS-GUARDA

A presença dos cabos pára-raios tem sido considerada apenas nos cálculos das reatâncias de sequência nula; sendo desprezada naqueles de sequência positiva. Porém, foi verificado que a sua influência nos cálculos de reatância de sequência positiva, para linhas de níveis de tensão muito elevados, não deve ser inteiramente desprezada.

Indutância Mútua entre Cabos-Guarda e Cabo-Guarda e Condutor Fase:

Para uma linha trifásica, com apenas um cabo-guarda, teremos:



$$D_e = 2160 \sqrt{\frac{\rho}{f}} \text{ (pés)} \quad (1.22a)$$

$$D_e = 660 \sqrt{\frac{\rho}{f}} \text{ (metros)} \quad (1.22b)$$

onde:

ρ = resistividade volumétrica de solo (Ω/m^3)

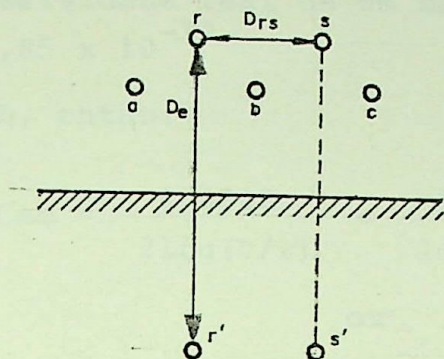
f = frequência do sistema (Hz)

$$M_{ar} = 2 \times 10^{-4} \ln \frac{D_e}{D_{ar}} \text{ (H/Km)} \quad (1.23a)$$

$$M_{br} = 2 \times 10^{-4} \ln \frac{D_e}{D_{br}} \text{ (H/Km)} \quad (1.23b)$$

$$M_{cr} = 2 \times 10^{-4} \ln \frac{D_e}{D_{cr}} \text{ (H/Km)} \quad (1.23c)$$

Para linhas com dois cabos-guarda , teremos a indutância mútua de cada cabo para os condutores de fase.



$$M_{ar} = 2 \times 10^{-4} \ln \frac{D_e}{D_{ar}} \quad (\text{H/Km}) \quad (1.24a)$$

$$M_{as} = 2 \times 10^{-4} \ln \frac{D_e}{D_{as}} \quad (\text{H/Km}) \quad (1.24b)$$

E assim para todas as fases.

A indutância mútua entre os cabos-guarda será:

$$M_{rs} = 2 \times 10^{-4} \ln \frac{D_e}{D_{rs}} \quad (\text{H/Km}) \quad (1.25)$$

1.5 - CAPACITÂNCIA (C)

O efeito da capacitância se torna considerável para linhas de transmissão de comprimento superior a 80 Km aproximadamente e de alta tensão.

1.5.1 - CAPACITÂNCIA DE UMA LINHA DE TRANSMISSÃO A DOIS CONDUTORES

$$C_{ab} = \frac{2 \cdot \pi \cdot K}{\ln(D^2/ra \cdot rb)} \quad (\text{F/m}) \quad \text{ou} \quad (1.26)$$

$$C_{ab} = \frac{0,0388}{\log(D^2/ra \cdot rb)} \quad (\mu\text{F/mi}) \quad (1.27)$$

onde:

D = distância entre condutores

ra, rb = raio externo dos condutores a e b, respectivamente

K = permissividade real de um material. Para linhas aéreas

$$K = 8,85 \times 10^{-12}$$

Se ra = rb, então:

$$C_{ab} = \frac{0,0388}{2 \log(D/r)} = \frac{0,0194}{\log(D/r)} \quad (\mu F/mi) \quad (1.28)$$

ou

$$C_{ab} = \frac{\pi \cdot K}{\ln(D/r)} \quad (F/m) \quad (1.29)$$

Obtém-se dessa forma a capacitância entre condutores de uma linha. A capacitância entre condutor e um neutro ou à terra é o do bro da capacitância entre condutores. Logo:

$$C_n = \frac{2 \pi k}{\ln(D/r)} \quad (F/m) \quad \text{ao neutro}; \quad (1.30)$$

ou

$$C_n = \frac{0,0388}{\log(D/r)} \quad (\mu F/mi) \quad \text{ao neutro} \quad (1.31)$$

A reatância capacitiva entre condutor e neutro é dada por:

$$X_{C_n} = \frac{1}{2\pi f C_n} = \frac{2,862 \times 10^9}{f} \ln(D/r) \quad (\Omega \cdot m) \quad (1.32)$$

para o neutro

Dividindo o valor de X_{C_n} pelo comprimento da linha, obtemos a reatância em ohms (Ω) para toda a linha. Em ohms por milha a equação se torna:

$$X_{C_n} = \frac{1,779 \times 10^6}{f} \cdot \ln(D/r) \quad (\Omega \cdot mi) \quad \text{p/ o neutro} \quad (1.33)$$

1.5.2 - CAPACITÂNCIA DE LINHA TRIFÁSICA COM ESPAÇAMENTO EQUILÁTERO

$$C_n = \frac{2\pi K}{\ln(D/r)} \quad (F/m) \quad \text{p/ o neutro} \quad (1.34)$$

Observa-se que a expressão é a mesma da linha monofásica.

1.5.3 - CAPACITÂNCIA DE UMA LINHA TRIFÁSICA COM ESPAÇAMENTO ASSIMÉTRICO

$$C_n = \frac{2\pi K}{\ln(D_{eq}/r)} \quad (\text{F/m}) \text{ p/ o neutro} \quad (1.35)$$

$$D_{eq} = \sqrt[3]{D_{12} \cdot D_{23} \cdot D_{31}}$$

distância entre fases

1.5.4 - EFEITO DA TERRA SOBRE A CAPACITÂNCIA DE LINHAS DE TRANSMISSÃO TRIFÁSICA

A presença da terra afeta o campo elétrico da linha, com isso altera também a capacitância.

A terra atua de forma a aumentar a capacitância da linha.

$$C_n = \frac{2\pi k}{\ln(D_{eq}/r) - \ln\left(\frac{\sqrt[3]{(H_{12} \cdot H_{23} \cdot H_{31})}}{\sqrt[3]{(H_1 \cdot H_2 \cdot H_3)}}\right)} \quad (\text{F/m}) \quad (1.36)$$

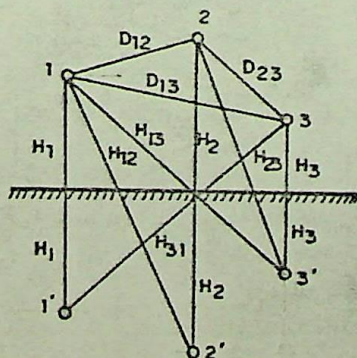
p/ o neutro

D_{eq} = idem ao do item 1.5.3

H_1, H_2, H_3 = distâncias de cada condutor à sua imagem, mostrado na figura a seguir.

H_{12}, H_{23}, H_{31} = distância de cada condutor à imagem do vizinho, mostrado na figura a seguir.

No caso em que os condutores estejam bastante afastados da terra em relação às distâncias entre eles, o segundo termo do numerador (que representa o efeito da terra) se anula, pois as distâncias $H_1, H_2,$ e H_3 se aproximam de H_{12}, H_{23} e H_{31} .



1.5.5 - CABOS MÚLTIPLOS

A linha é considerada transposta. Os cálculos são análogos aos da indutância.

$$C_n = \frac{2\pi K}{\ln(D_{eq}/\sqrt{r \cdot d})} \text{ (F/m) p/ o neutro} \quad (1.37)$$

d = distância entre os condutores que formam o cabo

A expressão $\sqrt{r \cdot d}$ é equivalente ao D_S^b para um cabo múltiplo de dois condutores.

OBS.: No item 1.4.7 é mostrado o método para se calcular D_S^b para a indutância. No cálculo da capacitância o método é o mesmo, porém, o termo D_s do primeiro, é substituído por r no segundo. Generalizando para cabos compostos com qualquer número de sub-condutores:

$$C_n = \frac{2\pi K}{\ln(D_{eq}/D_{S_C}^b)} \text{ (F/m) p/ o neutro} \quad (1.38)$$

1.5.6 - LINHAS TRIFÁSICAS COM CIRCUITO EM PARALELO

O cálculo é feito da mesma forma como exposto para a indutância. O D_{eq} é o mesmo, o $D_{S_C}^p$ é semelhante ao D_S^p , exceto pelo uso do raio externo (r) do condutor, em lugar do seu raio médio geométrico (RMG). Portanto:

$$C_n = \frac{2\pi K}{\ln(D_{eq}/D_{S_C}^p)} \text{ (F/m) p/ o neutro} \quad (1.39)$$

1.5.7 - REATÂNCIA CAPACITIVA (X_c)

$$X_c = 4,77 \times 10^4 \ln \frac{D_{eq}}{D_{sc}} \text{ (}\Omega \cdot \text{Km) p/ o neutro} \quad (1.40)$$

$$X_c = 2.965 \times 10^4 \ln \frac{D_{eq}}{D_{sc}} \text{ (}\Omega \cdot \text{mi) p/ o neutro} \quad (1.41)$$

onde:

Deq = ídem ao ítem 1.5.3

Dsc = raio externo do condutor

Xc = reatância capacitiva

Ou então, tendo calculado a capacitância C:

$$X_c = \frac{1}{2 \pi f C} \quad \begin{array}{l} \text{(ohms por unidade de comprimento} \\ \text{para o neutro)} \end{array} \quad (1.42)$$

1.6 - INFLUÊNCIA DO EFEITO CORONA

O Efeito Corona produz um envoltório no cabo-guarda, aumentando assim seu raio efetivo. A impedância própria do cabo-guarda é alterada, enquanto que as mútuas permanecem constantes. Há um aumento no fator de acoplamento, obtendo-se com isso uma diminuição da diferença de tensão entre cabo-guarda e cabo condutor.

Portanto, se o Efeito Corona for desprezado a taxa de desligamento da linha encontrada será maior que a real. Segundo Choy e Darveniza^[19], análises feitas sem corona, resultaram em um aumento de 15 a 29% na taxa prevista de flashover.

CAPÍTULO 2

DISTRIBUIÇÃO ESTATÍSTICA DAS DESCARGAS ATMOSFÉRICAS

Para uma melhor avaliação da probabilidade da ocorrência de um back-flashover, é necessário um conhecimento das distribuições das intensidades das correntes das descargas e das características da forma de onda.

Um flashover ocorre para um determinado valor de corrente. Conhecendo se portanto, a frequência com que esse valor de corrente ocorre, pode-se avaliar a frequência de ocorrência de flashover numa cadeia de isoladores.

Devido a natureza aleatória dos fenômenos relacionados com as descargas atmosféricas, as variáveis envolvidas são representadas através de distribuições estatísticas. As principais variáveis são:

1 - DENSIDADE DE DESCARGAS PARA A TERRA (N_g)

Esse parâmetro pode ser obtido através de linhas isocerânicas da região.

A partir do nível cerâmico que é o número de dias de trovoadas por ano, pode-se avaliar a porcentagem das descargas totais que caem para a terra. Este é um dado ainda deficiente, devido a dificuldade de se distinguir as descargas entre nuvens e nuvens-solo. Atualmente existem em diversos países, contadores de descargas atmosféricas. Através deles é possível obter uma informação mais real da densidade de descargas atmosféricas para a terra, suprindo a deficiência com relação ao real nível cerâmico.

Após estimado o valor de N_g , é feita uma aproximação para o número médio de descargas que atinge uma linha de transmissão anualmente. A relação comumente usada é a seguinte^[20]:

$$N = 0,004 \cdot N_c^{1,35} (b + 4 \cdot \bar{h})^{1,09} \text{ (raios/100Km/ano)} \quad (2.1)$$

onde:

N_c = nível cerâmico da região (dias de trovoadas por ano)

b = distância entre cabos-guarda (m)

OBS.: $b=0$ se a linha tiver apenas um cabo-guarda.

No caso de linhas sem cabos-guarda, b é a distância entre as fases mais externas.

\bar{h} = altura média. Devem ser referentes aos condutores mais elevados.

Calcula-se a altura média de um cabo-guarda pela equação (2.2):

$$\bar{h} = h_g - \frac{2}{3} (h_g - h_{gw}) \quad (\text{m}) \quad (2.2)$$

onde:

h_g = altura do cabo-guarda na torre (m)

h_{gw} = altura do cabo-guarda no meio do vão (m)

A equação (2.1) vem da hipótese de que a linha de transmissão protege uma certa área sobre a terra ao longo de sua faixa de servidão. Para uma configuração horizontal, de circuito simples, com dois cabos-guarda, a faixa de proteção é mostrada na figura (2.1).^[20]

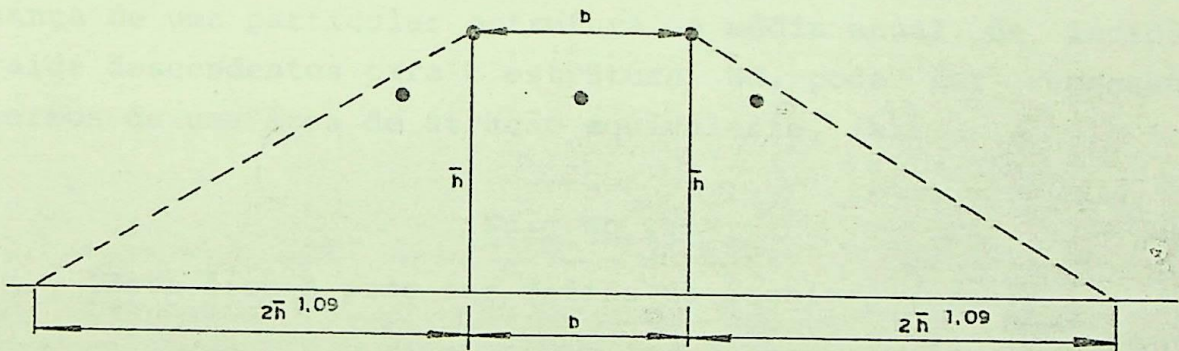


Figura (2.1) - "Sombra elétrica" formada pela linha

Anderson^[5], em seus trabalhos, assumiu para N_g a expressão abaixo:

$$N_g = 0,1 \cdot N_c \quad (\text{raios/km}^2/\text{ano}) \quad (2.3)$$

Após seis anos de pesquisas, com contadores de descargas na África do Sul, foi apresentada outra expressão, por Eriksson:^[24]

$$N_g = 0,04 \times N_c^{1,25} \quad (2.4)$$

Sendo esta última, a que fornece um resultado mais realista

Considerando $N_g = 1$, o número médio de descargas por ano, em função da altura da estrutura é dado pela equação (2.5)^[24]:

$$N_s = 2,4 \times 10^{-5} \times h^{2,05} \quad (2.5)$$

onde:

N_s = nº médio de descargas por ano

h = altura da estrutura (m)

A expressão acima engloba os dois tipos de descarga - as cendente e descendente. Como para estruturas mais baixas só ocorrem raios descendentes, a expressão (2.6) relaciona apenas este tipo com a altura:

$$N_d = 2,4 \times 10^{-5} \times h^{2,05} - 3,0 \times 10^{-9} \times h^{3,53} \quad (2.6)$$

onde:

N_d = número médio de descargas por ano, somente do tipo descendente.

Dada uma densidade de descargas para terra, dentro da vi zinhança de uma particular estrutura, a média anual de incidência de raios descendentes para a estrutura, N_d , pode ser representada em termos de uma área de atração equivalente, (A):

$$N_d = N_g \cdot A \quad (2.7)$$

Esta área A pode ser obtida da seguinte forma:

$$A = 2 \cdot R_a \cdot l \text{ Km} \quad , \text{ p/ cabos horizontais}$$

$$A = \pi R_a^2 \cdot 10^{-6} \text{ (Km}^2\text{)}, \text{ p/ estruturas} \quad (2.8)$$

onde:

l = comprimento do cabo (m)

R_a = raio de atração equivalente da estrutura (m)

Combinando os modelos analítico e empírico que foram pro postos, foi sugerida a seguinte expressão:

$$R_a = 14 \cdot h^{0,6} \text{ (m)} \quad (2.9)$$

onde:

h = altura média da estrutura (m)

A equação (2.9) representa o raio de atração médio da es trutura, como função de sua altura. Esta expressão foi obtida a par tir de valores médios de correntes de descargas.

Na prática, o raio de atração apresentado por cada estrutura irá variar de descarga para descarga, dependendo das relativas intensidades das descargas.

Comparações feitas por Eriksson^[24] com observações feitas em linhas com alturas variando entre 9 e 45 m, nível cerâmico de 20 a 70 dias de trovoadas por ano e 3000 descargas através de 6500 Km.ano de observação, levaram a equação (2.10):

$$N = N_g (b+2Ra) \times 10^{-1} \text{ (raios/100Km/ano)} \quad (2.10)$$

Combinando as equações (2.9) e (2.10), devido a consistência entre os dados empíricos e as expressões derivadas analiticamente, o número médio de descargas para linha fica:

$$N = N_g (b+28h^{0,6}) \times 10^{-1} \text{ (raios/100Km/ano)} \quad (2.11)$$

Para um valor de N_g dado pela equação (2.4), a equação (2.11) torna-se:

$$N = 0,004 N_c^{1,25} (b+28h^{0,6}) \text{ (raios/100Km/ano)} \quad (2.12)$$

h = altura média da estrutura (m)

Eriksson^[24] concluiu que expressões modificadas, como as expressões (2.11) e (2.12), produziram estimativas mais realistas da esperada incidência de descargas para a linha. A figura (2.2) compara as equações (2.1) e (2.12):

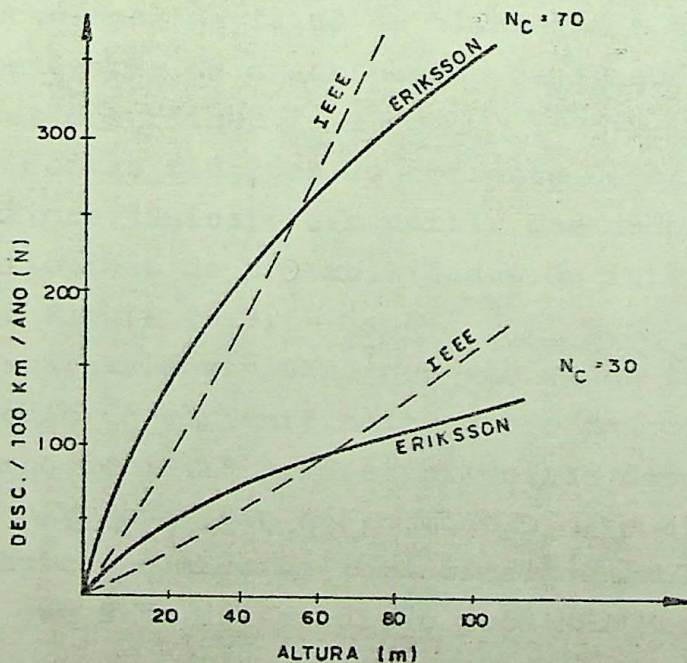


Figura 2.2 - Comparação entre a relação simplificada do IEEE e a expressão proposta por Eriksson

Com base em trabalhos realizados pela CEMIG no período de 1971/84 em cerca de 700 localidades, foi elaborado um mapa de curvas isocerânicas para o estado de Minas Gerais, São Paulo e Espírito Santo. O nível cerâunico médio de Minas Gerais é de 70 dias de trovoadas por ano. Esse valor aumenta em regiões do Triângulo e no Sul de Minas, atingindo valores da ordem de 120 a 140. Os valores médios para São Paulo e Espírito Santo obtidos numa pesquisa de 5 anos são 80 e 47, respectivamente.

A aplicação da expressão (2.4) para os níveis cerâunicos obtidos pela CEMIG, resulta para Minas Gerais densidades médias da ordem de 7 desc./Km²/ano, podendo chegar a 12 ou 14 nas áreas de nível cerâunico mais elevado (Triângulo e Sul de Minas).

Como a densidade de raios é um parâmetro que servirá para o estudo do desempenho de uma linha, torna-se cada vez mais importante um conhecimento melhor deste parâmetro.

2 - DISTRIBUIÇÃO DA CORRENTE DE RAIOS: INTENSIDADE, TAXA DE CRESCIMENTO E FREQUÊNCIA DE OCORRÊNCIA

A amplitude da corrente é um dos principais parâmetros para se estabelecer o valor das sobretensões causadas por descargas atmosféricas em linhas de transmissão. E também, para o estabelecimento da distância de atração, que influencia a área de blindagem de um cabo-guarda.

Os mecanismos de falha de blindagem e back-flashover são fortemente dependentes da distribuição de frequência das amplitudes de correntes dos raios.

Foram feitas medições de corrente de raios, na estação do Monte San Salvatore (Suíça), e a partir dos dados obtidos foi levantada a distribuição de probabilidades de intensidade de corrente, mostrada na Figura (2.3) [10].

As descargas positivas, que são menos frequentes, apresentam um valor médio de corrente maior que o das descargas negativas, que fica em torno de 30 kA para as primeiras descargas.

Popolansky concluiu que o modelo matemático que melhor ajusta a distribuição é a curva log-normal generalizada. A vantagem deste modelo é que esta distribuição pode ser representada por dois

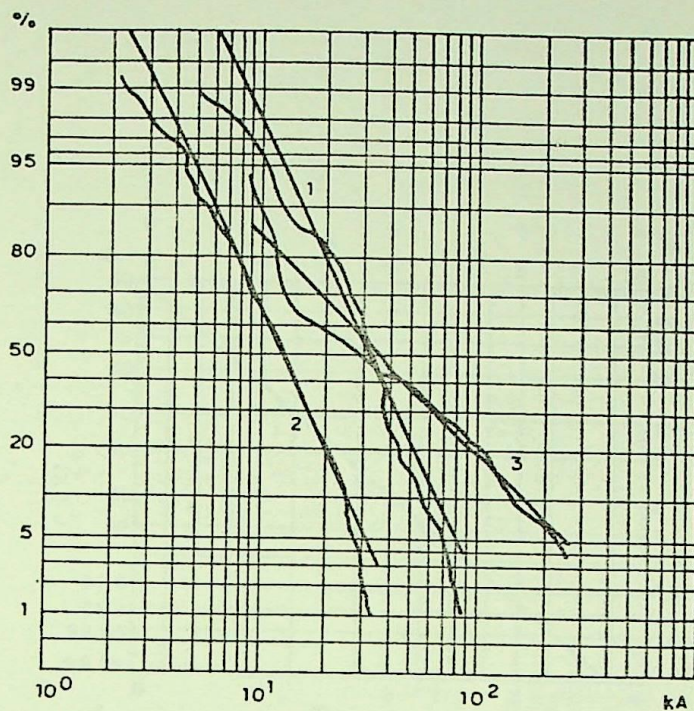


Figura 2.3 - Distribuição de correntes máximas

- 1- Primeiras descargas negativas
- 2- Descargas negativas subsequentes
- 3- Descargas positivas

parâmetros:

- valor médio ($I_{50\%}$)
- desvio padrão (σ)

A distribuição log-normal pode ser construída em termos da variável:

$$X = \frac{\ln[i/I_{50\%}]}{\ln[I_{16\%}/I_{50\%}]} \quad (2.13)$$

sendo:

$$\sigma = \ln \frac{[I_{16\%}]}{[I_{50\%}]}$$

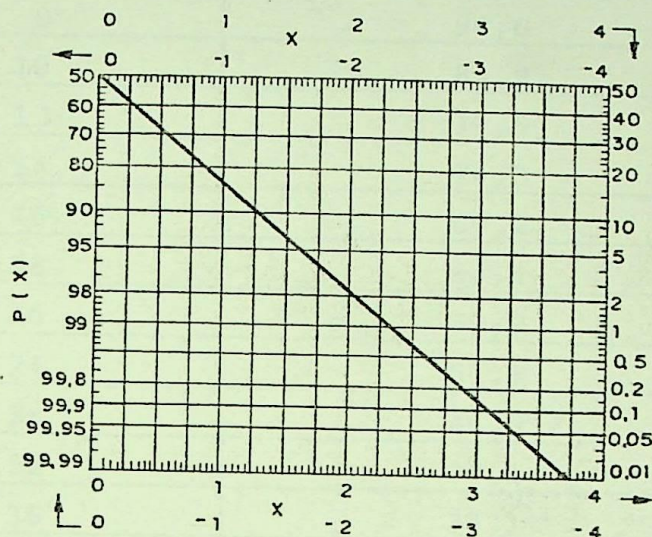


Figura 2.4 - Distribuição log-normal generalizada
 $P(X)$ = probabilidade da corrente exceder o valor de corrente "i". [3]

Esta curva foi também usada para obter a frequência de várias taxas de crescimento de correntes, dados os valores de $dI/dt_{50\%}$ e $dI/dt_{16\%}$, medidos em diferentes lugares.

O valor de 50% da distribuição obtida pela CEMIG está em torno de 46 kA. [27]

As pesquisas desenvolvidas na África do Sul mostraram que em regiões tropicais ou temperadas, as descargas atmosféricas podem se apresentar com maiores intensidades.

Os valores de descargas recomendados pelo CIGRÊ são:

$$I(50\%) = 25 \text{ kA}$$

$$I(16\%) = 61 \text{ kA}$$

$$\rightarrow \sigma = 0,89$$

Alguns pontos dessa distribuição são apresentados na tabela (2.1):

I (kA)	PROBABILIDADE (%) > I
2	99,8
4	98,0
6	94,6
8	90,0
10	84,8
12	79,5
14	74,3
16	69,2
18	64,4
20	59,9
24	51,8
28	44,9
32	39,1
36	34,1
40	29,9
45	25,4
50	21,8
60	16,3
70	12,4
80	9,6
90	7,5
100	6,0
120	3,9
140	2,6
160	1,9
180	1,3
200	1,0

Tabela 2.1

O modelo que mais se aproxima de nossas condições é o modelo empírico, baseado nos dados fornecidos por Popolanski, R. Anderson e A. Eriksson na África do Sul^[20], representado pela equação (2.14):

$$P_I = \frac{1}{1 + \left(\frac{I}{31}\right)^{2,6}} \quad (\text{pu}) \quad (2.14)$$

onde:

PI = probabilidade da corrente de descarga exceder o valor I determinado.

Tendo como valor médio $I_{50\%}=31\text{kA}$ e a distribuição log-normal dada pela figura (2.5).

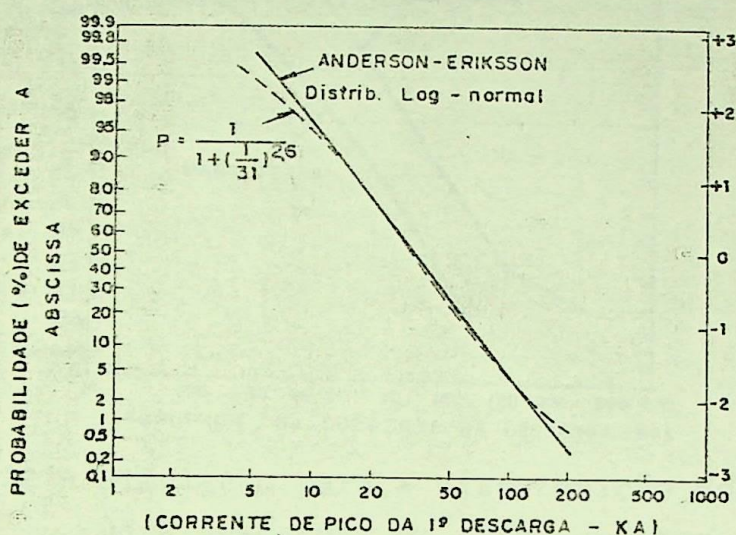


Figura 2.5 - Distribuição da probabilidade de magnitudes de descargas em raios de polaridade negativa.

Segundo Sargent^[9], a altura e o tipo de estrutura influenciam na distribuição de magnitudes das correntes. Até mesmo nos registros mais novos, existem diferenças entre valores medidos. Uma fonte dessas diferenças pode ser portanto, a variação da altura e tipo da estrutura na qual as medidas foram efetuadas.

Popolansky apresentou uma distribuição para a qual foram usadas duas alturas de torres (50m e 75m) nas quais as medições de corrente foram efetuadas.

A probabilidade de ocorrência de altas correntes, aumenta com a altura da torre. Esse fato pode ser visto na distribuição obtida pelo IEEE, mostrada na Figura (2.13)^[9].

Um estudo mais recente ^[26] contradiz a hipótese de Sargent, concluindo que o modelo deste último inclui muitos erros. Neste estudo é afirmado que se a altura da estrutura tem realmente um efeito na corrente média coletada pela linha, este efeito é muito mais discreto que o concluído por Sargent.

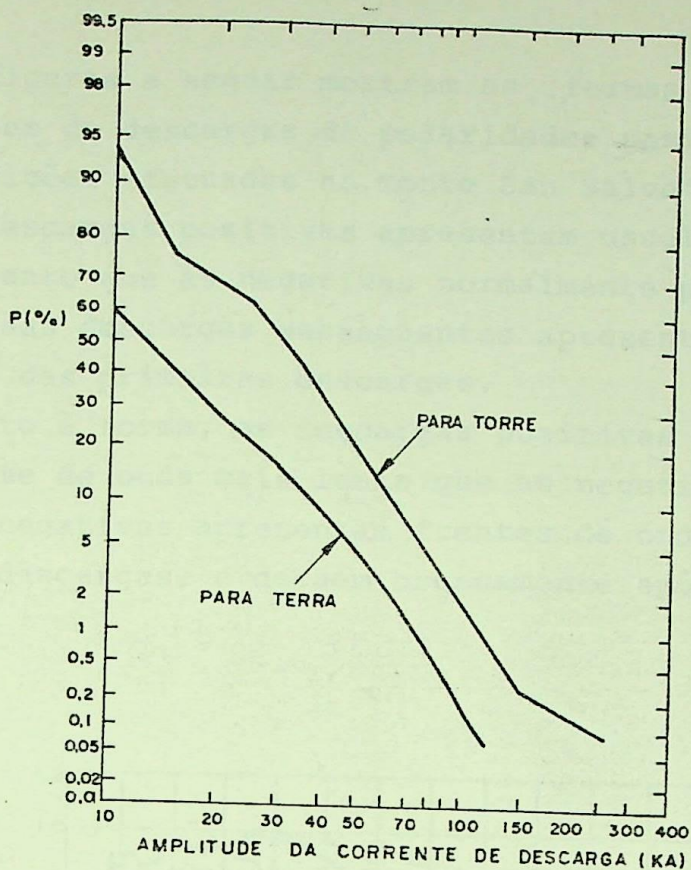


Figura 2.12 - Simulação para a distribuição de Popolansky para descargas em altos objetos ($I_{\min}=2\text{kA}$)

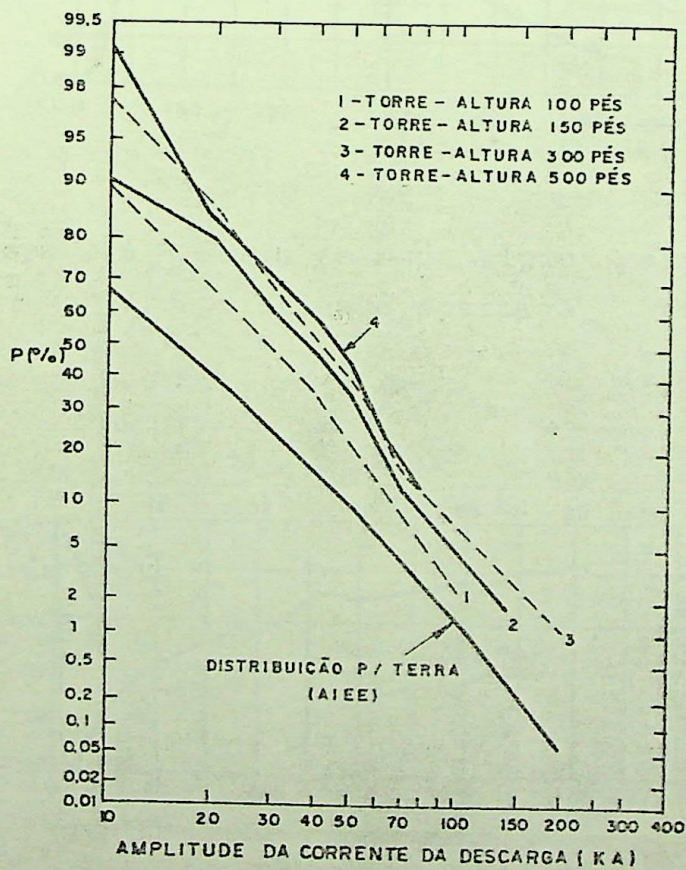


Figura 2.13 - Efeito da altura da estrutura na distribuição de frequências ($I_{\min}=2\text{kA}$)

As figuras a seguir mostram as formas de ondas típicas para as correntes de descargas de polaridades positiva e negativa obtidas das medições efetuadas no Monte San Salvatore [10].

As descargas positivas apresentam usualmente uma única componente, enquanto que as negativas normalmente possuem descargas subsequentes. Essas descargas subsequentes apresentam características bem distintas das primeiras descargas.

Quanto à forma, as descargas positivas apresentam grandes cargas e frente de onda mais lenta que as negativas. As descargas subsequentes negativas apresentam frentes de onda bem menores que as primeiras descargas, e decaem bruscamente após a passagem pelo valor máximo.

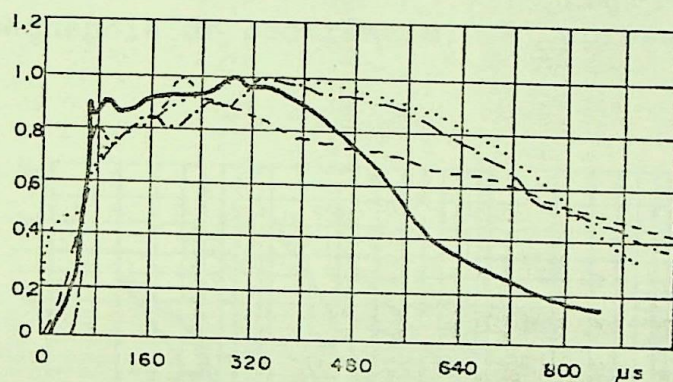


Figura 2.6 - Forma de onda típica para raios de polaridade positiva

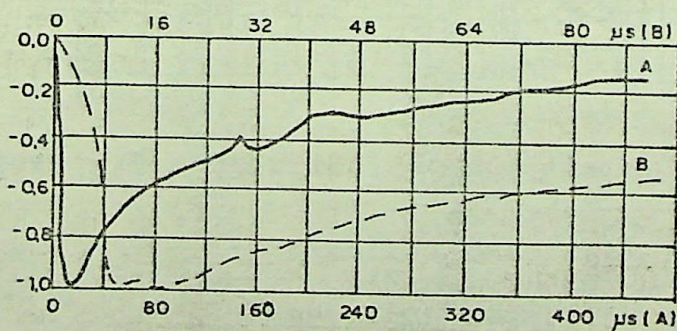


Figura 2.7 - Forma de onda típica para raios de polaridade negativa (1ºs raios)

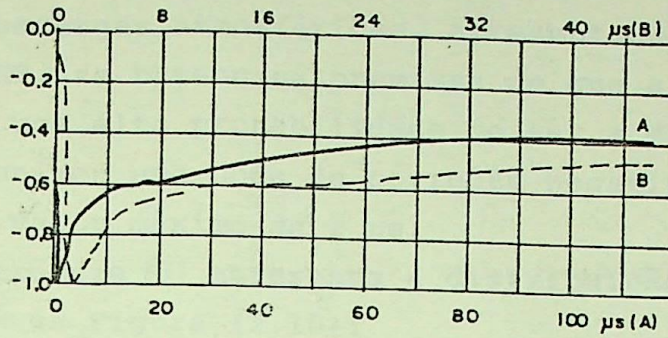


Figura 2.8 - Forma de onda típica para raios de polaridade negativa (raios subsequentes)

Uma comparação entre as descargas positivas e negativas mostrando a frequência de ocorrência, é apresentada na Figura (2.9) [10]:

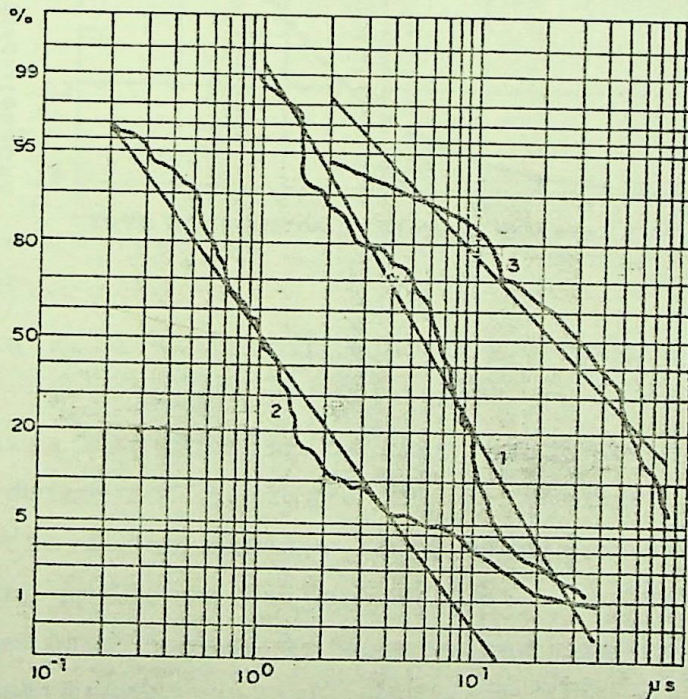


Figura 2.9 - Distribuição dos tempos de crista

- 1- Primeiras descargas negativas
- 2- Descargas negativas subsequentes
- 3- Descargas positivas

O método simplificado para estimativa do desempenho de linhas face às descargas atmosféricas, apresentado por um grupo de trabalho do IEEE, se baseou na premissa de que a primeira descarga de um raio tem uma alta probabilidade de ser a mais severa. O método também padronizou uma onda de corrente negativa com um tempo para atingir seu valor máximo de $2 \mu\text{s}$.

A referência [5] apresenta a distribuição dos tempos de crista, mostrada na Figura (2.10):

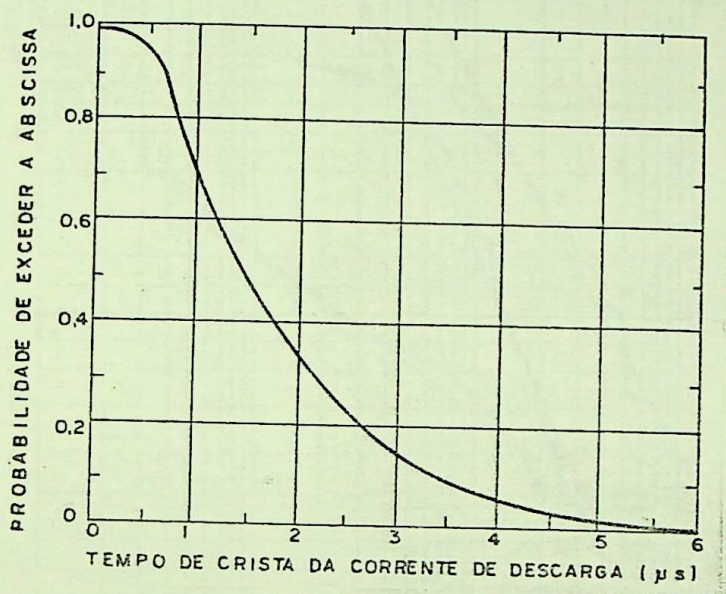


Figura 2.10 - Distribuição dos tempos de crista

Uma outra característica importante da onda de corrente é sua taxa de crescimento. A Figura (2.11) mostra as distribuições das taxas de crescimento máximas para os diversos tipos de descargas, a partir das medições feitas no Monte San Salvatore [10].

As descargas negativas apresentam uma taxa de crescimento maior que as positivas.

No estudo realizado pela CEMIG^[27], para 50% das descargas negativas, a taxa de crescimento é superior a $20 \text{ kA}/\mu\text{s}$, enquanto que para as positivas é de $2 \text{ kA}/\mu\text{s}$.

Berger achou um dI/dt médio de $14 \text{ kA}/\mu\text{s}$ e um desvio padrão de 0,35 para descargas nas torres, e para descargas na linha achou um valor de $12 \text{ kA}/\mu\text{s}$ e desvio padrão igual a 0,55.

Embora não exista nenhuma relação entre a distribuição de

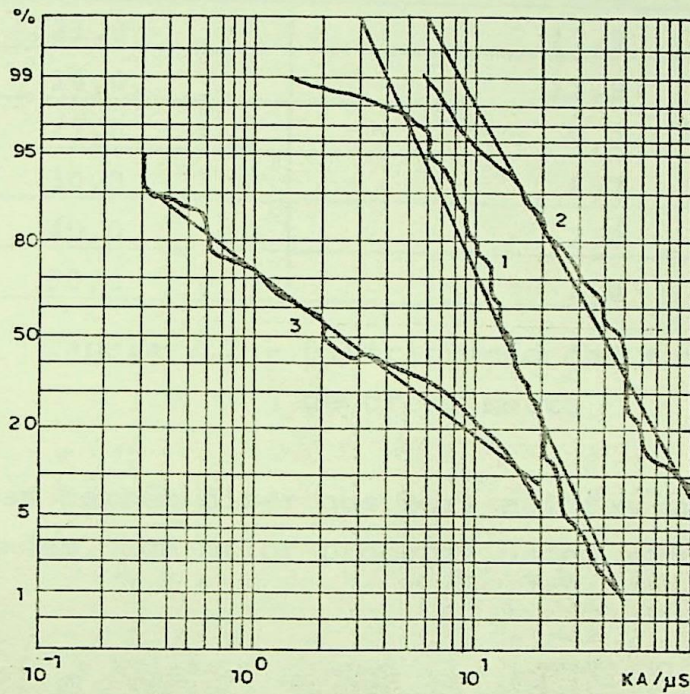


Figura 2.11 - Distribuição das taxas de crescimento

- 1- Primeiras descargas negativas
- 2- Descargas negativas subsequentes
- 3- Descargas positivas

amplitude de corrente e taxa de crescimento da onda, esta também pode ser log-normalmente distribuída, [10], com as seguintes características:

$$\frac{dI}{dt}(50\%) = 12 \text{ kA}/\mu\text{s}$$

$$\rightarrow \sigma = 0,61$$

$$\frac{dI}{dt}(16\%) = 22 \text{ kA}/\mu\text{s}$$

Alguns valores dessa distribuição são apresentados na tabela (2.2):

$dI/dt = \text{kA}/\mu\text{s}$	Probabilidade % $> dI/dt$
6,0	87,2
9,0	68,1
12,0	50,0
15,0	35,7
18,0	25,3
21,0	17,9
24,0	12,8
27,0	9,2
30,0	6,7
40,0	2,4
50,0	1,0

Tabela 2.2 - Distribuição das taxas de crescimento

Pode-se também dizer que para maiores intensidades de corrente correspondem, com maior probabilidade, menores taxas de crescimento.

3 - ÂNGULO DE INCIDÊNCIA DAS DESCARGAS

A incidência de descargas atmosféricas ocorre com uma inclinação em relação à vertical. Este ângulo também apresenta uma natureza estatística.

A suposição de incidências somente na vertical pode diminuir a área de exposição dos cabos condutores, afetando a possibilidade de um cabo ser atingido. Isto portanto, introduzirá erros no estudo do desempenho de linhas, principalmente quanto às falhas de blindagem.

Deste modo, devemos admitir uma determinada distribuição de ângulos de incidência. A expressão sugerida por Armstrong e Whitehead para a função densidade de probabilidade é a seguinte:

$$F(\alpha, m) = K_m \cdot \cos^m \alpha \quad (2.15)$$

onde:

α = ângulo de incidência do raio em relação à vertical
 k, m = constantes a serem ajustadas.

De acordo com Sargent e Darveniza [14,9], as constantes k e m assumem os valores $\frac{2}{\pi}$ e 2 respectivamente.

A Figura (2.12) mostra uma forte tendência para incidências de raios com inclinação próximas da vertical.

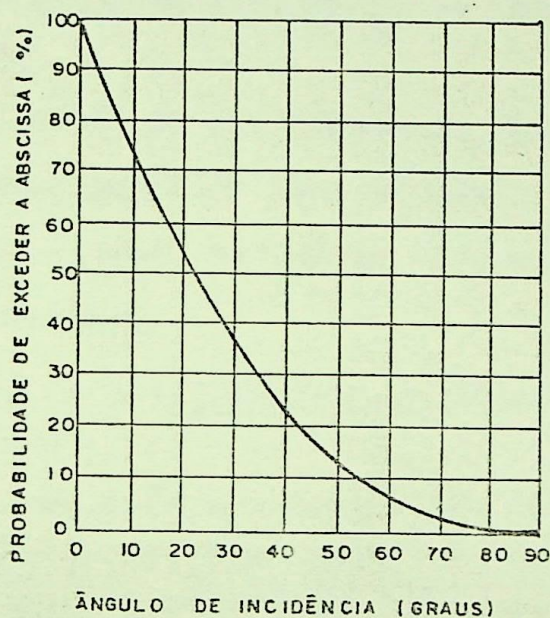


Figura 2.12 - Distribuição dos ângulos de incidência dos raios

4 - DISTRIBUIÇÃO DE DESCARGAS PARA TORRES E CABOS-GUARDA

Se o ângulo de blindagem de uma linha de transmissão for apropriadamente escolhido, a incidência de descargas nos cabos condutores deverá ser uma parte muito pequena do total de descargas que incidem na linha (cabo-guarda e torre).

A porcentagem de descargas que incidem na torre é influenciada pelo tipo de torre, sendo maior para as torres mais altas e de grande massa metálica.

A menor porcentagem ocorre para as torres de madeiras. Há a hipótese de que para torres metálicas altas com vão de aproximadamente 300 m, 60% dos raios incidem próximo à torre. Os outros 40% incidem ao longo do vão.

Para torres metálicas mais leves, 40% das descargas incidem próximo à torre e 60% ao longo do vão (para um vão de aproximadamente 270 m). Para torres de madeira, a proporção para incidência na estrutura pode ser estimada em torno de 25%.

Tomando esses percentuais como ponto de partida, uma aproximação é feita:

$$N_T = N_L \cdot e^{-Y} \cdot S/S_0 \quad (2.16)$$

onde:

N_T = nº total de incidência na torre por 100 milhas por ano

N_L = nº total de incidência na linha por 100 milhas por ano

S = comprimento do vão, em pés

S_0 = comprimento do vão do caso-base, em pés

y = constante.

Para $S/S_0 = 1$ (condição para o caso-base), encontramos a relação $N_T/N_L = e^{-Y}$.

A constante y deve ser escolhida de forma que esta relação seja 0,6; (60% de descargas para a torre).

Para linhas de ultra-alta tensão, S_0 é assumido igual a 1200 pés.

CAPÍTULO 3

CÁLCULO DA TENSÃO DE TOPO-DE-TORRE

3.1 - INTRODUÇÃO

Quando uma descarga atmosférica atinge um cabo pára-raios ou uma torre de uma linha de transmissão, a corrente é drenada para a terra através da estrutura, provocando no topo desta uma elevação da tensão. Ou seja, a diferença de potencial entre cabos condutores e torre é grande.

Se essa elevação de potencial, superar a resistência dielétrica ao surto da cadeia de isoladores, poderá ocorrer um desligamento da linha de transmissão ("backflashover").

Daí a importância de se calcular a tensão no topo da torre nos casos de incidência de descargas no topo desta ou ao longo dos cabos-guarda. Para este segundo caso, será desprezado o flashover ao longo do vão devido ao fato do afastamento entre cabos-guarda e cabos condutores, em linhas de EAT e UAT ser suficientemente grande para evitar a sua ocorrência. Sendo portanto, mais comum, neste caso, o flashover ocorrer ao longo da cadeia de isoladores da linha.

Logo, para descargas atingindo o vão, não será calculada a tensão no ponto de incidência.

Para o cálculo da tensão no topo da torre, em casos de incidência de raios na torre e no meio do vão, foi desenvolvido um programa digital baseado no trabalho feito por Jordan [22].

Para o desenvolvimento do programa, duas aproximações importantes foram feitas:

- foi desprezada a influência da descarga de retorno;
- desprezou-se também a atenuação e a distorção da onda de tensão, causadas pelo Efeito Corona, por ser de difícil implantação de forma precisa num programa digital.

A desconsideração da parcela de retorno da descarga não constitui um erro considerável na tensão da torre e através da cadeia de isoladores, sobretudo quando se trabalha com frentes de ondas inferiores a 2,0 μ s.

O método usado é o das reflexões sucessivas e as expressões serão mostradas posteriormente. A representação das variáveis são apresentadas em seguida.

3.2 - IMPEDÂNCIA DO CANAL DE DESCARGA

Devido à existência de campos elétricos e magnéticos associados com a corrente do raio, o canal de descarga deve ter a característica de uma impedância de surto, até que o seu efeito seja eliminado por reflexões sucessivas.

Bewley^[18] sugeriu a seguinte expressão para o cálculo da impedância do canal:

$$Z_c = 60 \log \frac{R}{r} \quad (\Omega) \quad (3.1)$$

sendo:

R = raio do campo eletrostático devido ao volume da nuvem

r = raio do canal de descarga.

Como há uma ausência de conhecimentos sobre as dimensões da descarga, essa impedância não é muito conhecida.

A referência [18] sugere um valor único de 400Ω para fins práticos já que grandes variações de R e r não afetam em muito o valor de Z_c .

Jordan assume um valor de 200Ω em seu trabalho[22].

No entanto, informações mais recentes indicam Z_c na faixa de 800 a 1200Ω .

3.3 - IMPEDÂNCIA DO CABO-GUARDA

De posse do valor das impedâncias próprias e mútuas da linha, pode-se encontrar a impedância equivalente do sistema de cabos-guarda para a representação da linha.

A presença do cabo-guarda na linha, reduz o potencial no topo da torre.

a-) Linha com 1 cabo-guarda:

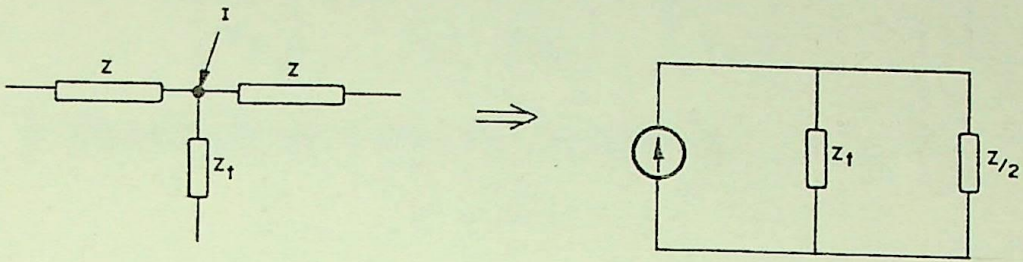


Figura 3.1 - Representação da linha com 1 cabo-guarda e circuito equivalente.

Z = impedância própria do cabo-guarda (Ω)

Z_t = impedância da torre (Ω)

b-) Linha com 2 cabos-guarda:

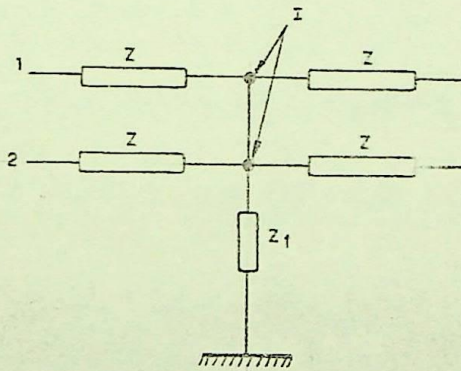
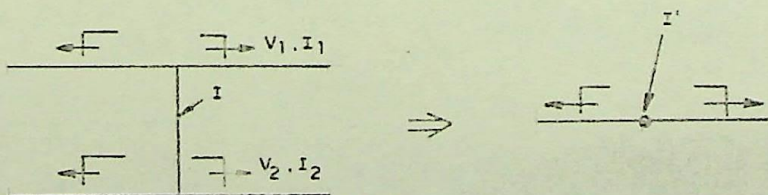


Figura 3.2 - Representação da linha com 2 cabos-guarda.

De acordo com as condições de fronteiras abaixo e utilizando equações matriciais, chega-se no seguinte resultado:



$$\begin{aligned} I' &= I_1 + I_2 \\ V' &= V_1 = V_2 \end{aligned}$$

A equação que relaciona surto de tensão e corrente é:

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{11} & Z_{12} \\ Z_{21} & Z_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

A impedância de surto equivalente é:

$$Z' = V'/I'$$

Sabendo que $I' = I_1 + I_2$ e $V' = V_1 = V_2$, é possível modificar a matriz (3.2):

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 - V_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{11} & Z_{12} \\ (Z_{21} - Z_{11}) & (Z_{22} - Z_{12}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

Se I_1 for substituído por $I_1 + I_2$, a matriz (3.3) fica da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 - V_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{11} & (Z_{12} - Z_{11}) \\ (Z_{21} - Z_{11}) & (Z_{22} - Z_{12} - Z_{21} + Z_{11}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 + I_2 \\ I_2 \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

Fazendo $V_2 - V_1 = 0$, calcula-se I_2 :

$$I_2 = \frac{-(Z_{21} - Z_{11})}{(Z_{22} + Z_{11} - Z_{12} - Z_{21})} \cdot (I_1 + I_2) \quad (3.5)$$

$$V_1 = Z_{11}(I_1 + I_2) + (Z_{12} - Z_{11})I_2$$

$$V_1 = Z_{11}(I_1 + I_2) - \frac{(Z_{12} - Z_{11})^2}{(Z_{22} + Z_{11} - 2Z_{12})} \cdot (I_1 + I_2)$$

Ficando:

$$\begin{array}{c} V_1 \\ \downarrow \\ V' \end{array} = \underbrace{\left[Z_{11} - \frac{(Z_{12} - Z_{11})^2}{Z_{11} + Z_{22} - 2Z_{12}} \right]}_{Z'} \cdot \begin{array}{c} (I_1 + I_2) \\ \downarrow \\ I' \end{array} \quad (3.6)$$

De onde se obtém a impedância equivalente Z' .

No caso em que os dois cabos-guarda são iguais, $Z_{11}=Z_{22}$, então:

$$Z' = \frac{Z_{11} + Z_{12}}{2} \quad (3.7)$$

O circuito equivalente é mostrado na Figura 3.3:

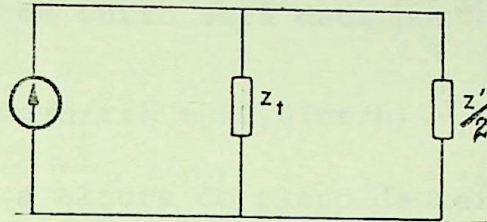


Figura 3.3 - Circuito equivalente para 2 cabos-guarda.

Quando os dois cabos-guarda estiverem bem separados, é comum a aproximação: $Z' = Z/2$ [29].

Serão adotados para o cálculo das impedâncias, as expressões simplificadas (3.8) e (3.9) [5]:

$$Z_{ii} = 60 \ln \frac{2h_i}{r_i} \quad (\Omega) \quad (3.8)$$

$$Z_{ij} = 60 \ln \frac{a_{ij}}{b_{ij}} \quad (\Omega) \quad (3.9)$$

onde:

h_i = altura do condutor i na torre (metros)

a_{ij} = distância do condutor i à imagem de j (m)

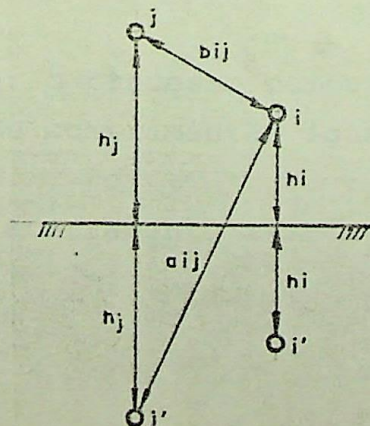
r_i = raio externo do condutor, considerando o corona (m)

Z_{ii} = impedância própria de i (Ω)

Z_{ij} = impedância mútua entre i e j (Ω)

b_{ij} = distância do condutor i diretamente ao condutor j (m)

a e b podem ser vistos na Figura (3.4):



3.4 - IMPEDÂNCIA DE TORRE E IMPEDÂNCIA DE PÉ-DE-TORRE

A influência destes valores na tensão de topo-de-torre será tratada com detalhes em capítulos posteriores.

Jordan considera um modelo que representa a torre por um cilindro vertical tendo como comprimento a altura da torre real sobre a terra. Seu raio é igual ao raio equivalente de uma torre real.

A impedância de surto será dada por [22]:

$$Z_t = 138,2 \log(h/rt) + 90,0(rt/h) - 60,0 \quad (\Omega) \quad (3.10)$$

Considera-se a altura do plano de terra como sendo zero.

Jordan também definiu o raio equivalente de uma estrutura complexa como sendo:

$$r_t = \frac{\text{perímetro da seção}}{2\pi} \quad (3.11)$$

e sugere que no instante de dimensionar o perímetro da estrutura, deve-se esquecer os braços da torre e imaginá-la como inscrita em um tubo.

A impedância de pé-de-torre é considerada constante para todas as torres.

3.5 - REPRESENTAÇÃO DA LINHA

A quantidade de vãos e torres a serem representados em uma modelagem para cálculo da tensão de torre, é definida em função do tempo de crista da corrente de descarga e do comprimento do vão. Quanto maior o tempo para a corrente atingir o seu valor máximo, ou quanto menores os comprimentos dos vãos, maior é a quantidade necessária de torres e vãos para uma determinação correta da tensão de topo-de-torre.

Para facilitar o processo computacional, pode-se representar a linha com vãos de comprimentos iguais e de valor igual ao vão básico de projeto.

O sistema de aterramento também é considerado o mesmo para todas as estruturas.

Para o caso de incidência de descargas na torre, o programa utilizado trabalha apenas com a torre atingida e as duas adjacentes a esta (uma de cada lado da atingida). Considera-se que as correntes e tensões em pontos muito distantes do ponto de contato e em períodos de tempo muito longo não são de grande importância.

Para o caso de incidências ao longo do vão, são consideradas as 2 torres de cada lado do vão atingido.

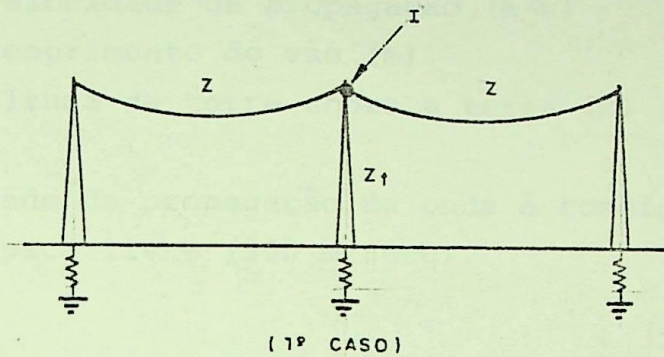


Figura 3.5 - Incidência de descarga na torre.

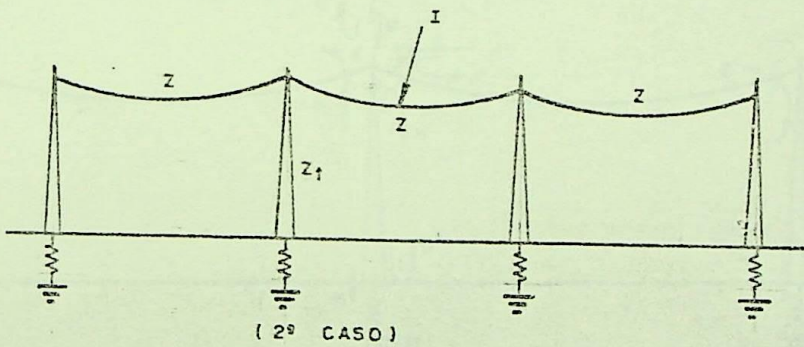


Figura 3.6 - Incidência de descarga no meio do vão.

A onda de tensão que se propagará pela linha é o produto da corrente da descarga e da impedância vista pela mesma.

A impedância vista para cada um dos casos será:

$$\underline{1^\circ \text{ Caso:}} \quad Z_{eq} = \frac{Z \cdot Z_t}{2Z_t + Z} \quad (3.12)$$

$$\underline{2^\circ \text{ Caso:}} \quad Z_{eq} = Z \quad (3.13)$$

3.6 - COEFICIENTES DE REFLEXÃO E REFRAÇÃO E TEMPOS DE PROPAGAÇÃO

Será usada a nomenclatura seguinte:

- Z_g = impedância do cabo-guarda (Ω)
 Z_t = impedância da torre (Ω)
 Z_p = impedância de pé-de-torre (Ω)
 Z_c = impedância do canal de descarga (Ω)
 v = velocidade de propagação (m/s)
 s = comprimento do vão (m)
 h = altura da torre sobre a terra (m)

OBS.: A velocidade de propagação da onda é considerada igual à da luz no espaço livre (300 m/ μ seg).

3.6.1 - INCIDÊNCIA DE DESCARGAS NA TORRE

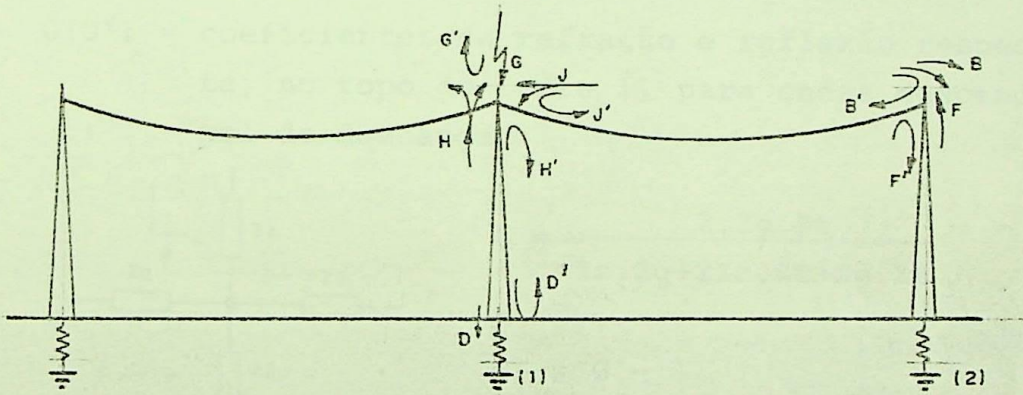
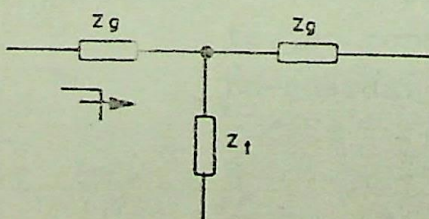


Figura 3.7 - Coeficientes de reflexão e refração para descarga na torre.

Os coeficientes serão dados pelas equações (3.14).

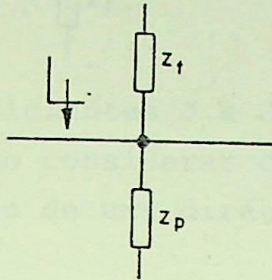
$B(B')$ = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no topo de todas as torres, exceto na torre 1, para ondas viajando no cabo-guarda.



$$B = \frac{2 \cdot Z_t}{2Z_t + Z_g} \quad (3.14a)$$

$$B' = B - 1$$

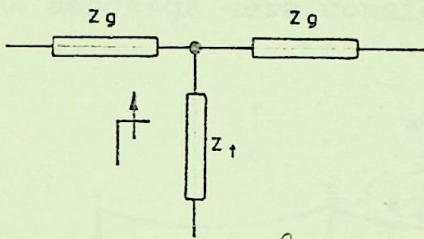
$D(D')$ = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no pé de todas as torres, para a onda descendo pela torre.



$$D = \frac{2 \cdot Z_p}{Z_t + Z_p} \quad (3.14b)$$

$$D' = D - 1$$

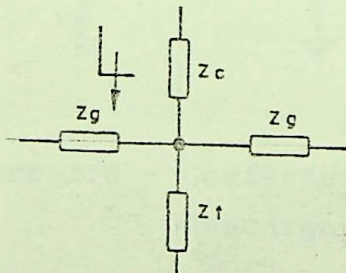
$F(F')$ = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no topo de todas as torres, exceto para a torre 1, para ondas subindo pela torre.



$$F = \frac{2 \cdot Z_g}{Z_g + 2Z_t} \quad (3.14c)$$

$$F' = F - 1$$

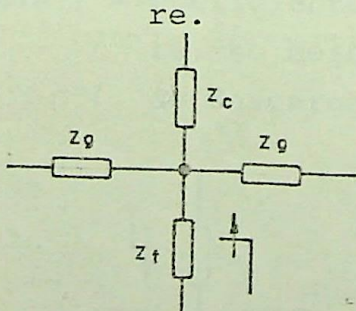
$G(G')$ = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no topo da torre 1, para ondas descendo no canal de descarga.



$$G = \frac{2 \cdot Z_g \cdot Z_t}{Z_c \cdot Z_g + 2Z_c \cdot Z_t + Z_g \cdot Z_t} \quad (3.14d)$$

$$G' = G - 1$$

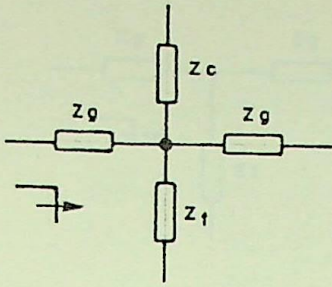
$H(H')$ = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no topo da torre 1, para ondas subindo na torre.



$$H = \frac{2 \cdot Z_g \cdot Z_c}{Z_t \cdot Z_g + 2Z_t \cdot Z_c + Z_g \cdot Z_c} \quad (3.14e)$$

$$H' = H - 1$$

$J(J')$ = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no topo da torre 1, para ondas viajando no cabo-guarda.



$$J = \frac{4 \cdot Z_c \cdot Z_t}{Z_g \cdot Z_t + Z_c \cdot Z_g + 2Z_c \cdot Z_t} \quad (3.14f)$$

$$J' = J - 1$$

OBS.: Os coeficientes J e J' são derivados de tal forma, que é necessário considerar ondas se aproximando da torre 1, apenas ao longo de uma direção.

3.6.2 - INCIDÊNCIA DE DESCARGAS AO LONGO DO VÃO

A descarga será considerada atingindo o meio do vão.

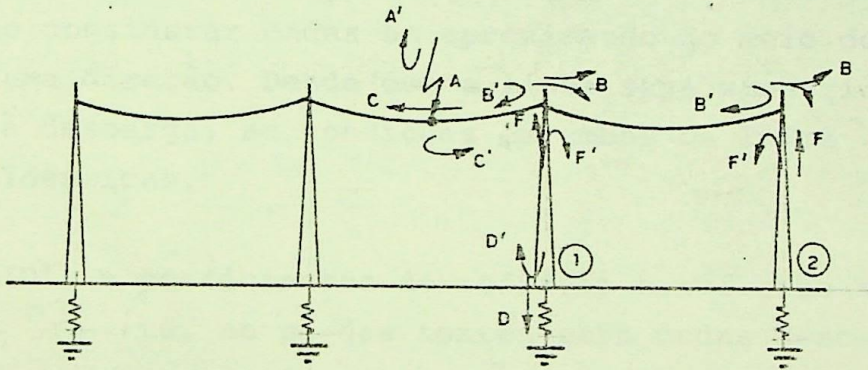
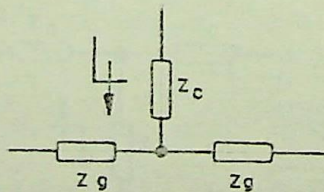


Figura 3.8 - Coeficientes de reflexão e refração para descarga no meio do vão.

Os coeficientes serão dados pelas equações (3.15).

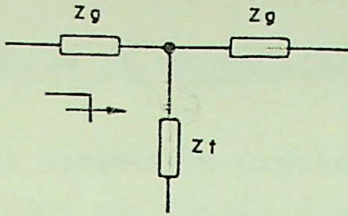
A(A') = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no meio do vão para a onda descendo no canal de descarga.



$$A = \frac{2 \cdot Z_g}{Z_g + 2Z_c} \quad (3.15a)$$

$$A' = A - 1$$

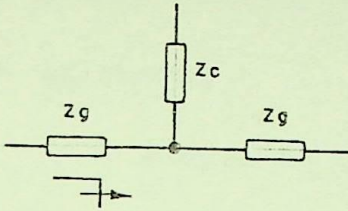
B(B') = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no topo das torres para ondas viajando sobre o cabo-guarda.



$$B = \frac{2 \cdot Z_t}{Z_g + 2Z_t} \quad (3.15b)$$

$$B' = B - 1$$

$C(C')$ = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no meio do vão para ondas viajando sobre o cabo-guarda.

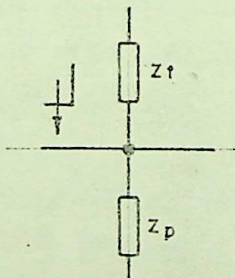


$$C = \frac{4 \cdot Z_c}{2Z_c + Z_g} \quad (3.15c)$$

$$C' = C - 1$$

OBS.: Os coeficientes C e C' são derivados de tal modo que é necessário considerar ondas se aproximando do meio do vão de apenas uma direção. Desde que a linha seja simétrica com relação à descarga, as condições em ambos os lados da descarga são idênticas.

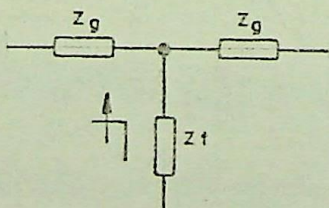
$D(D')$ = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no pé das torres para ondas descendo pela torre.



$$D = \frac{2 \cdot Z_p}{Z_p + Z_t} \quad (3.15d)$$

$$D' = D - 1$$

$F(F')$ = coeficientes de refração e reflexão respectivamente, no topo das torres para as ondas subindo pela torre.



$$F = \frac{2 \cdot Z_g}{Z_g + 2Z_t} \quad (3.15e)$$

$$F' = F - 1$$

3.6.3 - TEMPOS DE PROPAGAÇÃO (τ)

Os tempos de propagação da onda nos cabos e nas torres se rão calculados em função dos comprimentos dos vãos e das alturas das torres.

$$1- \text{ no vão: } \tau_1 = s/v \quad (3.16)$$

s = comprimento total ou fração do vão

$$2- \text{ na torre: } \tau_2 = h/v \quad (3.17)$$

h = altura da torre.

3.7 - DETERMINAÇÃO DA TENSÃO DE TOPO-DE-TORRE

A incidência de uma descarga atmosférica numa linha de transmissão, estabelece uma série de ondas de corrente e tensão que viajam ao longo da linha e das torres, a partir do ponto atingido.

A tensão num determinado ponto, num dado instante de tem po, é a superposição de todas as ondas que chegam naquele ponto, no instante desejado.

A taxa de crescimento da corrente de descarga tem grande influência na determinação da tensão de topo-de-torre. Isto se de ve ao fato de que, como o comprimento do vão é bem maior em rela ção à altura da torre, há uma quantidade muito maior de reflexões dentro da própria torre durante o período necessário para a onda ir de uma torre à outra.

Neste ítem será analisado o fenômeno da propagação de on das na estrutura e condutores, para os dois casos de incidência e determinação das tensões de topo-de-torre.

3.7.1 - INCIDÊNCIA DE DESCARGA NO TOPO DA TORRE

Quando a descarga atinge a torre, ela se propaga insta neamente, seguindo vários percursos. Cada um desses percursos, des de o momento em que a descarga atinge a torre até o instante em que

a onda retorna neste ponto, representa uma parcela da tensão final. O defasamento máximo com o qual se trabalha é $(2s+6h)/v$, pois a partir daí os componentes de tensão assumem valores muito pequenos. A onda de tensão associada à descarga é $f(t)$. Pode-se destacar então as seguintes parcelas:

1-) A onda atinge a torre, desce para a base onde reflete e volta para o topo. Aí reflete novamente para a base e continua em reflexões sucessivas no interior da torre até completar o tempo máximo de defasamento. A primeira onda que viaja para a base da torre é $G.f(t)$. Esta parcela será:

$$V_1 = Gf(t) + GD'Hf(t-2h/v) + GD'H(D'H') f(t-4h/v) + \\ + GD'H(D'H')^2 f(t-6h/v) + \dots + GD'H(D'H')^k f(t - \frac{(2k+2)h}{v})$$

2-) A onda atinge a torre, propaga-se para a torre adjacente e retorna para o ponto atingido, (sem descer nas bases):

$$V_2 = GB'J f(t-2s/v)$$

3-) A onda ao atingir a torre propaga-se para a torre adjacente, reflete e retorna à torre atingida; penetra no seu interior, refletindo na base e retornando ao topo:

$$V_3 = GB'JD'H f(t - \frac{2s+2h}{v})$$

4-) Ao atingir a torre, a onda penetra no seu interior, reflete na base e retorna ao topo. Daí se propaga para a torre adjacente, refletindo e retornando ao topo:

$$V_4 = GD'HB'J f(t - \frac{2s+2h}{v})$$

5-) A onda atinge a torre, viaja para a torre adjacente, desce para a base, reflete e retorna para o topo da mesma, viajando novamente para o topo da torre atingida:

$$V_5 = GBD'FJ f\left(t - \frac{2s+2h}{v}\right)$$

- 6-) A onda atinge a torre, completa um percurso de ida e volta no vão, desce 2 vezes na base da torre, retornando finalmente ao topo:

$$V_6 = G(D')^2 JB'H'H f\left(t - \frac{2s+4h}{v}\right)$$

- 7-) A onda atinge a torre, penetra no seu interior, volta ao topo, refletindo novamente para a base, de onde retorna ao topo, se propagando para a torre adjacente, retornando daí ao topo da torre atingida.

$$V_7 = G(D')^2 H'HB'J f\left(t - \frac{2s+4h}{v}\right)$$

- 8-) A onda atinge a torre, viaja até a torre adjacente descendo para a base duas vezes, retornando para a torre atingida.

$$V_8 = GB(D')^2 FF'J f\left(t - \frac{2s+4h}{v}\right)$$

- 9-) A onda atinge a torre, vai até a torre adjacente, desce e sobe por esta, retorna à torre atingida descendo e subindo para o topo desta.

$$V_9 = GB(D')^2 FJH f\left(t - \frac{2s+4h}{v}\right)$$

- 10-) A onda atinge a torre, faz o percurso de ida e volta pelo seu interior, vai até a torre adjacente penetrando no seu interior e retornando à torre atingida.

$$V_{10} = G(D')^2 HBFJ f\left(t - \frac{2s+4h}{v}\right)$$

- 11-) A onda atinge a torre, vai até a base, retorna ao topo e se propaga para a adjacente, refletindo de volta à torre atingida

desce novamente para a base e volta para o topo.

$$V_{11} = G(D')^2 JB'H^2 \left(t - \frac{2s+4h}{v} \right)$$

Não havendo nenhum outro percurso diferente, até este de fasamento máximo, o valor total da tensão será o somatório de todas estas parcelas:

$$V_T = \sum_{i=1}^{11} V_i \quad (3.18)$$

Arrajando os termos, a tensão no topo da torre atingida será dada pela equação (3.19):

$$\begin{aligned} V_T = & Gf(t) + GD'H(D'H')^k f\left(t - \frac{(2k+2)h}{v}\right) + GB'J f\left(t - \frac{2s}{v}\right) + \\ & + GD'J (BF+2B'H) f\left(t - \frac{2s+2h}{v}\right) + \\ & + G(D')^2 J [B'H(2H'+H) + BF(2H+F')] f\left(t - \frac{2s+4h}{v}\right) \end{aligned}$$

* ILUSTRAÇÕES:



3.7.2 - INCIDÊNCIA DE DESCARGA NO MEIO DO VÃO

Não será especificada aqui cada parcela, pois o fenômeno de propagação é idêntico ao anterior, porém, com percursos diferentes. Será mostrada apenas a expressão para as parcelas de cada instante de tempo tomado, e as respectivas ilustrações.

O defasamento máximo para este caso é de $(2,5s+4h)/v$. A onda de tensão associada à descarga é $f(t)$.

A onda que atinge o vão e se propaga é $Af(t)$.

$$1-) \tau = 0,5s$$

$$V_1 = AB f\left(t - \frac{0,5s}{v}\right)$$

$$2-) \tau = (0,5s+kh) ; k = 1,2,3,\dots$$

$$V_2 = ABD'F f\left(t - \frac{0,5s+2h}{v}\right) + ABD'F(D'F') f\left(t - \frac{0,5s+4h}{v}\right) + \dots + ABD'F(D'F')^{k-1} f\left(t - \frac{0,5s+2kh}{v}\right)$$

$$3-) \tau = 1,5s$$

$$V_3 = AB'C'B f\left(t - \frac{1,5s}{v}\right)$$

$$4-) \tau = 1,5s + 2h$$

$$\left. \begin{aligned} V_{4a} &= AB'C'BD'F \\ V_{4b} &= ABD'FC'B \end{aligned} \right\}$$

$$V_4 = ABD'FC'(B+B') f\left(t - \frac{1,5s+2h}{v}\right)$$

$$5-) \tau = 1,5s + 4h$$

$$\left. \begin{aligned} V_{5a} &= AB'C'BD'F'D'F \\ V_{5b} &= ABD'F'D'FC'B \\ V_{5c} &= ABD'FC'BD'F \end{aligned} \right\}$$

$$V_5 = ABD'F(C'D')(B'F'+BF'+BF) f\left(t - \frac{1,5s+4h}{v}\right)$$

$$\text{Para: } \tau = (1,5s+2kh) \quad k = 1,2,3,\dots$$

$$V_5 = ABD'F(C'D')(D'F')^{k-2} [B'F' + (k-1)BF + BF'] f\left(t - \frac{1,5s+2kh}{v}\right)$$

$$6-) \tau = 2,5s$$

$$\left. \begin{array}{l} V_{6a} = ABB'B \\ V_{6b} = AB'C'B'C'B \end{array} \right\} V_6 = AB[(B'C')^2 + BB'] f\left(t - \frac{2,5s}{v}\right)$$

$$7-) \tau = 2,5s + 2h$$

$$\begin{array}{ll} V_{7a} = ABD'FB'B & V_{7d} = ABBD'FB \\ V_{7b} = AB'C'B'C'BD'F & V_{7e} = ABB'BD'F \\ V_{7c} = AB'C'BD'FC'B & V_{7f} = ABD'FC'B'C'B \end{array}$$

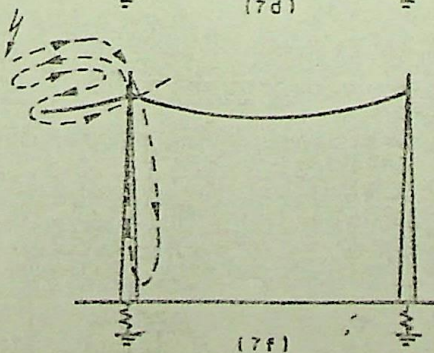
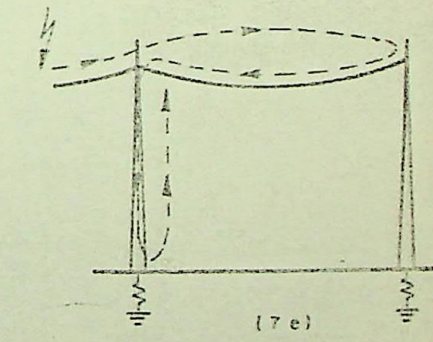
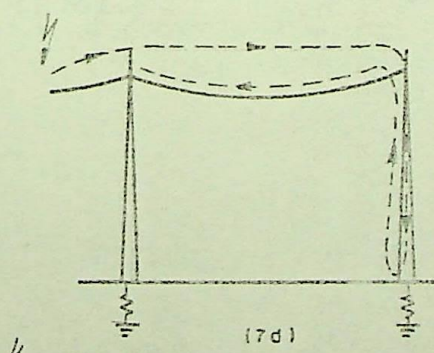
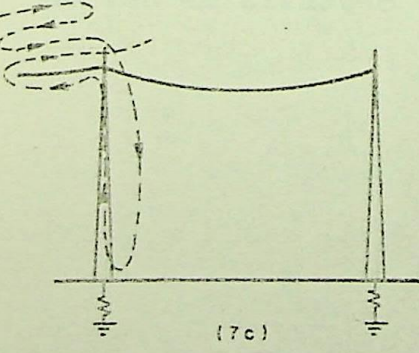
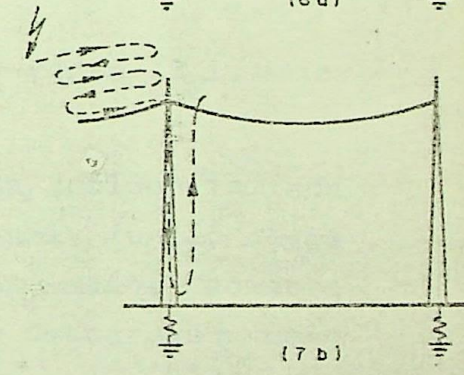
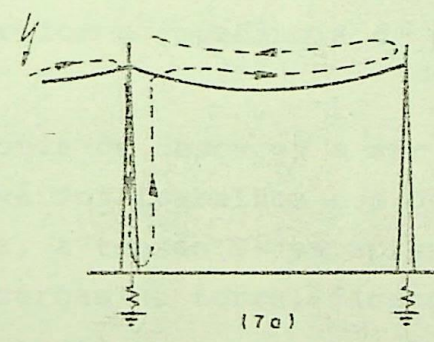
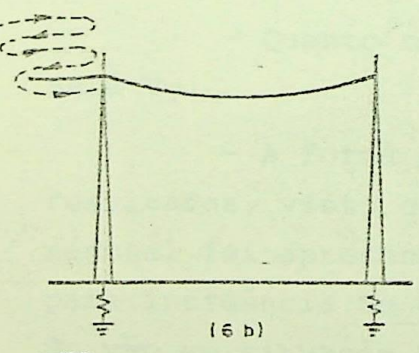
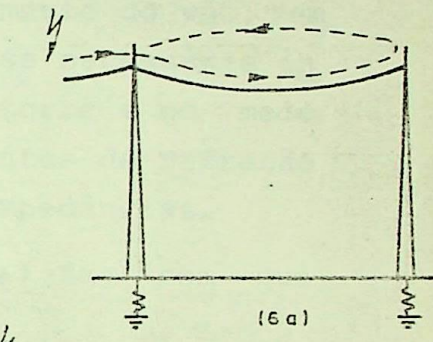
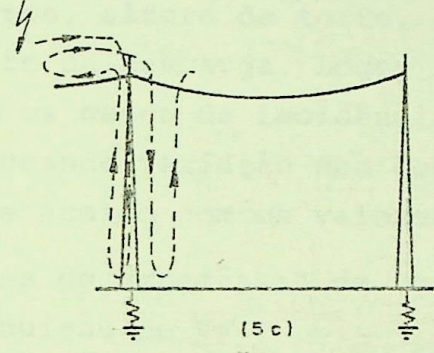
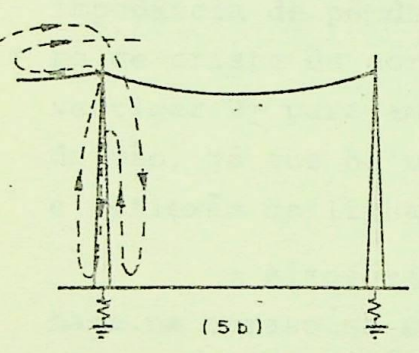
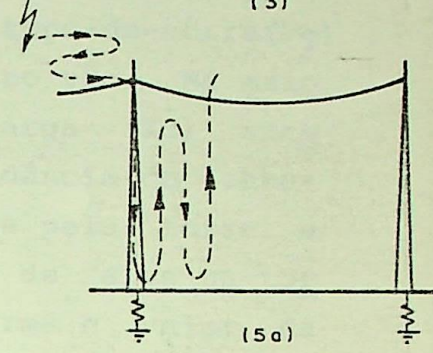
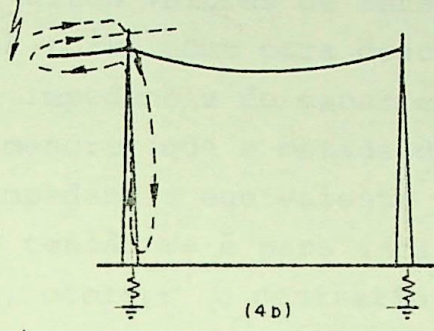
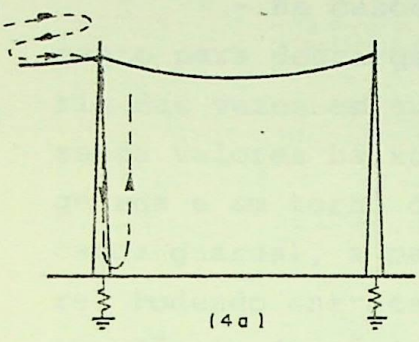
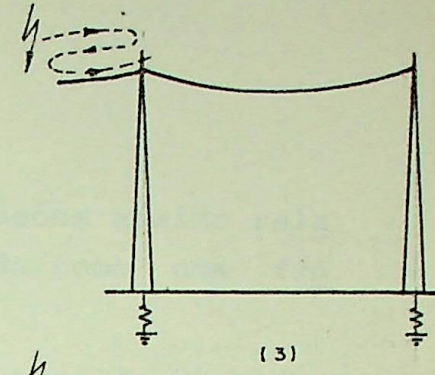
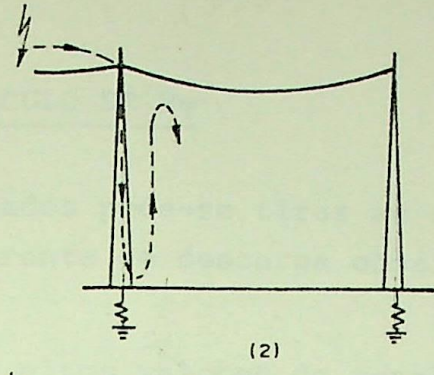
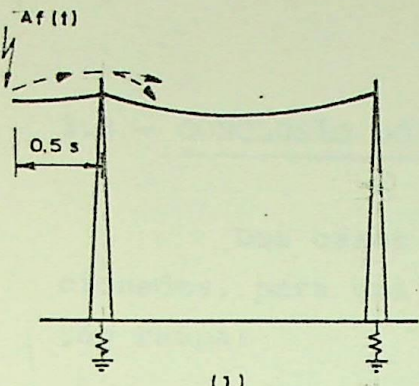
$$V_7 = ABD'F[(B'C')^2 + 2B'B(C')^2 + B(2B'+B)] f\left(t - \frac{2,5s+2h}{v}\right)$$

O valor total será:

$$\sum_{i=1}^7 V_i$$

$$\begin{aligned} V_T = & AB f\left(t - \frac{0,5}{v}\right) + ABD'F(D'F')^{k-1} f\left(t - \frac{0,5s+2kh}{v}\right) + \\ & + AB(B'C') f\left(t - \frac{1,5s}{v}\right) + ABD'F(C'D')(D'F')^{k-2} [B'F' + \\ & + (k-1)BF + BF'] f\left(t - \frac{1,5s+2kh}{v}\right) + AB[(B'C')^2 + BB'] \\ & f\left(t - \frac{2,5s}{v}\right) + ABD'F[(B'C')^2 + 2BB'(C')^2 + B(2B'+B)] \\ & f\left(t - \frac{2,5s+2h}{v}\right) \end{aligned} \quad (3.20)$$

* ILUSTRAÇÕES:



3.8 - CONCLUSÃO DO CÁLCULO DE V_T

Dos casos rodados pode-se tirar as conclusões abaixo relacionadas, para uma corrente de descarga considerada como uma função rampa:

- Há casos de altos valores de tensão de topo-de-torre (V_T) tanto para descargas na torre como para descargas no vão. Na maioria das vezes em que a impedância do canal de descarga (Z_c) apresenta valores baixos (menores que a metade da impedância do cabo-guarda e em torno da impedância equivalente formada pela torre e cabos-guarda), a maior tensão V_T é para incidência de raios na torre. Podendo entretanto, ocorrer o contrário conforme o valor da impedância de pé-de-torre, altura da torre, comprimento do vão, tempo de crista da corrente de descarga. Logo, torna-se necessário investigar V_T para ambos os casos de incidência: na torre e no meio do vão, já que há uma grande variação nos coeficientes de refração e reflexão da linha, de acordo com os valores de impedâncias.

- Altos valores de impedância de torre (Z_t) faz com que haja um atraso na diminuição de V_T .

- Quanto maior for a impedância de pé-de-torre (Z_p), maior será V_T .

- A forma de onda de descarga a ser usada influencia nos resultados, visto que vários trabalhos nos quais uma função exponencial foi apresentada, a tensão V_T se apresentou maior somente para incidência de descargas na torre, ficando as descargas no meio do vão em situação favorável.

CAPÍTULO 4

CÁLCULO DAS TENSÕES INDUZIDAS NAS FASES

Quando a onda de tensão se propaga pelo cabo pára-raios , uma tensão é induzida nos cabos condutores, devido ao acoplamento existente entre eles e cabos pára-raios. Essa tensão induzida é de grande importância para o estudo do desempenho da linha de transmissão. Ela é expressa através do coeficiente de acoplamento K_{GC} , que é calculado em função da altura dos cabos pára-raios, distância entre eles e distância entre cabos pára-raios e condutores.

A importância da tensão induzida nas fases está na necessidade de se conhecer a solicitação à cadeia de isoladores da linha de transmissão.

A tensão para terra no cabo condutor é dada por:

$$V_C = K_{GC} \cdot V_G$$

onde K_{GC} é o coeficiente de acoplamento entre cabo condutor e cabo pára-raios. A tensão no cabo pára-raios V_G pode ser considerada como sendo a tensão de topo-de-torre V_T .

A diferença de potencial entre condutor e cabo-guarda, ou seja, a solicitação à cadeia de isoladores, será:

$$V_i = V_T (1 - K_{GC}) \quad (4.1)$$

Daí pode-se concluir que, quanto maior for o acoplamento entre condutores de fase e cabos-guarda, menor será a solicitação à cadeia. Numa linha de transmissão com dois cabos pára-raios, o acoplamento é maior do que com apenas um cabo. E o acoplamento aumenta com a separação entre os cabos, e com a diminuição da distância entre eles e cabos condutores.

Um valor típico de coeficientes de acoplamento está entre 0,20 e 0,30, podendo alcançar valores maiores.

Um fator de importância no cálculo da solicitação à cadeia é a tensão de 60 Hz. Ela deve ser considerada, pois pode aumentar ou diminuir o valor da tensão que aparece na cadeia de isoladores.

Sendo assim, o valor da tensão através da cadeia de isola

dores, dado pela equação (4.1), será acrescido desse valor.

Portanto, tem-se:

$$V_i = V_T - (K_{GC} \cdot V_T + V_{60Hz}) \quad (4.2)$$

onde,

V_T = tensão de topo-de-torre (KV)

$K_{GC} \cdot V_T$ = tensão induzida no condutor fase (KV)

V_{60Hz} = tensão instantânea no condutor fase.

Como o valor de tensão instantânea é diferente para cada fase, as solicitações nas cadeias serão diferentes em cada fase da estrutura. Os valores de V_{60Hz} serão calculados a partir das equações (4.3) à (4.5):

$$V_A = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \cdot V_{ff} \cdot \text{sen}(2\pi \cdot YFL) \quad (KV) \quad (4.3)$$

$$V_B = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \cdot V_{ff} \cdot \text{sen}(2\pi \cdot YFL - 120^\circ) \quad (KV) \quad (4.4)$$

$$V_C = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \cdot V_{ff} \cdot \text{sen}(2\pi \cdot YFL - 240^\circ) \quad (KV) \quad (4.5)$$

onde,

V_{ff} = tensão eficaz fase-fase da linha (KV)

YFL = número randômico

A tensão de 60Hz é um fator dominante na ocorrência do backflashover.

Mesmo nos casos em que a estrutura apresenta um bom acoplamento, e com isso as tensões induzidas nas fases são de valores elevados, o risco de backflashover poderá ser alto.

Como já foi dito, a tensão de 60 Hz pode ter valores altos, de polaridade tal que se some à diferença de potencial sobre a cadeia, fazendo com que essa solicitação aumente de valor.

4.1 - CÁLCULO DO FATOR DE ACOPLAMENTO

a) Configuração horizontal com 1 cabo-guarda:

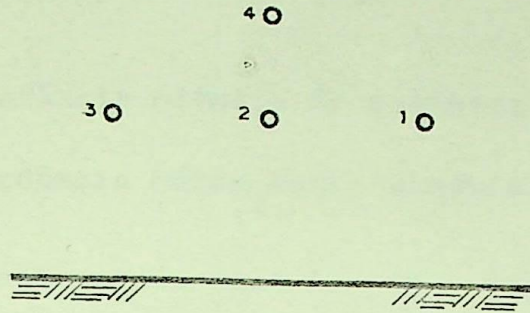


Figura 4.1 - Disposição horizontal com 1 cabo-guarda.

O circuito equivalente a um flashover na fase 1 é mostrado na Figura 4.2:

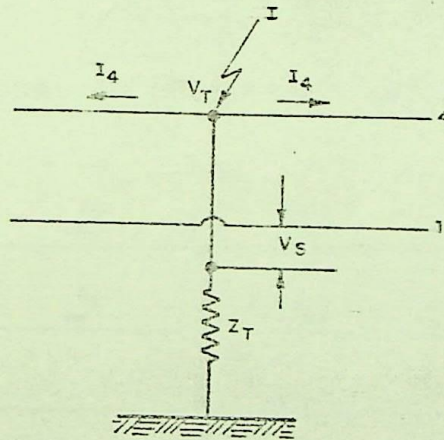


Figura 4.2 - Circuito equivalente para flashover num condutor.

As tensões nos condutores podem ser escritas em termos de correntes, tal como nas equações (4.4):

$$\begin{aligned} V_4 &= Z_{44} I_4 + Z_{14} I_1 = V_T \\ V_1 &= Z_{11} I_1 + Z_{41} I_4 \end{aligned} \quad (4.4)$$

Como $I_1 = 0$, combinando as equações obtém-se o acoplamento entre 1 e 4, dado pela equação (4.5):

$$K_{GC} = \frac{V_1}{V_T} = \frac{Z_{41}}{Z_{44}} \quad (4.5)$$

Portanto, para um cabo-guarda o coeficiente de acoplamento entre condutor e cabo-guarda será dado pela equação (4.6):

$$K_{GC} = \frac{Z_{ij}}{Z_{ii}} \quad (4.6)$$

onde:

Z_{ii} = impedância própria do condutor i (Ω)

Z_{ij} = impedância mútua entre condutores i e j (Ω)

b) Para um flashover na fase 1, em uma configuração com dois cabos-guarda, o circuito equivalente será:

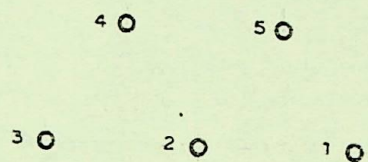


Figura 4.3 - Disposição horizontal com dois cabos-guarda.

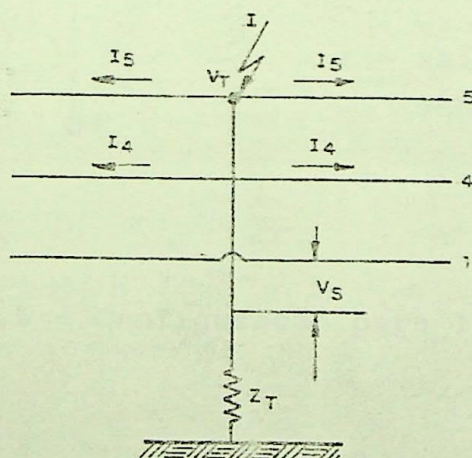


Figura 4.4 - Circuito equivalente para flashover num condutor com dois cabos-guarda.

As equações do circuito são:

$$V_1 = Z_{11} I_1 + Z_{14} I_4 + Z_{15} I_5$$

$$V_4 = Z_{14} I_1 + Z_{15} I_5 + Z_{44} I_4 = V_T \quad (4.7)$$

$$V_5 = Z_{51} I_1 + Z_{54} I_4 + Z_{55} I_5 = V_T$$

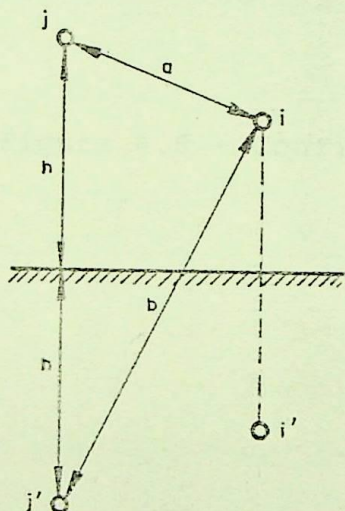
Considerando que $I_4 = I_5$ e que $I_1 = 0$, as equações se combinam para fornecer o coeficiente de acoplamento do condutor 1 com os cabos-guarda:

$$K_{GC} = \frac{V_1}{V_T} = \frac{z_{14} + z_{15}}{z_{54} + z_{55}} \quad (4.8)$$

Ocorrendo o mesmo para os condutores 2 e 3.

Pode-se também calcular K_{GC} diretamente da geometria da estrutura, sem calcular as impedâncias, através das Figuras 4.5 e 4.6:

. 1 CABO-GUARDA



$$K_{GC} = \frac{\log b/a}{\log \frac{2h}{r}} \quad (4.9)$$

r = raio do cabo-guarda (m),
sob corona

Figura 4.5 - Configuração para 1 cabo-guarda.

. 2 CABOS-GUARDA

$$K_{GC} = \frac{\log \sqrt{\frac{b_1 \cdot b_2}{a_1 \cdot a_2}}}{\log \frac{2h}{\sqrt{a \cdot r}}} \quad (4.10)$$

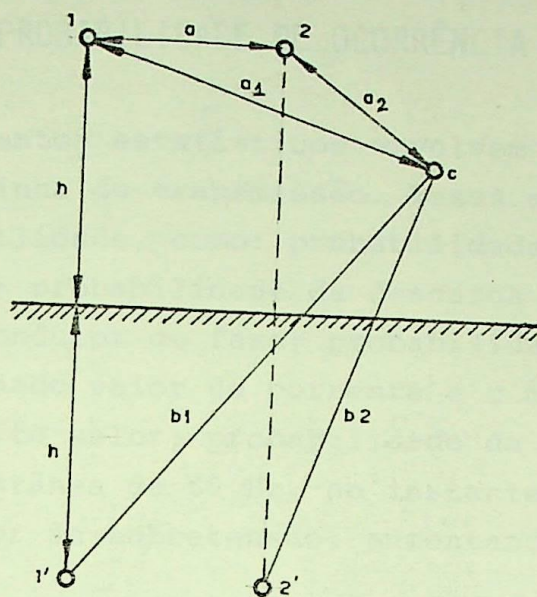


Figura 4.6 - Configuração para 2 cabos-guarda.

CAPÍTULO 5

DETERMINAÇÃO DA PROBABILIDADE DE OCORRÊNCIA DE BACKFLASHOVER

Vários eventos estatísticos envolvem a ocorrência de back flashover em uma linha de transmissão. Esses eventos se apresentam em forma de probabilidade, como: probabilidade de ocorrerem tempo rais sobre a linha; probabilidade da descarga atingir a torre, o cabo-guarda ou o condutor de fase; probabilidade de uma descarga exceder um determinado valor de corrente e com um tempo de crista menor do que um certo valor; probabilidade da magnitude e polaridade da tensão instantânea de 60 Hz, no instante da descarga, ser tal que se some ao valor da sobretensão, aumentando a tensão através do isolamento.

Neste capítulo será mostrado o cálculo do risco de falha de uma torre, considerando a linha atingida por uma descarga atmos férica. O cálculo será feito para cada cadeia da torre, separada mente, considerando as diferenças no fator de acoplamento e V 60 Hz. Em seguida, calcula-se o risco de falha da torre, considerando tamém as probabilidades das descargas serem de polaridade positiva e negativa.

Após as falhas de blindagem terem sido eliminadas ou mini mizadas por um apropriado projeto de blindagem, a estimativa do backflashover pode ser feita. Para isso, a tensão de flashover do isolamento deve ser conhecida.

Em análises utilizando-se de ensaios em laboratórios de alta tensão, em modelos de torre, para a determinação da tensão de flashover, em caso de backflashover, a melhor aproximação seria a terrar o condutor fase, ou colocá-lo em algum potencial intermediário, enquanto se aplica impulsos negativos em um modelo de torre que é isolado da terra^[13], (levando em consideração o fato de que a maioria das descargas para a torre são de polaridade negativa).

Os resultados são apresentados em termos de uma tensão crí tica disruptiva ($U_{50\%}$) e um desvio padrão (σ).

Foram realizados testes no laboratório de alta-tensão do CEPEL, em modelos de torres simulando torres de 765 KV e 500 KV do sistema FURNAS. A cadeia de isoladores foi composta por isoladores tipo padrão (5 3/4" x 10")^[13].

A maioria dos testes foram feitos com impulsos padrão de 1.2/50 μ s. Foi investigada também a influência da forma de onda na tensão de flashover, usando impulsos de maior frente (4.0/50 μ s) e de menor tempo de descida (1.2/21 μ s).

As curvas obtidas nos testes mostraram que com cadeias longas, a aplicação de impulsos negativos para a torre causa menores valores de $U_{50\%}$ do que os mesmos impulsos aplicados nos condutores. A tabela (5.1) mostra as características de flashover para vários comprimentos de cadeia. Impulsos negativos de onda padrão foram aplicados ao modelo de torre. [13]

Nº de Isoladores	$U_{50\%}$ (KV)	$U_{50\%}/d$	$\sigma/U_{50\%}$ (%)
45	2682	408,2	5,2
35	2314	452,9	4,1
30	2090	477,2	4,1
26	2000	526,9	9,9
18	1542	586,8	2,0
11	986	613,9	2,0

Tabela 5.1 - Características de flashover para várias cadeias de isoladores, com impulsos negativos padrão aplicados ao modelo de torre.

Com relação a forma de onda, impulsos com cauda curta (1.2/21 μ s) aplicados à torre, produzem maiores valores de $U_{50\%}$ do que o impulso padrão (1.2/50 μ s). Impulso negativo de frente longa (4.0/50 μ s) aplicado à torre deu um valor menor de $U_{50\%}$ do que o impulso padrão.

A conclusão dos testes foi que dentro de um dado tempo, o flashover ocorreu para menores valores de tensão com impulsos padrão do que com impulsos não-padrão. Portanto, uma predição mais séria para ocorrência de backflashover é alcançada se forem usadas curvas obtidas através de impulsos de onda padrão.

Tanto para impulsos de polaridade positiva como para negativa, $U_{50\%}$ pode ser considerada uma função linear do espaçamento entre os eletrodos. O fator de proporcionalidade $U_{50\%}/d$ é uma função do fator de "gap" (K), como mostra a figura 5.1. Dependendo do fator de gap, as ondas positivas ou as negativas podem ser as mais severas.

$$\frac{U_{50\%}}{d} = c(k) \quad (5.1)$$

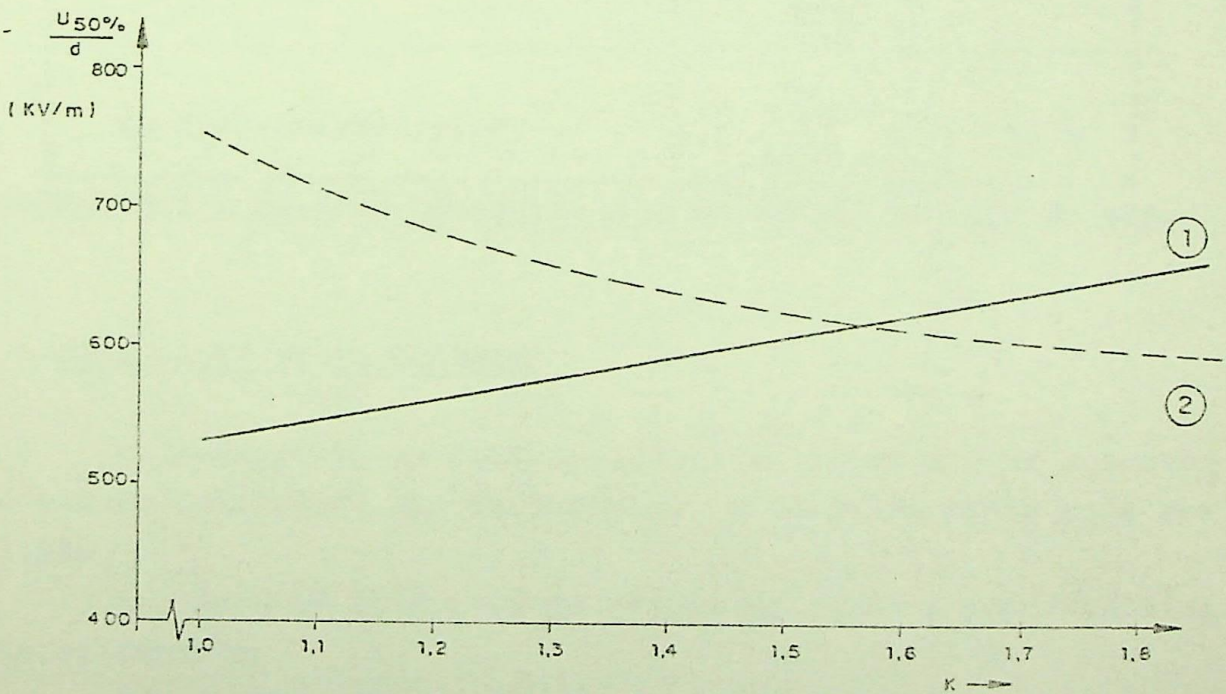
onde,

c = constante determinada na Figura 5.1.

Para $K = 1 \rightarrow c = 525 \text{ KV/m}$

$$\frac{U_{50\%}}{d} = 525$$

$$U_{50\%} = 525 \cdot d$$



CURVA 1 - Polaridade positiva a seco ou sob chuva

CURVA 2 - Polaridade negativa a seco ou sob chuva

Figura 5.1 - Fator de proporcionalidade para impulso atmosférico.

A tabela (5.2) mostra os fatores de gap para diferentes configurações obtidas por Paris e Cortina, derivados de resultados de testes para gaps de comprimento até 5m. [30]

Só interessa neste caso a influência da presença da cadeia de isoladores.

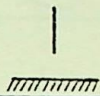

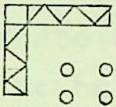
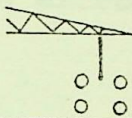

TIPO DE GAP		FATOR K C/ CADEIA
Haste-Plano		1,0
Condutor-Janela		1,15
Condutor-Estrutura (acima aterrado)		1,30
Condutor-Braço Torre		1,50
Condutor-Haste (acima)		1,75

Tabela 5.2 - Fatores geométricos K em função do tipo de gap.

5.1 - CÁLCULO DO RISCO DE FALHA

Conhecendo-se as distribuições de frequência de sobretensões e suportabilidade dos isolamentos, o risco de falha pode ser avaliado.

A Figura (5.2) mostra as curvas de falha e suportabilidade de do isolamento.

A probabilidade de ocorrer uma descarga disruptiva devido a uma solicitação V , é a multiplicação da probabilidade de ocorrência desta solicitação, $f_0(V) \cdot dV$, pela probabilidade $FI(V)$ que a solicitação de valor V tem de produzir uma descarga.

A probabilidade de ocorrer uma solicitação de valor V , é igual a probabilidade de ocorrência de uma corrente que provoca

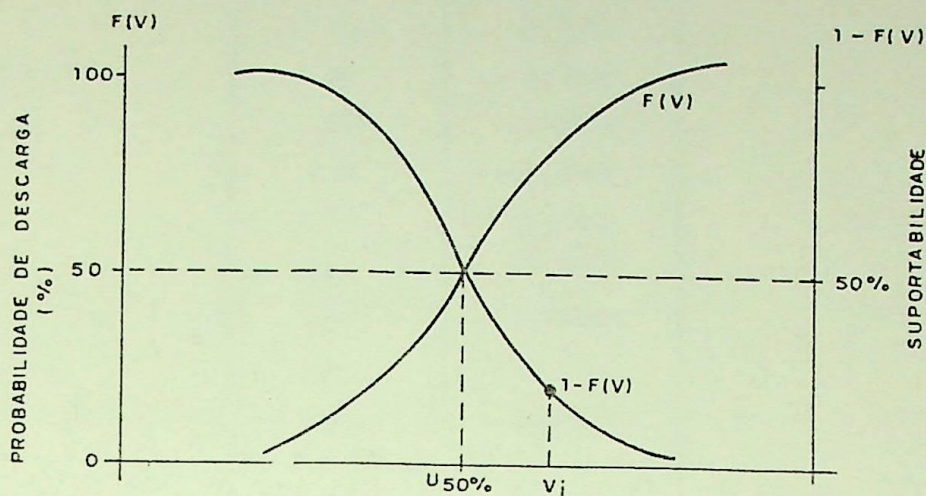


Figura 5.2 - Curvas de falha e suportabilidade

tal valor de sobretensão. A tabela (5.3) mostra as probabilidades de ocorrência de valores médios de corrente de raio. Essas probabilidades foram obtidas a partir da distribuição de Popolansky, que fornece a probabilidade da corrente exceder um valor I , $P(I > I_0)$.

Se temos:

$P(I > I_0)$, tira-se $P(I = I_0)$, que será:

$$P(I = I_0) = P(I > I_0 - \Delta) - P(I > I_0 + \Delta)$$

\bar{I}_0 (KA)	$P(I = \bar{I}_0) \%$
5	2,294
10	6,179
15	9,827
20	11,854
25	11,979
30	10,793
35	9,059
40	7,305
45	7,250
50	5,964
60	4,625

70	3,594
80	2,366
90	1,613
100	1,576
120	1,232
140	0,718
160	0,448
180	0,295
200	0,203

Tabela 5.3

A variável V pode ser expressa em termos de uma unidade reduzida z .

Tomando o desvio padrão das suportabilidades do isolamento (3% para impulsos atmosféricos), e a tensão crítica disruptiva $U_{50\%}$, z é obtida através da equação (5.2):

$$z = \frac{V - U_{50\%}}{(0,03 \cdot U_{50\%})} \quad (5.2)$$

A partir da tabela de probabilidade para curva normalizada, encontra-se $FI(z)$.

Como a tabela é limitada até o valor $z=4,9$, considera-se para $z > 4,9$, uma probabilidade de descarga FI igual a 1,0 pu, e para $z < -4,9$, uma probabilidade igual a 0,0 pu.

O risco de falha de uma cadeia de isoladores, para um dado valor de solicitação, é encontrado a partir da equação (5.3):

$$R_0 = FI(V) \cdot P(I = I_0) \quad (\text{pu}) \quad (5.3)$$

Tomando-se todas as solicitações provocadas por descargas atmosféricas de valor compreendido entre 5 KA e 200 KA, o risco total será:

$$R = \sum_{i=1}^n FI(V) \cdot P(I=I_0) \quad (\text{pu}) \quad (5.4)$$

para n valores de corrente.

Considerando a tensão de 60 Hz, cada cadeia de isoladores terá um valor diferente de solicitação. Portanto, o risco deve ser calculado para cada fase separadamente, e também para cada polaridade de descarga.

Se as cadeias de isoladores têm as mesmas características de flashover, consideradas independentes entre si, e se o risco de falha de uma cadeia é dado por R_n , então o risco de falha em pelo menos uma cadeia da torre é expresso pela equação (5.5):

$$R_T = 1 - \prod_{i=1}^n (1 - R_n) \quad (5.5)$$

para n fases da estrutura.

O risco de falha da torre, R_T , deve ser calculado para descarga de polaridade positiva (R_T^+) e para polaridade negativa (R_T^-).

Considerando que 10% das descargas são de polaridade positiva e 90% de polaridade negativa^[35], a equação (5.6) expressa o risco total de falha da torre:

$$R_T = (R_T^+ \cdot 0,10) + (R_T^- \cdot 0,90) \text{ (pu)} \quad (5.6)$$

CAPÍTULO 6

EFEITO DO POSICIONAMENTO DOS CABOS PÁRA-RAIOS

O desempenho de uma linha de transmissão face as descargas atmosféricas está associado à diversos fatores, que podem levar ao backflashover ou a uma falha de blindagem.

No capítulo 5 tratou-se do risco de backflashover da linha. No presente capítulo será avaliada a blindagem que os cabos pára-raios oferecem aos condutores face a um dado posicionamento, e a influência deste posicionamento no risco de blackflashover.

6.1 - PROBABILIDADE DE FALHA DE BLINDAGEM

A blindagem de uma estrutura de transmissão pode ser parcial ou efetiva. Se ela não for efetiva, haverá uma probabilidade na qual uma-descarga poderá atingir o cabo condutor. Para se verificar a blindagem destaca-se o método analítico descrito a seguir.

6.1.1 - Método de Whitehead

É um método analítico que consiste na existência de uma distância crítica disruptiva. Um raio que passa próximo a um ponto a uma distância igual à distância crítica disruptiva, é para esse ponto desviado, devido ao gradiente de potencial criado ser maior que o necessário para haver a ruptura do ar.

A distância crítica disruptiva (S), está relacionada com a corrente da descarga.

Leva-se em consideração a diferença entre as distâncias S para o solo e condutor, devido à hipótese de que o gradiente de po tencial criado entre raio e solo seja diferente daquele criado en tre raio-condutor.

Várias equações de distâncias críticas disruptivas foram apresentadas. Um recente trabalho^[26], mostrou quatro equações dife rentes:

$$S = 2I + 30(1 - e^{-I/6,8}), \quad (6.1)$$

$$S = 10 \cdot I^{0,65} \quad (6.2)$$

$$S = 8 \cdot I^{0,65} \quad (6.3)$$

$$S = 3,3 \cdot I^{0,78} \quad (6.4)$$

onde:

S = distância crítica disruptiva (m);

I = corrente do raio (KA)

A equação (6.1) é de Love-Whitehead^[4] e é bastante utilizada. A equação (6.2) é uma aproximação da anterior, usando um formato exponencial mais conveniente.^[5] O IEEE^[20] recomendou o uso da equação (6.3) para as análises de falha de blindagem, mas usou uma equação para o número de raios na linha baseada em (6.1). A equação (6.4) é de Golde, e fornece valores bem abaixo dos anteriores.

Eriksson sugeriu uma equação para o raio atrativo, o qual implica em distâncias disruptivas muito maiores que aquelas dadas pela equação (6.1) a (6.4).^[24]

As equações de Eriksson também implicam numa excessiva dependência na altura do objeto, e fornece valores muito além dos indicados em testes de laboratório.

Duas outras equações cujos resultados se aproximam daqueles fornecidos por (6.1) e (6.2) são:^[14]

$$S = 9,4 \cdot I^{2/3}, \text{ p/ } I < 30 \text{ KA} \quad (6.5)$$

$$S = 2 \cdot I + 30, \text{ p/ } I \geq 30 \text{ KA} \quad (6.6)$$

A tabela (6.1) mostra a diferença existente entre as equações que mais se aproximam, para alguns valores de I.

I (KA)	Distância Crítica Disruptiva (m)			
	Eq. (6.1)	Eq. (6.2)	Eq. (6.5)	Eq. (6.6)
5	25,62	28,47	27,49	-
10	43,11	44,67	43,63	-
15	56,70	58,14	57,17	-
20	68,42	70,09	69,26	-
30	89,64	91,23	-	90,0
40	109,92	110,0	-	110,0

TABELA 6.1

Pode-se observar que as equações apresentam excelente concordância.

Neste trabalho será adotada a equação (6.2), sendo esta a mesma recomendada na referência [5].

Tomando como base a equação (6.2), todas as distâncias são obtidas aplicando um coeficiente K. Portanto, para as distâncias críticas do solo, condutores e cabos-guardas, tem-se respectivamente:

$$S_t = K_t \cdot S \text{ (m)}$$

$$S_c = K_c \cdot S \text{ (m)}$$

$$S_g = K_g \cdot S \text{ (m)}$$

Considera-se $K_c = K_g = 1,0$. Logo, as distâncias críticas para cabos condutores e cabos-guarda são iguais, e igual a equação (6.2). K_t está na faixa de 0,8 a 1,1. Um valor normalmente usado é 0,9.

Logo,

$$S_t = 0,9 \cdot S \text{ (m)} \quad (6.7)$$

Uma falha de blindagem pode não causar um flashover na linha, caso a corrente do raio não exceda a corrente crítica de flashover. Essa corrente é definida pela equação (6.8):

$$I_c = \frac{2 \cdot U}{Z_0} \quad (6.8)$$

onde:

Z_0 = impedância de surto do condutor (Ω)

U = nível básico de isolamento (KV)

I_c = corrente crítica de flashover (KA)

É importante notar que, a corrente no condutor difere da corrente do raio, devido à dispersão de parte da mesma no canal de descarga. A relação entre elas pode ser tomada como:

$$I = 1,11 \cdot I_c \text{ (KA)} \quad (6.9)$$

Sendo I a corrente a ser utilizada na equação (6.2).

A Figura (6.1) mostra a relação entre I e I_c :

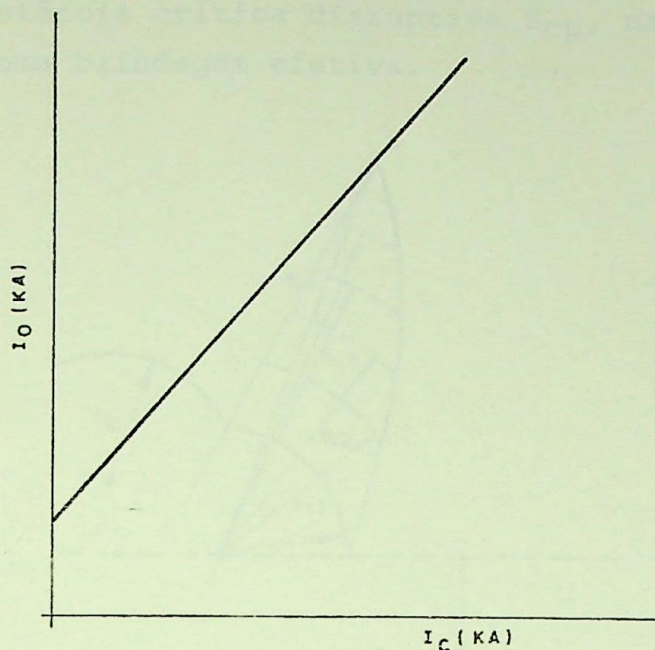


Figura 6.1 - Curva de Ajuste para Cálculos de I a partir de I_c

Da equação (6.2) pode-se concluir que altos valores de correntes fornecem altos valores de distância crítica disruptiva. Com isto, quanto maior for a corrente do raio, maior será a possibilidade do raio alcançar o cabo-guarda primeiro.

Portanto, as falhas de blindagem estão associados à baixos valores de correntes.

Partindo do fato de que uma falha de blindagem só causa flashover para um determinado valor de corrente, pode-se tentar posicionar o cabo-guarda de um modo tal que a corrente máxima, acima da qual o condutor é protegido naturalmente, seja igual à mínima corrente que pode causar desligamento. Conseguindo esta posição, somente alcançarão o condutor, os raios com intensidades de corrente que não causam desligamentos da linha.

Deve ser levado em conta, entretanto, que como a blindagem da linha depende da sua geometria e do seu perfil ao longo da rota, é possível que essa solução não seja viável economicamente ou que não exista uma solução analítica para isto.

A Figura (6.2) mostra as áreas de exposição do condutor em função das diversas correntes de raio.

Para maiores correntes, que correspondem às maiores distâncias disruptivas, vê-se uma menor área de exposição do condutor.

A distância crítica disruptiva S_{cp} , na figura, é a que fornece à linha uma blindagem efetiva.

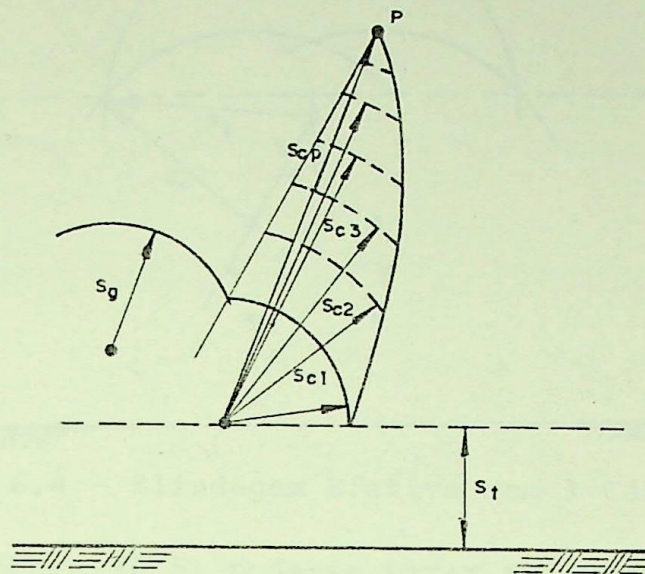


Figura 6.2 - Áreas de Exposição para o Condutor

6.2 - GEOMETRIA DA BLINDAGEM

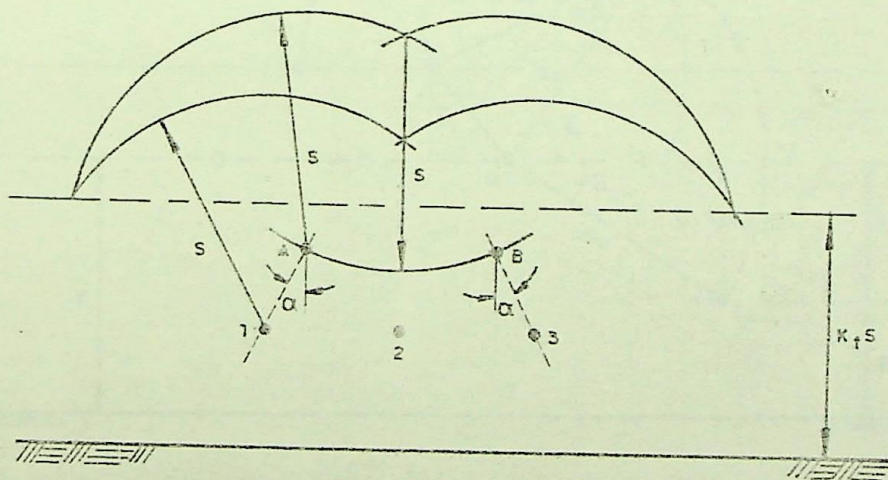


Figura 6.3 - Blindagem Efetiva com 2 Cabos-Guarda

Na Figura (6.3) pode-se observar que não existe área de exposição para os condutores. Para que o condutor de número 2 esteja protegido, ele deve estar situado abaixo do arco \widehat{AB} de raio S .

$$\bar{\beta} = \text{arc sen} \left[\frac{\bar{c}}{2 \cdot S_C} \right] \quad (6.12)$$

$$\bar{\theta}_2 = \bar{\theta}_1 \quad (6.13)$$

Os ângulos médios $\bar{\theta}_1$, $\bar{\theta}_2$, $\bar{\beta}$ e $\bar{\theta}_S$ são dados em graus. $\bar{\theta}_S$ é o valor médio do ângulo de blindagem.

Para se calcular o ângulo de blindagem θ_S na torre, os passos são os seguintes:

$$\bar{b} = \bar{c} \cdot \cos \bar{\theta}_S \quad (\text{m}) \quad (6.14)$$

$$\bar{h} = \bar{y} + \bar{b} \quad (\text{m}) \quad (6.15)$$

$$ht = \bar{h} + \frac{2}{3} fg \quad (\text{m}) \quad (6.16)$$

$$at = \bar{c} \cdot \text{sen} \bar{\theta}_S = \bar{a} \quad (\text{m}) \quad (6.17)$$

$$bt = ht - yt \quad (\text{m}) \quad (6.18)$$

$$\theta_S = \text{arc tg} \left(\frac{at}{bt} \right) \quad (\text{graus}) \quad (6.19)$$

Obtém-se por estas equações as características da torre, onde:

ht = altura da torre sobre o solo

at = distância horizontal entre condutor e cabo-guarda

bt = distância vertical entre condutor e cabo-guarda

θ_S = ângulo de blindagem da torre.

Para se determinar as alturas médias para condutor e cabo-guarda, pode-se considerar o perfil do terreno. Assim, para cada tipo de terreno tem-se uma equação:

$$\text{- terreno plano} \rightarrow \bar{h} = ht - \frac{2}{3} fg \quad (\text{m})$$

$$\bar{y} = yt - \frac{2}{3} fc \quad (\text{m})$$

$$\text{- terreno ondulado} \rightarrow \bar{h} = ht \quad (\text{m})$$

$$\bar{y} = yt \quad (\text{m})$$

$$\text{- terreno montanhoso} \rightarrow \bar{h} \geq 2ht \quad (\text{m})$$

$$\bar{y} \geq 2yt \quad (\text{m})$$

Onde, \bar{h} e \bar{y} são as alturas médias do cabo-guarda e condutor respectivamente, h_t e y_t , alturas na torre, f_g e f_c as flechas do cabo-guarda e condutor.

O risco de backflashover também depende da variável \bar{c} (vista na figura 6.5).

Quanto maior for \bar{c} , maior será o risco. Deve-se buscar portanto, um valor de \bar{c} que forneça uma boa blindagem e um baixo risco. Ou seja, após ter calculado θ_g e o risco de backflashover à ele associado, faz-se uma avaliação se aquele é o ponto ótimo do cabo-guarda ou se há um melhor posicionamento, que atenda à blindagem e ao baixo risco de backflashover. Faz-se esta verificação comparando outros valores de \bar{c} para a torre estudada.

6.3 - INFLUÊNCIA DO POSICIONAMENTO DO CABO-GUARDA

Não se conseguindo uma blindagem efetiva para a corrente de flashover, pode-se no entanto, tentar diminuir o risco de backflashover da linha, alterando o posicionamento do cabo-guarda na estrutura.

Para diminuir o risco de backflashover, é necessário que se consiga uma redução da solicitação à cadeia de isoladores. Um modo de se conseguir isto é através do aumento do fator de acoplamento. Aumenta-se assim a indução nos condutores, e consequentemente, a diferença de potencial sobre a cadeia de isoladores é reduzida.

Outra solução seria diminuir a tensão no topo da torre. Porém, não basta diminuir a impedância do conjunto de cabos-guarda (Z), para que a tensão de topo-de-torre diminua. Muitas vezes, consegue-se uma redução de Z através de um aumento no afastamento dos cabos-guarda, mas às custas também de um aumento de sua altura. Desta forma, não se pode garantir que a tensão de topo-de-torre irá diminuir também, devido a esse fator. Com o aumento da altura da torre, além de sua impedância aumentar, o caminho que a onda de corrente vinda da base deverá percorrer, será também maior.

Observando a equação de impedância (3.9), nota-se que, um aumento da distância entre cabos-guarda diminui a impedância mútua entre eles. E se a impedância própria do cabo for mantida,

ou seja, se a altura do cabo-guarda não for aumentada, a impedância do conjunto diminuirá, ocasionando também uma diminuição da tensão no topo da torre.

Outra forma de diminuir a impedância do conjunto é diminuir a distância vertical entre cabo-guarda e condutores, contanto que a distância horizontal não seja aumentada.

Resumindo, quanto mais próximos estiverem os condutores e cabos-guarda, ou seja, quanto menor for \bar{c} , menor será a impedância do conjunto de cabos-guarda, e maior a chance de V_T ser menor.

Uma diminuição de \bar{c} também favorece o fator de acoplamento, pois estando os condutores e cabos-guarda mais próximos, o acoplamento entre eles será maior. Às vezes, um aumento do fator de acoplamento interno não acompanha o aumento do externo, mas o risco final de backflashover da torre pode ser favorável, mesmo com a diminuição do fator K_{GC} interno.

Essas medidas devem ser tomadas sem que se perca a blindagem da estrutura. Deve-se tentar portanto, aliar um baixo risco a um bom projeto de blindagem.

No caso de estruturas com apenas um cabo-guarda, este deve ter uma altura mínima na torre, a fim de proteger os condutores. Portanto, a aproximação do cabo-guarda aos condutores, melhora o acoplamento, mas põe em risco a blindagem.

Logo, em estruturas com 2 cabos-guarda, torna-se mais fácil obter uma boa blindagem associada a um baixo risco.

6.3.1 - Verificação da Blindagem pela Equação do Círculo

Dada a posição dos condutores, encontra-se a equação do círculo cujo raio é igual a distância crítica disruptiva para a corrente de flashover, e centro igual as coordenadas do condutor.

O eixo xy é tomado como mostra a figura (6.6). A partir da equação do círculo, obtém-se a abscissa do ponto P, para a ordenada y igual à distância crítica para o solo, S_t .

Faz-se o mesmo para o cabo-guarda. Para que não fique nenhuma área em exposição para o condutor fase, é necessário que a abscissa do ponto P_1 seja maior ou igual à abscissa do ponto P. Se x_1 for menor que x , a blindagem não será efetiva.

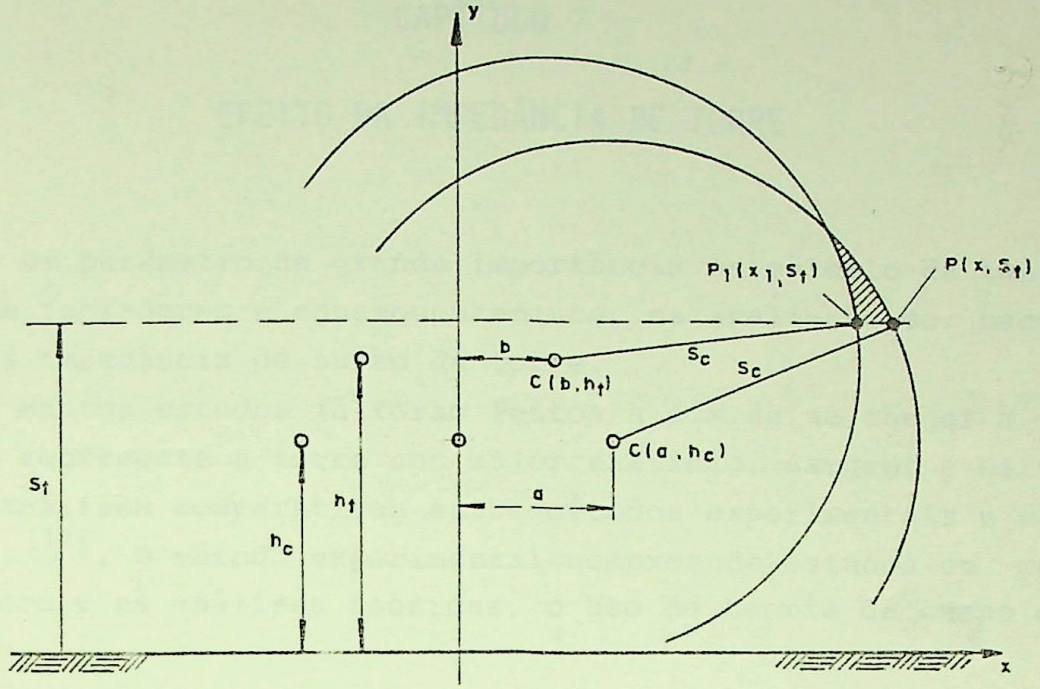


Figura 6.6

CAPÍTULO 7

EFEITO DA IMPEDÂNCIA DE TORRE

Um parâmetro de grande importância no cálculo da tensão na cadeia de isoladores e conseqüentemente, na avaliação do backflash over, é a impedância de surto da torre.

Muitos estudos já foram feitos a fim de se chegar à um modelo que represente a torre com maior exatidão. Sargent e Darveniza fizeram análises comparativas entre métodos experimentais e métodos teóricos, [12]. O método experimental compreende estudos em modelos geométricos e as análises teóricas, o uso de teoria de campo eletromagnético.

Foram comparados os valores medidos nos modelos em escala reduzida, com aqueles obtidos através de equações propostas por Jordan, Wagner e Hileman.

Jordan, considerou a torre como um cilindro vertical, de comprimento igual à sua altura sobre o solo e um raio igual ao raio médio equivalente da torre.

Essa consideração levou à equação (7.1):

$$Z_t = 138,2 \log_{10} \frac{h}{r} + 90 \cdot \frac{r}{h} - 60 \quad (\Omega) \quad (7.1)$$

onde,

Z_t = impedância da torre (Ω) ;

h = altura da torre sobre o solo (m);

r = raio da torre (m)

O raio da torre é encontrado pela equação (7.2):

$$r = \frac{\text{perímetro da seção}}{2\pi} \quad (7.2)$$

No dimensionamento do perímetro, imagina-se a torre inscrita num tubo, esquecendo os braços. Com isso, a equação (7.2) dá uma boa aproximação.

Em 1960, Wagner e Hileman apresentaram novas expressões para estruturas que podem ser aproximadas por um cilindro [33].

Uma comparação entre os valores obtidos de impedância da torre, com a respectiva fonte de cálculo, é apresentada na Tabela (7.1):

Fonte do Valor	Z_t (Ω)
Jordan [22]	125
Wagner e Hileman [33]	240
Valores medidos em modelos	80 - 160

Tabela (7.1)

A técnica experimental em modelos reduzidos tem como facilidade, a duplicação dos campos e geometrias associados à real linha modelada. A única limitação do modelo é a representação de fenômenos não lineares, como corona. Entretanto, esses efeitos podem ser desprezados se a torre tem dimensões suficientemente grandes. E essa consideração foi adotada.

Essa técnica é baseada na comparação de potenciais de torre medidos nos modelos, com valores calculados, por métodos de ondas viajantes. É uma técnica considerada eficiente e rigorosa para medição da impedância de surto das torres. Os resultados dessas medições indicaram que a torre pode ser representada convenientemente por uma impedância constante.

O trabalho de Sargent e Darveniza já mencionado, quiz buscar confirmação para os resultados obtidos pela técnica experimental. A análise teórica compreende os itens a seguir:

7.1 - RESPOSTA DE UMA TORRE CILÍNDRICA PARA UMA ONDA RETANGULAR

Wagner e Hileman apresentaram as equações (7.3) e (7.4):

$$Z_t = 60 \ln \left(\sqrt{2} \cdot \frac{c \cdot t}{r} \right) \quad (7.3)$$

onde,

c = velocidade da luz (300m/ μ s);

t = tempo (μ s);

r = raio da torre (m);

Z_t = impedância da torre (Ω).

Evoluindo a equação para o tempo $t = \frac{2h}{c}$, no qual ocorre o potencial máximo na torre, a equação torna-se:

$$Z_t = 60 \ln \left(\sqrt{2} \cdot \frac{2h}{r} \right) \quad (7.4)$$

onde,

h = altura da torre (m).

Essas expressões forneceram valores bem maiores que aqueles medidos. Também as características de impedância variável com o tempo propostas por estas expressões, são contrárias aos resultados obtidos nas medidas efetuadas nos modelos. Essas divergências levaram Sargent e Darveniza a fazerem modificações na análise teórica, e as respostas para outras formas de onda e representação de torre foram apresentadas.

7.2 - RESPOSTA DE UMA TORRE CILÍNDRICA PARA UMA CORRENTE EM RAMPA

A impedância para este caso é calculada pela equação (7.5), onde a nomenclatura é a mesma da anterior:

$$Z_t = 60 \left[\ln \left(\sqrt{2} \cdot \frac{c \cdot t}{r} \right) - 1 + \frac{r}{2c \cdot t} + \left(\frac{r}{2c \cdot t} \right)^2 \right] \quad (\Omega) \quad (7.5)$$

para $c \cdot t \gg r$ a equação torna-se:

$$Z_t = 60 \ln \left(\sqrt{2} \cdot \frac{c \cdot t}{r} \right) - 60 \quad (\Omega) \quad (7.6)$$

Para $t = 2 \cdot h/c$

$$Z_t = 60 \ln \left(\sqrt{2} \cdot \frac{2h}{r} \right) - 60 \quad (\Omega), \text{ p/ } h \gg r \quad (7.7)$$

7.3 - RESPOSTA DE UMA TORRE CÔNICA PARA UMA ONDA RETANGULAR

A impedância de uma torre cônica para uma onda retangular é dada pela equação (7.8):

$$Z_t = 60 \ln \left(\frac{\sqrt{2}}{S} \right) \quad (\Omega) \quad (7.8)$$

onde:

S = seno da metade do ângulo do cone.

Pode-se reescrever (7.8) da seguinte forma:

$$Z_t = 60 \ln \left(\sqrt{2} \cdot \frac{\sqrt{r^2+h^2}}{r} \right) \Omega \quad (7.9)$$

A Figura 7.1 mostra a representação cônica da torre:

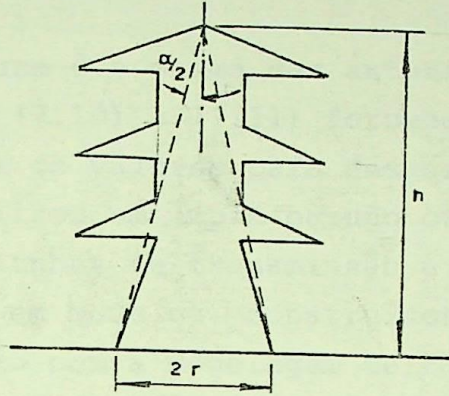


Figura 7.1

A equação (7.8) indica que Z_t é invariável com o tempo, sendo assim uma constante. Isto está em concordância com a característica determinada pelas medições em modelos geométricos.

Essa característica leva a conclusão de que a resposta da torre à outras formas de onda de corrente não se altera. Ou seja, a impedância de surto da torre é independente da forma de onda da corrente injetada.

Os valores de Z_t calculados por esta última expressão mostraram excelente concordância com os valores medidos experimentalmente usando a técnica de modelos reduzidos.

7.3 - OUTROS ESTUDOS REALIZADOS

Em estudos mais recentes [32] foram propostas novas equações considerando uma injeção de corrente horizontal, simulando uma descarga no meio do vão. As expressões acima descritas foram todas propostas para descargas verticais na torre. Os estudos feitos mostraram que há uma diferença entre esses valores. Entretanto, para estruturas muito altas, as impedâncias calculadas para descargas verticais e horizontais convergem. As expressões propostas foram as (7.10) e (7.11):

$$Z_t = 60 \ln[\cot(\frac{1}{2} \tan^{-1} (\frac{r \cdot c \cdot t}{h(h-c \cdot t)}))] \quad (\Omega) \quad (7.10)$$

para o cone

$$Z_t = 60 \ln[\cot(\frac{1}{2} \tan^{-1} (\frac{r}{h-c \cdot t}))] \quad (\Omega) \quad (7.11)$$

para o cilindro

A nomenclatura é a mesma das anteriores.

As equações (7.10) e (7.11) fornecem valores pouco maiores, na ordem de 20 Ω , que os valores para descargas verticais.

O CEPEL realizou um amplo estudo com o objetivo de determinar a resposta de linhas de transmissão a impulsos atmosféricos a partir de medições em modelos construídos em escala reduzida^[31].

A preocupação com a modelagem de torres não-convencionais foi o maior motivo deste estudo, visto que todas as equações desenvolvidas para a determinação de Z_t só se aplicam às torres que podem ser idealizadas por cilindros e cones (torres convencionais).

Foi analisada a resposta das estruturas a uma descarga simulada por um degrau de corrente, e posteriormente foi calculada a sua resposta a uma corrente de forma qualquer através da integral de Duhamel. Foi analisada apenas a resposta às descargas verticais.

Comparando os valores obtidos pelas equações de Jordan, Wagner e Hileman com o valor medido para a estrutura cilíndrica estudada, chegou-se à conclusão de que o valor obtido experimentalmente tem boa concordância com o valor calculado pela fórmula de Wagner e Hileman. Sendo que a fórmula de Jordan apresenta valores bem abaixo dos obtidos na medição. Esses resultados, como pôde ser observado, divergiram do estudo apresentado por Sargent e Darveniza, no qual a fórmula de Jordan apresentou maior concordância com os valores medidos.

A Tabela (7.2) mostra os resultados obtidos do estudo do CEPEL:^[30]

ESTRUTURA	ALTURA (m)	RAIO (m)	Z_t (Ω)	
			EXPERIMENTAL	FÓRMULA
cilíndrica em cobre	30,0	1,25	200	193 (Wagner-Hileman)
				135 (Jordan)

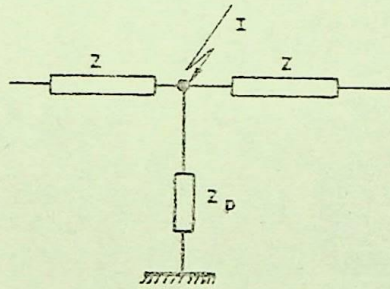
7.4 - INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO Z_t NA TENSÃO DE TOPO DE TORRE

Dos cálculos de tensão no topo de torre, observa-se que quanto maior for a impedância na torre, maior será essa tensão. A torre atua de forma a atrasar os benefícios de uma baixa resistência de aterramento. Para torres mais baixas tem-se menores tensões de topo-de-torre, pois à menores alturas correspondem menores Z_t .

Como os estudos em modelos de escada reduzida demonstraram a conveniência da representação da torre como uma impedância de surto constante, a fórmula de Jordan parece ser adequada devido sua independência com o tempo, e sua validade para uma onda de corrente de forma qualquer. Isto se aplica também a representação cônica da torre.

A seguir encontra-se um exemplo mostrando a influência da torre na tensão V_T .

Considere o sistema abaixo, no qual a impedância da torre é desprezada.



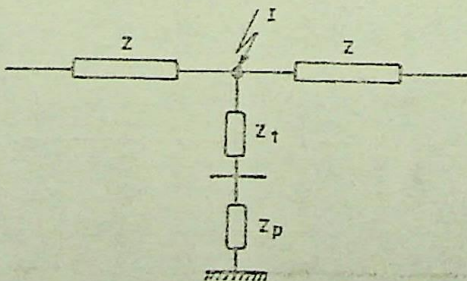
Z = impedância do cabo-guarda (Ω) ;

Z_p = impedância de pê-de-torre (Ω) .

Quando a corrente I incide na torre, a onda de tensão que viaja para a base e torres adjacentes é:

$$V_1 = I \cdot \frac{Z \cdot Z_p}{Z + 2Z_p} \quad (\text{KV}) \quad (7.12)$$

Considerando a torre, tem-se:



Z_t = impedância da torre (Ω)

A tensão agora será:

$$V_2 = I \cdot \frac{Z \cdot Z_t}{Z + 2Z_t} \quad (\text{KV}) \quad (7.13)$$

Como Z_t é maior que Z_p , a equação (7.13) será maior.

Se $Z_p = 10\Omega$, $Z = 300\Omega$ e $Z_t = 100\Omega$, e $I = 50 \text{ KA}/\mu\text{s}$,
tem-se:

$$V_1 \cong 450 \text{ KV}/\mu\text{s}$$

$$V_2 \cong 3000 \text{ KV}/\mu\text{s}$$

O coeficiente de reflexão no topo da torre para a onda que viaja no vão, é menor quando a presença da torre é considerada. Este é outro fator que prejudica a diminuição de V_T .

CAPÍTULO 8

EFEITO DA IMPEDÂNCIA DE TERRA

A avaliação do desempenho de linhas de transmissão face às descargas atmosféricas tem sido dificultada pela falta de uma modelagem mais realista da resistância de aterramento.

A impedância de terra é uma função da resistividade do solo e das características elétricas dos eletrodos de aterramento . Mas deve-se levar em conta também, a influência da amplitude e da forma da corrente de surto na resistância efetiva do solo.

O sistema de aterramento se comporta como uma impedância transitória durante um surto atmosférico. Varia desde um valor inicial (impedância de impulso), que depende do número de contrapesos que partem de cada estrutura, até um valor final (resistância de dispersão), que depende da resistividade do solo, número, comprimento e arranjo dos contrapesos.

Um cabo contrapeso tem uma impedância inicial, dependendo das condições do solo, normalmente na ordem de 150 a 200 Ω .

A resistância de aterramento é usualmente medida com um "megger". Porém, a impedância de surto tem características distintas da resistância medida com o "megger", que é o valor de 60 Hz.

Alguns dados^[16] indicam que para baixas resistências de aterramento, na faixa de 5 a 15 Ω , a impedância de surto não é muíto menor que a resistância de 60 Hz. Entretanto, para valores maiores, a relação impedância de surto/resistância a 60 Hz, chega a ser muito menor que 1. Em sistemas de aterramento com eletrodos verticais, a impedância de impulso também é geralmente menor que a de 60 Hz.

No caso de sistemas com contrapesos muito longos, a resistência ao impulso já pode ser maior do que a de 60 Hz. Isto porque, devido o grande comprimento do cabo contrapeso, a sua resistância não atinge o valor de dispersão rapidamente, quando da ocorrência do surto.

O tempo de transição do valor inicial (impedância de surto) ao valor final (resistância de dispersão) é igual a duas vezes o comprimento do cabo contrapeso, dividido pela velocidade de propagação da onda no cabo. Ou seja,

$$t = \frac{2 \cdot \ell}{v} \quad (8.1)$$

onde,

ℓ = comprimento do cabo contrapeso;

v = velocidade de propagação da onda no cabo, que é aproximadamente 1/3 da velocidade da luz. Logo,

$$t = \frac{\ell}{50} \quad (\mu s) \quad (8.2)$$

Observando a equação (8.2) nota-se que, sob o ponto de vista de resposta transitória, menores comprimentos de cabos contrapesos satisfazem melhor o aterramento. Assim, é melhor a utilização de um número maior de cabos, de menor comprimento, do que uma quantidade reduzida de cabos com grandes comprimentos.

É importante também dizer que a resistência de pé-de-torre diminui com o aumento do comprimento do contrapeso.

A análise da resposta em modelos reduzidos, assim como é feito para a impedância das torres, torna-se impossível para a impedância de terra, devido a fenômenos que ocorrem com esse parâmetro, sob o efeito de altas correntes. Durante o surto, os gradientes de potencial no solo nas vizinhanças e ao longo dos cabos contrapesos podem atingir valores suficientemente altos para provocar rupturas dielétricas locais resultando na redução do valor da impedância de aterramento, facilitando o escoamento do surto de corrente para o solo e reduzindo a sobretensão que poderia provocar um backflash over [27].

Esse efeito é apenas transitório e após o escoamento da corrente pode haver um aumento da resistência de aterramento devido à uma capa isolante que se forma em torno dos cabos contrapesos. E tais fenômenos não lineares, às vezes irreversíveis, não podem ser estudados senão em verdadeira grandeza.

Alguns tipos de arranjos de cabos contrapesos, utilizados em aterramento de linhas de transmissão, são mostrados na Figura (8.1).

Com o conhecimento da resistividade do solo, ao longo da rota da linha, é projetado um sistema de aterramento, utilizando-se vários dos arranjos indicados.

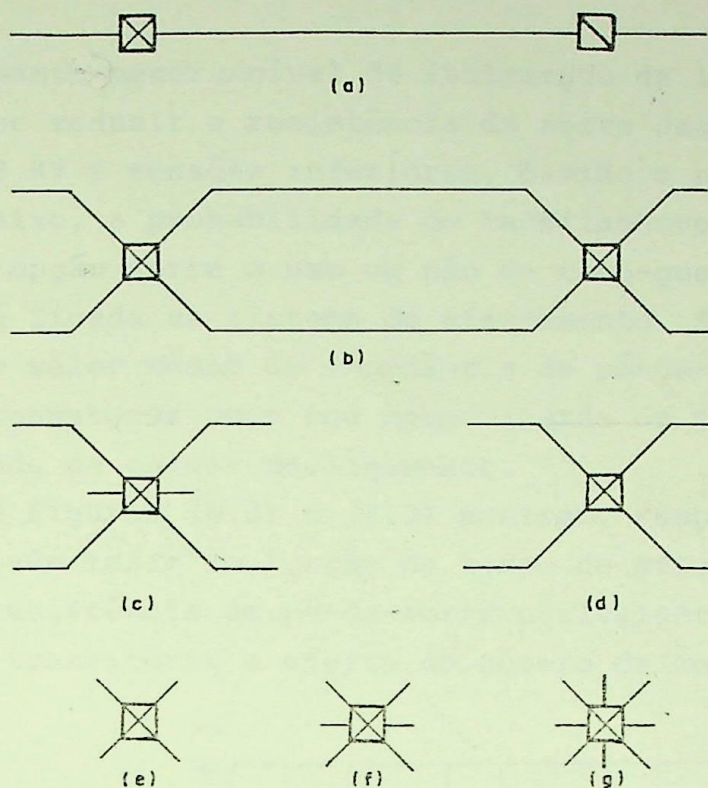


Figura 8.1 - Arranjos básicos de cabos contrapesos [28]

Devido ao fato de uma linha, ao longo de sua rota, poder passar por vários tipos de solos, de diferentes resistividades, torna-se conveniente, em cálculos de desempenho, considerar uma distribuição de resistência ao invés de um valor único.

Para a impedância de pé-de-torre de uma estrutura, normalmente se utiliza um valor constante de resistência, apesar de sua característica transitória.

Esse parâmetro constitui um fator de suma importância na ocorrência de backflashover nas linhas de transmissão. Normalmente, a impedância de pé-de-torre tem valor menor que a impedância da torre. Com isso, apresenta um coeficiente de reflexão negativo para as ondas que são refletidas na base da torre, fazendo com que o crescimento da tensão no topo da torre sofra uma acentuada redução, num intervalo de tempo relativamente pequeno. Portanto, quanto mais baixa for a resistância de aterramento, mais rapidamente a tensão diminuirá, reduzindo assim a probabilidade de uma descarga através da cadeia de isoladores.

O efeito do aterramento das estruturas será tanto mais sensível quanto menor for a impedância de surto das torres, como foi visto no capítulo 7, e quanto maior for o tempo de subida da corren

te do raio.

Quanto menor o nível de isolamento da linha, maior a necessidade de se reduzir a resistência de terra das estruturas. Em linhas de 138 KV e tensões inferiores, devido o nível de isolamento ser mais baixo, a probabilidade de backflashover é maior.

A opção entre o uso ou não de cabo-guarda em linhas de 69 KV, está ligada ao sistema de aterramento. Se essas linhas tiverem um alto valor médio de impedância de pé-de-torre, uma descarga tanto nos condutores como nos cabos-guarda ou torre, tem a mesma probabilidade de causar desligamento.

As Figuras (8.2) e (8.3) mostram, respectivamente, a tensão de topo-de-torre em função do tempo de crista da corrente do raio e da resistência de pé-de-torre equivalente, e a variação da impedância transitória e efeito do número de contrapesos.

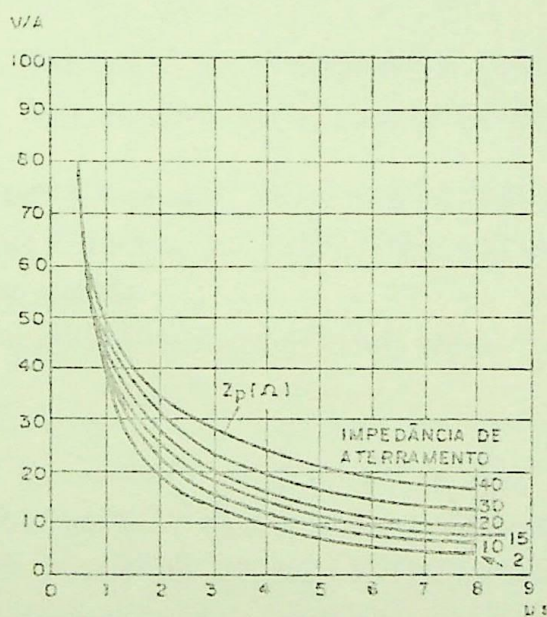


Figura 8.2 - Tensão de topo-de-torre em função do tempo de crista da corrente do raio e da resistência de pé-de-torre.

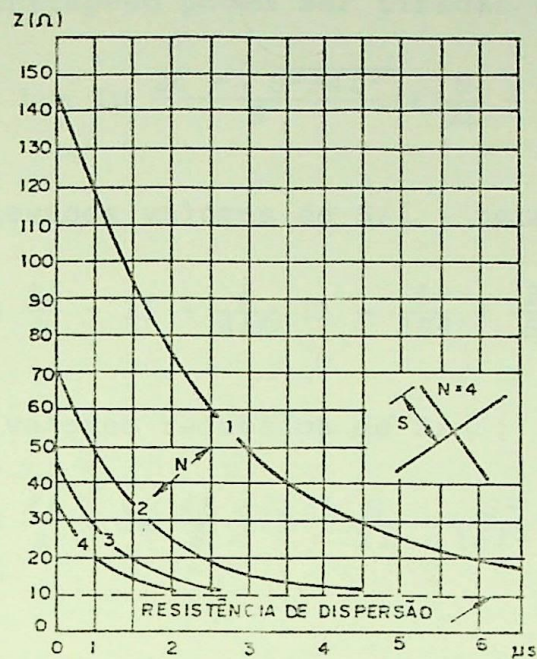


Figura 8.3 - Variação da impedância transitória e efeito do número de contrapesos.

$Z = 150 =$ impedância de surto (inicial)

$R = 10 =$ resistência de dispersão (final)

$N =$ número de cabos

$NS = 1000' =$ comprimento total de cabo.

A seguir, encontra-se os valores de resistências de aterramento para estruturas aterradas por hastes e por contrapeso. O aterramento com hastes verticais é usado como complemento ao aterramento com contrapesos, em solos de baixa resistividade. Pode-se encontrar também, sistemas constituídos apenas por hastes.

Os valores de resistência de aterramento para as estruturas aterradas por hastes podem ser tiradas da equação (8.3) [34]:

$$R = \frac{\rho}{2\pi\ell} \cdot \ln \frac{4\ell}{d} \quad (8.3)$$

onde,

$R =$ resistência de aterramento (Ω)

$\rho =$ resistividade do solo ($\Omega.m$)

$\ell =$ comprimento da haste (m)

$d =$ diâmetro da haste (m)

Os valores de resistências de aterramento para estruturas aterradas por contrapeso podem ser tiradas da equação (8.4):

$$R = \frac{\rho}{4\pi\ell} \left[\ln \frac{4\ell}{a} - 1 + \ln \frac{2\ell + \sqrt{S^2 + 4\ell^2}}{S} + \frac{S}{2\ell} - \frac{\sqrt{S^2 + 4\ell^2}}{2\ell} \right] \quad (8.4)$$

Para elevados valores de S/ℓ , teremos:

$$R = \frac{\rho}{4\pi\ell} \left(\ln \frac{4\ell}{a} - 1 \right) + \frac{\rho}{4\pi S} \left(1 - \frac{\ell^2}{3S^2} + \frac{2}{S} \cdot \frac{\ell^4}{S^4} \dots \right) \quad (8.5)$$

E para valores reduzidos de S/ℓ :

$$R = \frac{\rho}{4\pi\ell} \left(\ln \frac{4\ell}{a} + \ln \frac{4\ell}{S} - 2 + \frac{S}{2\ell} - \frac{S^2}{16\ell^2} + \frac{S^4}{512\ell^4} \right) \quad (8.6)$$

onde,

R = resistência de aterramento (Ω)

ρ = resistividade do solo ($\Omega.m$)

ℓ = metade do comprimento do cabo contrapeso (m)

a = raio do cabo (m)

S = dobro da profundidade (m)

CAPÍTULO 9

RESULTADOS OBTIDOS

A seguir são apresentados dois exemplos de aplicação. Foram estudadas dois tipos de estruturas, sendo uma de 500 KV e outra de 69 KV.

Na primeira, variou-se o posicionamento dos cabos pára-raios, mantendo a blindagem efetiva, e com um valor constante de resistência de pé-de-torre. Assim, pôde ser avaliada a influência do fator de acoplamento no risco de backflashover. Depois, variou-se Z_p , mantendo o fator de acoplamento constante, para se avaliar a importância desse parâmetro.

Os mesmos casos foram analisados com e sem a presença da tensão instantânea na fase. Isso foi feito para que se pudesse observar a influência dessa parcela de tensão, e dos parâmetros Z , Z_t e Z_p , no desempenho da estrutura, separadamente.

Na estrutura de 69KV, já foi observado apenas a influência dos valores de resistência de pé-de-torre no risco de backflashover.

As estruturas utilizadas estão mostradas nas figuras 9.1 e 9.2.

1a) ESTRUTURA DE 500 KV

Se a tensão de 60 Hz for desprezada, nota-se uma diminuição do risco de BFO na torre, a medida que os condutores de fase e cabos pára-raios são aproximados ou que a impedância de pé-de-torre é diminuída. Quando a distância entre os cabos-guarda é aumentada em 1 metro, o fator de acoplamento varia muito pouco. O mesmo acontece quando a altura dos cabos é diminuída de 1 metro. Com isso, a variação do risco não é muito grande.

Observa-se também que o risco para a fase central, será menor em relação às outras fases, devido ao seu melhor posicionamento com relação aos cabos pára-raios.

O risco para descargas de polaridade positiva será maior, devido à menor tensão crítica disruptiva da cadeia de isoladores, para descargas dessa polaridade.

Outro aspecto que pode ser observado é que o risco diminuiu também com a diminuição de Z e Z_t .

A maior variação do risco foi com os valores de Z_p . Nota-se que a sensibilidade com esse parâmetro é maior.

Considerando a tensão de 60 Hz, nota-se que o risco de backflashover varia de acordo com as condições dessa tensão. Mesmo havendo uma aproximação entre cabos pára-raios e condutores fase, se os valores de tensão de 60 Hz nos condutores tiveram valores que aumentem a solicitação na cadeia, o risco aumentará ao invés de diminuir. Como pode ser visto nos resultados a seguir: para $A=16m$ o risco de backflashover foi maior que para $A=15m$, devido condições desfavoráveis de tensão de 60 Hz. O risco para descarga positiva será sempre maior e o risco em cada fase será maior ou menor, de acordo com a tensão instantânea na fase.

Conclui-se dos casos analisados, que um alto fator de acoplamento ajuda no desempenho da estrutura, caso as condições de tensão de 60 Hz sejam favoráveis. Porém, a sensibilidade será maior com a resistência de pé-de-torre. Quanto menor for este valor, menor será o risco de backflashover na estrutura.

2ª) ESTRUTURA DE 69 KV

Devido ao menor nível de isolamento da linha, o risco de backflashover será maior. Outro fato é que numa estrutura com apenas um cabo pára-raio, os fatores de acoplamento serão menores.

Com isso, a tensão induzida nas fases será menor. O risco de backflashover será função desse acoplamento, juntamente com a tensão instantânea na fase.

Nota-se também aqui, que quanto menor for Z_p , menor será o risco de backflashover.

A seguir encontram-se as características de cada estrutura e os resultados obtidos.

Foi estudado apenas o caso de descarga atmosférica na torre, por ser este o caso que apresenta maior probabilidade de ocorrência. O tempo de crista adotado da onda de corrente é de $1 \mu s$. Menores tempos provoca maiores sobretensões.

TORRE 1 - 500 kV

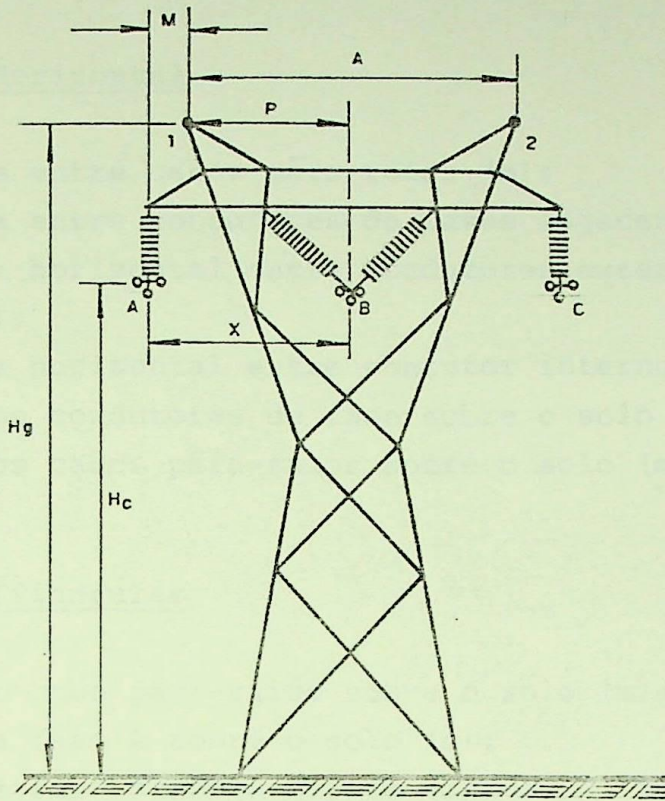


Figura 9.1

TORRE 2 - 69 kV

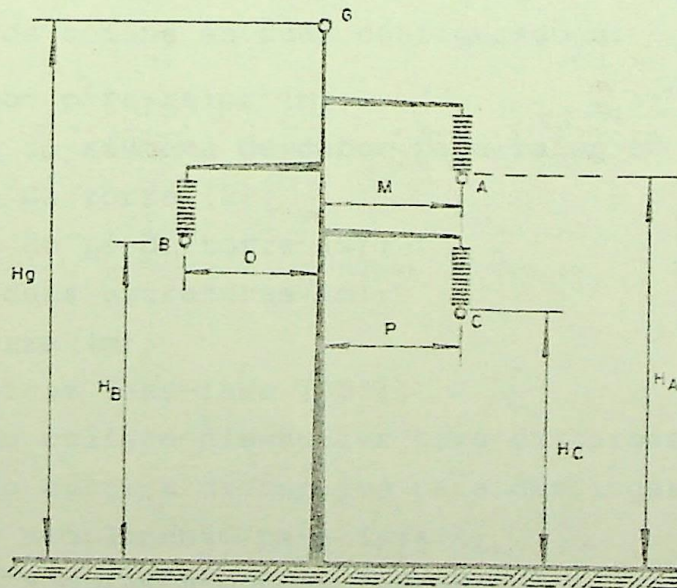


Figura 9.2

DIMENSÕES EM METROS

NOMENCLATURA UTILIZADA

Configuração Horizontal

- A = distância entre cabos pára-raios (m);
 X = distância entre condutores de fases adjacentes (m);
 M = distância horizontal entre condutores externos e cabo pára-raios (m);
 P = distância horizontal entre condutor interno e cabo pára-raios (m);
 Hc = altura dos condutores de fase sobre o solo (m);
 Hg = altura dos cabos pára-raios sobre o solo (m).

Configuração Triangular

- Hg = altura do cabo pára-raios sobre o solo (m);
 HA = altura da fase A sobre o solo (m);
 HB = altura da fase B sobre o solo (m);
 HC = altura da fase C sobre o solo (m);
 M = distância horizontal entre fase A e cabo pára-raios (m);
 O = distância horizontal entre fase B e cabo pára-raios (m);
 P = distância horizontal entre fase C e cabo pára-raios (m).

Outros parâmetros comuns às duas configurações:

- R_G = raio do cabo pára-raios (m);
 Z = impedância do sistema de cabos pára-raios ou do único cabo (Ω);
 Z_t = impedância da torre (Ω);
 Z_p = impedância de pé-de-torre (Ω);
 V = vão entre duas estruturas (m);
 R_T = raio da torre (m);
 V_{ff} = tensão eficaz fase-fase (KV);
 $U_{50\% (+)}$ = tensão crítica disruptiva para descargas positivas (KV);
 $U_{50\% (-)}$ = tensão crítica disruptiva para descargas negativas (KV);
 K_{GCA} = fator de acoplamento para fase A;
 K_{GCB} = fator de acoplamento para fase B;
 K_{GCC} = fator de acoplamento para fase C.

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> HORIZONTAL <<

HG=35.00 (M)

HC=25.30 (M)

A =15.00 (M)

X =10.60 (M)

M = 3.10 (M)

P = 7.50 (M)

RG= .00560 (M)

RT=1.30 (M)

Z =329.89 (OHMS)

ZT=140.92 (OHMS)

ZP= 20.00 (OHMS)

V =400.00 (M)

VFF=500.00 (KV)

U50% (+)=1900.00 (KV)

U50% (-)=2035.00 (KV)

>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= .264

KGCB= .292

KGCC= .264

```

*****
**** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ****
*****

```

```

*****
** SEM V60HZ **
*****

```

```

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
=====

```

```

RISCO DA FASE A= .17730E-01
RISCO DA FASE B= .16674E-01
RISCO DA FASE C= .17730E-01
RISCO DA TORRE= .51234E-01

```

```

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
=====

```

```

RISCO DA FASE A= .16173E-01
RISCO DA FASE B= .13647E-01
RISCO DA FASE C= .16173E-01
RISCO DA TORRE= .45293E-01

```

```

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
=====

```

```

R= .45887E-01

```

```

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
=====

```

```

1 FALHA / 21.8 DESCARGAS

```

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> HORIZONTAL <<

HG=35.00 (M)

HC=25.30 (M)

A =16.00 (M)

X =10.60 (M)

M = 2.60 (M)

P = 8.00 (M)

RG= .00560 (M)

RT=1.30 (M)

Z =328.05 (OHMS)

ZT=140.92 (OHMS)

ZP= 20.00 (OHMS)

V =400.00 (M)

VFF=500.00 (KV)

U50% (+)=1900.00 (KV)

U50% (-)=2035.00 (KV)

>>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= .265

KGCB= .289

KGCC= .265

 *** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ***

 ** SEM V60HZ **

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .17463E-01
 RISCO DA FASE B= .16677E-01
 RISCO DA FASE C= .17463E-01
 RISCO DA TORRE= .50719E-01

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .15995E-01
 RISCO DA FASE B= .13675E-01
 RISCO DA FASE C= .15995E-01
 RISCO DA TORRE= .44975E-01

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
 =====

R= .45549E-01

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
 =====

1 FALHA / 22.0 DESCARGAS

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> HORIZONTAL <<

HG=34,00 (M)

HC=25,30 (M)

A =16,00 (M)

X =10,60 (M)

M = 2,60 (M)

P = 8,00 (M)

RG= ,00560 (M)

RT=1,30 (M)

Z =326,35 (OHMS)

ZT=139,28 (OHMS)

ZP= 20,00 (OHMS)

V =400,00 (M)

VFF=500,00 (KV)

U50% (+)=1900,00 (KV)

U50% (-)=2035,00 (KV)

>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<
 =====

KGCA= ,275

KGCB= ,299

KGCC= ,275

 *** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ***

 ** SEM V60HZ **

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .16620E-01
 RISCO DA FASE B= .15829E-01
 RISCO DA FASE C= .16620E-01
 RISCO DA TORRE= .48270E-01

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .13107E-01
 RISCO DA FASE B= .10465E-01
 RISCO DA FASE C= .13107E-01
 RISCO DA TORRE= .36235E-01

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
 =====

R= .37438E-01

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
 =====

1 FALHA / 26.7 DESCARGAS

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> HORIZONTAL <<

HG=34.00 (M)

HC=25.30 (M)

A =16.00 (M)

XO=10.60 (M)

M = 2.60 (M)

P = 8.00 (M)

RG= .00560 (M)

RT=1.30 (M)

Z =326.35 (OHMS)

ZT=139.28 (OHMS)

ZP= 15.00 (OHMS)

V =400.00 (M)

VFF=500.00 (KV)

U50% (+)=1900.00 (KV)

U50% (-)=2035.00 (KV)

>>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= .275

KGCB= .299

KGCC= .275

 **** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ****

 ** SEM V60HZ **

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .10960E-01
 RISCO DA FASE B= .98507E-02
 RISCO DA FASE C= .10960E-01
 RISCO DA TORRE= .31240E-01

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .90884E-02
 RISCO DA FASE B= .76103E-02
 RISCO DA FASE C= .90884E-02
 RISCO DA TORRE= .25567E-01

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
 =====

R= .26134E-01

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
 =====

1 FALHA / 38.3 DESCARGAS

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> HORIZONTAL <<

HG=34,00 (M)

HC=25,30 (M)

A =16,00 (M)

X =10,60 (M)

M = 2,60 (M)

P = 8,00 (M)

RG= .00560 (M)

RT=1,30 (M)

Z =326,35 (OHMS)

ZT=139,28 (OHMS)

ZP= 10,00 (OHMS)

V =400,00 (M)

VFF=500,00 (KV)

U50% (+)=1900,00 (KV)

U50% (-)=2035,00 (KV)

>>>> FATOR DE ADOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= .275

KGCB= .299

KGCC= .275

```

*****
*** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ***
*****

```

```

*****
** SEM V60HZ **
*****

```

```

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
=====

```

```

RISCO DA FASE A= .69529E-02
RISCO DA FASE B= .54533E-02
RISCO DA FASE C= .69529E-02
RISCO DA TORRE= .19235E-01

```

```

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
=====

```

```

RISCO DA FASE A= .48362E-02
RISCO DA FASE B= .39433E-02
RISCO DA FASE C= .48362E-02
RISCO DA TORRE= .13554E-01

```

```

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
=====

```

```

R= .14122E-01

```

```

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
=====

```

```

1 FALHA / 70.8 DESCARGAS

```

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> HORIZONTAL <<

HG=35.00 (M)

HC=25.30 (M)

A =15.00 (M)

X =10.60 (M)

M = 3.10 (M)

P = 7.50 (M)

RG= .00560 (M)

RT=1.30 (M)

Z =329.89 (OHMS)

ZT=140.92 (OHMS)

ZP= 20.00 (OHMS)

V =400.00 (M)

VFF=500.00 (KV)

U50% (+)=1900.00 (KV)

U50% (-)=2035.00 (KV)

>>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= .264

KGCB= .292

KGCC= .264

```

*****
**** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ****
*****

```

```

*****
**   COM 60HZ   **
*****

```

```

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
=====

```

```

RISCO DA FASE A= .16640E-01
RISCO DA FASE B= .14027E-01
RISCO DA FASE C= .28720E-01
RISCO DA TORRE= .58280E-01

```

```

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
=====

```

```

RISCO DA FASE A= .14367E-01
RISCO DA FASE B= .17730E-01
RISCO DA FASE C= .16638E-01
RISCO DA TORRE= .47951E-01

```

```

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
=====

```

```

R= .48984E-01

```

```

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
=====

```

```

1 FALHA / 20.4 DESCARGAS

```

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> HORIZONTAL <<

HG=35.00 (M)

HC=25.30 (M)

A =16.00 (M)

X =10.60 (M)

M = 2.60 (M)

P = 8.00 (M)

RG= .00560 (M)

RT=1.30 (M)

Z =328.05 (OHMS)

ZT=140.92 (OHMS)

ZP= 20.00 (OHMS)

Y =400.00 (M)

VFF=500.00 (KV)

U50% (+)=1900.00 (KV)

U50% (-)=2035.00 (KV)

>>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= .265

KGCB= .289

KGCC= .265

```
*****
*** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ***
*****
```

```
*****
** COM V60HZ **
*****
```

```
>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
=====
```

```
RISCO DA FASE A= .20102E-01
RISCO DA FASE B= .24262E-01
RISCO DA FASE C= .16640E-01
RISCO DA TORRE= .59786E-01
```

```
>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
=====
```

```
RISCO DA FASE A= .16640E-01
RISCO DA FASE B= .16458E-01
RISCO DA FASE C= .22119E-01
RISCO DA TORRE= .54218E-01
```

```
>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
=====
```

```
R= .54774E-01
```

```
>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
=====
```

```
1 FALHA / 18.3 DESCARGAS
```

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> HORIZONTAL <<

HG=34.00 (M)

HC=25.30 (M)

A =16.00 (M)

X =10.60 (M)

M = 2.60 (M)

P = 8.00 (M)

RG= .00560 (M)

RT=1.30 (M)

Z =326.35 (OHMS)

ZT=139.28 (OHMS)

ZP= 20.00 (OHMS)

V =400.00 (M)

VFF=500.00 (KV)

U50% (+)=1900.00 (KV)

U50% (-)=2035.00 (KV)

>>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= .275

KGCB= .299

KGCC= .275

 **** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ****

 ** COM V60HZ **

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .28959E-01
 RISCO DA FASE B= .94600E-02
 RISCO DA FASE C= .16640E-01
 RISCO DA TORRE= .54151E-01

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .94594E-02
 RISCO DA FASE B= .12167E-01
 RISCO DA FASE C= .15086E-01
 RISCO DA TORRE= .36273E-01

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
 =====

R= .38060E-01

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
 =====

1 FALHA / 26.3 DESCARGAS

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> HORIZONTAL <<

HG=34.00 (M)

HC=25.30 (M)

A =16.00 (M)

X =10.60 (M)

M = 2.60 (M)

P = 8.00 (M)

RG= .00560 (M)

RT=1.30 (M)

Z =326.35 (OHMS)

ZT=139.28 (OHMS)

ZP= 15.00 (OHMS)

V =400.00 (M)

VFF=500.00 (KV)

U50% (+)=1900.00 (KV)

U50% (-)=2035.00 (KV)

>>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= .275

KGCB= .299

KGCC= .275

 **** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ****

 ** COM 50HZ **

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .52014E-02
 RISCO DA FASE B= .21560E-01
 RISCO DA FASE C= .16618E-01
 RISCO DA TORRE= .42824E-01

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .16638E-01
 RISCO DA FASE B= .20765E-02
 RISCO DA FASE C= .94657E-02
 RISCO DA TORRE= .27969E-01

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
 =====

R= .29454E-01

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
 =====

1 FALHA / 34,0 DESCARGAS

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> HORIZONTAL <<

HG=34,00 (M)

HC=25,30 (M)

A =16,00 (M)

X =10,60 (M)

M = 2,60 (M)

P = 8,00 (M)

RG= ,00560 (M)

RT=1,30 (M)

Z =326,35 (OHMS)

ZT=139,28 (OHMS)

ZP= 10,00 (OHMS)

V =400,00 (M)

VFF=500,00 (KV)

U50% (+)=1900,00 (KV)

U50% (-)=2035,00 (KV)

>>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= ,275

KGCB= ,299

KGCC= ,275

 **** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ****

 ** COM V60HZ **

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .50523E-02
 RISCO DA FASE B= .21840E-02
 RISCO DA FASE C= .14935E-01
 RISCO DA TORRE= .22052E-01

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .10655E-01
 RISCO DA FASE B= .70109E-02
 RISCO DA FASE C= .20300E-02
 RISCO DA TORRE= .19586E-01

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
 =====

R= .19832E-01

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
 =====

1 FALHA / 50.4 DESCARGAS

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> TRIANGULAR <<

HG=27,78 (M)

HA=24,24 (M)

HB=22,12 (M)

HC=20,00 (M)

M = 3,24 (M)

O = 3,24 (M)

P = 3,24 (M)

RG= ,00394 (M)

RT=1,06 (M)

Z =573,24 (OHMS)

ZT=139,40 (OHMS)

ZP= 20,00 (OHMS)

V =300,00 (M)

VFF= 69,00 (KV)

U50% (+)=762,00 (KV)

U50% (-)=794,00 (KV)

>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= ,250

KGCB= ,213

KGCC= ,182

```

*****
**** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ****
*****

```

```

*****
**   COM V60HZ   **
*****

```

```

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
=====

```

```

RISCO DA FASE A= .29886E+00
RISCO DA FASE B= .36747E+00
RISCO DA FASE C= .37346E+00
RISCO DA TORRE= .72169E+00

```

```

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
=====

```

```

RISCO DA FASE A= .33791E+00
RISCO DA FASE B= .29444E+00
RISCO DA FASE C= .31250E+00
RISCO DA TORRE= .67884E+00

```

```

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
=====

```

```

R= .68312E+00

```

```

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
=====

```

```

1 FALHA / 1.5 DESCARGAS

```

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> TRIANGULAR <<

HG=27.78 (M)

HA=24.24 (M)

HB=22.12 (M)

HC=20.00 (M)

M = 3.24 (M)

O = 3.24 (M)

P = 3.24 (M)

RG= .00394 (M)

RT=1.06 (M)

Z =573.24 (OHMS)

ZT=139.40 (OHMS)

ZP= 10.00 (OHMS)

V =300.00 (M)

VFF= 69.00 (KV)

U50% (+)=762.00 (KV)

U50% (-)=794.00 (KV)

>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<

=====

KGCA= .250

KGCB= .213

KGCC= .162

```
*****
**** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ****
*****
```

```
*****
**   COM 50HZ   **
*****
```

```
>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
=====
```

```
RISCO DA FASE A= .12045E+00
RISCO DA FASE B= .12184E+00
RISCO DA FASE C= .16651E+00
RISCO DA TORRE= .35622E+00
```

```
>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
=====
```

```
RISCO DA FASE A= .98656E-01
RISCO DA FASE B= .11223E+00
RISCO DA FASE C= .12046E+00
RISCO DA TORRE= .29621E+00
```

```
>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
=====
```

```
R= .30221E+00
```

```
>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
=====
```

```
1 FALHA / 3.3 DESCARGAS
```

 ***** DADOS DA ESTRUTURA E DA LT *****

>> TRIANGULAR <<

HG=27.78 (M)

HA=24.24 (M)

HB=22.12 (M)

HC=20.00 (M)

M = 3.24 (M)

O = 3.24 (M)

P = 3.24 (M)

RG= .00394 (M)

RT=1.06 (M)

Z =573.24 (OHMS)

ZT=139.40 (OHMS)

ZP= 5.00 (OHMS)

V =300.00 (M)

VFF= 69.00 (KV)

U50% (+)=762.00 (KV)

U50% (-)=794.00 (KV)

>>> FATOR DE ACOPLAMENTO <<<<
 =====

KGCA= .250

KGCB= .213

KGCC= .182

 **** RISCO DE BACKFLASHOVER DA TORRE ****

 ** COM V60HZ **

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE POSITIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .28959E-01
 RISCO DA FASE B= .94600E-02
 RISCO DA FASE C= .32777E-01
 RISCO DA TORRE= .69666E-01

>> RISCO PARA DESCARGA DE POLARIDADE NEGATIVA <<
 =====

RISCO DA FASE A= .94594E-02
 RISCO DA FASE B= .12167E-01
 RISCO DA FASE C= .15086E-01
 RISCO DA TORRE= .36273E-01

>> RISCO TOTAL DA TORRE <<
 =====

R= .39612E-01

>> NUMERO DE FALHA POR DESCARGAS <<
 =====

1 FALHA / 25.2 DESCARGAS

CONCLUSÃO

Os resultados obtidos não incluem o efeito corona. Logo , o risco de backflashover das estruturas será um pouco menor do que o encontrado.

A metodologia apresentada servirá para encontrar um melhor posicionamento dos cabos pãra-raio, para se obter um baixo risco de backflashover, avaliando também a blindagem dos condutores de fase.

Mostra também a grande influência da resistência de pé-de-torre no desempenho da linha.

Uma observação importante a ser feita é sobre a influência da impedância do canal de descarga. Quanto menor for esse parâmetro, maior será a sobretensão causada pela descarga. Nesse trabalho adotou-se um valor de $Z_c=200$ ohms.

Para linhas de 69KV, esse trabalho poderá auxiliar na decisão do uso ou não do cabo pãra-raios, em função de suas características.

Finalmente, conhecendo-se o nível cerâmico da região na qual uma linha atravessa, pode-se avaliar o desempenho desta linha, através do número de desligamento por 100 Km por ano, aplicando-se as equações do capítulo 2.

A seguir encontra-se uma análise dos resultados.

ANÁLISE DOS RESULTADOS OBTIDOS

1º) Estrutura de 500 KV

ESTRUTURA	SEM V60Hz					COM V60Hz				
	CASO 1	CASO 2	CASO 3	CASO 4	CASO 5	CASO 6	CASO 7	CASO 8	CASO 9	CASO 10
HG	35,00	35,00	34,00	34,00	34,00	35,00	35,00	34,00	34,00	34,00
A	15,00	16,00	16,00	16,00	16,00	15,00	16,00	16,00	16,00	16,00
M	3,10	2,60	2,60	2,60	2,60	3,10	2,60	2,60	2,60	2,60
P	7,50	8,00	8,00	8,00	8,00	7,50	8,00	8,00	8,00	8,00
Z	329,89	328,05	326,35	326,35	326,35	329,89	328,05	326,35	326,35	326,35
ZT	140,92	140,92	139,28	139,28	139,28	140,92	140,92	139,28	139,28	139,28
ZP	20,00	20,00	20,00	15,00	10,00	20,00	20,00	20,00	15,00	10,00
Risco da Torre	0,045887	0,045549	0,037438	0,026134	0,014122	0,048984	0,054774	0,038060	0,0294540	0,019832
Falha/Desc.	1/21,8	1/22	1/26,7	1/38,3	1/70,8	1/20,4	1/18,3	1/26,3	1/34	1/50,4
KGCA	0,264	0,265	0,275	0,275	0,275	0,264	0,265	0,275	0,275	0,275
KGCB	0,292	0,289	0,299	0,299	0,299	0,292	0,289	0,299	0,299	0,299
KGCC	0,264	0,265	0,275	0,275	0,275	0,264	0,265	0,275	0,275	0,275

A primeira comparação a ser feita é com relação aos valores do risco total da torre, com e sem a tensão de 60Hz. Nota-se que, quando essa tensão foi considerada, houve um aumento no risco de falha. Isto se deve ao fato de haver uma probabilidade da tensão de 60Hz estar com polaridade oposta à polaridade da descarga. Ou seja, uma probabilidade de condições desfavoráveis de tensão instantânea.

Comparando apenas os resultados sem V60Hz, observa-se:

- Do Caso 1 para o Caso 2, onde variou-se apenas a distância entre cabos-guarda, nota-se uma variação mínima do risco, de apenas 0,74% seguida de uma diminuição também pequena de Z. Os fatores de acoplamento KGCA e KGCC aumentaram muito pouco, e KGCB diminuiu.

- Do Caso 2 para o Caso 3, onde A se manteve e HG foi diminuída, nota-se uma variação um pouco maior. O risco diminuiu 17,8%. O fator de acoplamento aumentou para as três fases, devido a igual aproximação dos cabos-guarda em relação à elas. A diminuição maior do risco se deve também à diminuição de dois parâmetros: Z e Zt.

- Comparando os Casos 1 e 3, onde HG diminuiu e A aumentou, ou seja, a aproximação entre cabos-guarda e condutores de fase é ainda maior, observa-se uma diminuição de 18,4% no risco. Isto porque houve também nesse caso uma diminuição de Z e Zt, e um aumento nos fatores de acoplamento.

- Do Caso 3 para o Caso 4, a estrutura permaneceu inalterada, e apenas a impedância de pé-de-torre, Zp, foi diminuída. Devido a essa variação, o risco diminuiu de 30,2%.

- Do Caso 4 para o Caso 5, a diminuição do risco foi de 46%.

- Do Caso 3 para o Caso 5, onde Zp caiu para a metade, o risco diminuiu em 62,3%.

Observa-se portanto, uma sensibilidade muito maior do risco com a impedância de pé-de-torre, do que com o fator de acoplamento.

Comparando os resultados com a presença de V60Hz, nota-se:

- aumento do risco para todos os casos.

- Do Caso 6 para o Caso 7, ao invés do risco diminuir, devido ao aumento de A , ele aumentou. Isto aconteceu porque as condições de tensão instantânea nas fases podem ter sido desfavoráveis, e houve diminuição apenas de Z .

- Do Caso 7 para o Caso 8, o risco já diminuiu. Além de haver uma probabilidade das tensões de 60Hz serem favoráveis, os fatores de acoplamento aumentaram, e Z e Z_t diminuíram.

- Do Caso 6 para o Caso 8, onde a aproximação entre cabos-guarda e condutores de fase é maior, apesar das condições aleatórias de V60Hz, o risco diminuiu de 22,3%.

- Do Caso 8 para o Caso 9, mantendo a estrutura inalterada e diminuindo Z_p , a diminuição do risco foi de 22,6%.

- Do Caso 9 para o Caso 10, a diminuição foi de 32,7%.

- Do Caso 8 para o Caso 10, a diminuição foi de 48%.

Observando os valores de falha/descargas, observa-se que a presença de V60Hz faz com que a variação do risco seja menor, quando comparada com os valores sem V60Hz.

2º) Estrutura de 69,0 KV

ESTRUTURA	COM V60Hz		
	CASO 1	CASO 2	CASO 3
HG	27,78	27,78	27,78
HA	24,24	24,24	24,24
HB	22,12	22,12	22,12
HC	20,00	20,00	20,00
Z	573,24	573,24	573,24
ZT	139,40	139,40	139,40
ZP	20,00	10,00	5,00
KGCA	0,250	0,250	0,250
KGCB	0,213	0,213	0,213
KGCC	0,182	0,182	0,182
R.Total da Torre	0,68312	0,30221	0,039612
Falha/ Desc.	1/1,5	1/3,3	1/25,2

Para esta estrutura, apenas os valores de Z_p foram alterados.

Nota-se que o fator de acoplamento da fase C é bem pequeno, devido ao maior afastamento dessa fase com o cabo-guarda. Portanto, o índice de desligamento nessa fase tende a ser maior, a não ser pela tensão de 60Hz.

Diminuindo o valor de Z_p , observa-se:

- Do Caso 1 para o Caso 2, o risco diminuiu de 55,8%.
- Do Caso 2 para o Caso 3, o risco diminuiu de 87%.
- Do Caso 1 para o Caso 3, tem-se uma diminuição de 94,2%.

Pode-se concluir nesses resultados, que quanto menor for a classe de tensão da linha, maior será a sensibilidade do risco com o parâmetro Z_p , devido ao baixo isolamento da linha, e a presença de apenas um cabo-guarda.

BIBLIOGRAFIA

- 1- BROWN, Gordon W. Lightning Performance - I, Shielding Failures Simplified. IEEE Trans. PAS., 97(1):33-38, Jan./Fev. 1978.
- 2- BROWN, Gordon W. Lightning Performance II, Updating Backflash Calculations - IEEE Trans. PAS., 97(1):31-50, Jan./Fev. 1978.
- 3- DARVENIZA, M. et alii Lightning Protection of U.H.V. Transmission Lines. Electra, nº 41:39-69, 1975.
- 4- WHITEHEAD, E.R. Protection of Transmission Lines. In: GOLDE, R.H. Lightning. London. Academic Press, 1977, cap.22, 49p.
- 5- ANDERSON, J.G. Lightning Performance of EHV-UHV Lines. In: Transmission Line Reference Book - 345 kV and Above. 2. ed. Palo Alto, CA, EPRI, e 1975, cap.12, p.545-597.
- 6- WHITEHEAD, E.R. Cigre Survey of the Lightning Performance of E.H.V. Transmission Lines. Electra, nº 33:63-89, Mar.1974.
- 7- GILMAN; D.W. and WHITEHEAD, E.R. The Mechanism of Lightning Flash over on High-Voltage and Extra-High-Voltage Transmission Lines. Electra, nº 27:65-96, Mar.1973.
- 8- AIEE Committee Report - A Method for Estimating Lightning Performance of Transmission Lines. AIEE Transactions. Vol.69(Part II). Pag. 1187-1196, 1950.
- 9- SARGENT, M.A. The Frequency Distribution of Currents Magnitudes of Lightning Strokes to Tall Structures. IEEE Trans. PAS. 91(5): 2224-2229, Sep./Oct. 1972.
- 10- BERGER, K. et alii Parameters of Lightning Flashes. Electra, nº 41:23-37, 1975.
- 11- POPOLANSKY, F. Frequency Distribution of Amplitudes of Lightning Currents. Electra, nº 22:132-147, 1972.

- 12- SARGENT, M.A. and DARVENIZA, M. Tower Surge Impedance. IEEE Trans. PAS. 88(5):680-687, May 1969.
- 13- FONSECA, J.R. et alii Lightning Impulse Tests on Tower Models. IEEE Trans. PAS. 103(2):893-896, Apr. 1984.
- 14- DARVENIZA, M. et alii Modelling for Lightning Performance Calculations. IEEE Trans. PAS. 98(6):1900-1908, Nov./Dec. 1979.
- 15- BROWN, G.W. Joint Frequency Distribution of Stroke Currents Rates of Rise and Crest Magnitude to Transmission Lines. IEEE Trans. PAS. 97(1):53-58, Jan./Fev. 1978.
- 15- CLAYTON, J.M., YOUNG, F.S. Estimating Lightning Performance of Transmission Lines. IEEE Trans. PAS. 83(11):1102-1110, Nov. 1964.
- 17- WHITEHEAD, E.R. The Lightning Performance of E.H.V. Lines - Appendix II. CIGRE, Gr. 33-01 pag. 8-14, 1968.
- 18- BEWLEY, L.V. Travelling Waves on Transmission Systems. New York, General Electric Company, Dover Publications, INC., 1963.
- 19- LIEW AH CHOY and DARVENIZA, M. A Sensitivity Analysis of Lightning Performance Calculations for Transmission Lines. IEEE Trans. PAS 90(4): 1443-1450, Jul./Aug. 1971.
- 20- GRANT, I.S. et alii A Simplified Method for Estimating Lightning Performance of Transmission Lines. IEEE Trans. PAS. 104(4):919-927, Apr. 1985.
- 21- BRAUNSTEIN, A. Lightning Strokes to Power Transmission Lines and the Shielding Effect of Ground Wires. IEEE Trans. PAS. 89(8): 1900-1910, Nov./Dec. 1970.
- 22- JORDAN, C.A. Lightning Computations for Transmission Line With Overhead Ground Wires - General Electric Review. Part I, 37(3): 130-137, Mar. 1934; Part II, 37(4):180-186; Mar. 1934; Part III 37(5):234-250, Mar. 1934.

- 23- STEVENSON, W.D. Elementos de Análise de Sistemas de Potência . Trad. de Arlindo Rodrigues Mayer. São Paulo, Mc Graw-Hill, 1986.
- 24- ERIKSSON, A.J. The Incidence of Lightning Strikes to Power Lines. IEEE Trans. on Power Delivery 2(3):859-871, Jul. 1987.
- 25- ERIKSSON, A.J. An Improved Electrogeometric Model for Transmission Line Shielding Analysis. IEEE Trans. on Power Delivery 2(3):871-886, Jul. 1987.
- 26- MOUSA, A.M. and SRIVASTAVA, K.D. The Implications of the Electrogeometric Model Regarding Effect of Height of Structure on the Medium Amplitude of Collected Lightning Strokes. IEEE Trans. on Power Delivery 4(2):1450-1460, Apr. 1989.
- 27- ALMEIDA, Marcius A. Descargas Atmosféricas em Linhas de Transmissão - Centro de Tecnologia e Normalização - Companhia Energética de Minas Gerais - CEMIG, s.d.p.
- 28- D'AJUZ, Ary et alii Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento - Aplicação em Sistemas de Potência de Alta-Tensão - Rio de Janeiro, FURNAS, Niterói, Universidade Federal Fluminense / EDUFF, 1987.
- 29- HEDMAN, D.E. Coordenação de Isolamento. Tradução J.Wagner Kaehler. Santa Maria, Universidade Federal de Santa Maria, 1979.
- 30- PARIS, L. CORTINA, R. Switching and Lightning Impulse Discharge Characteristics of Large Air Gapp and Long Insulator Strings . IEEE Trans. PAS. 87(4):947-957, Ap. 1968.
- 31- ANDRADE, Hugo Gomes de, et alii. Respostas de Linhas de Transmissão a Impulsos Atmosféricas Através da Utilização de Molelos Reduzidas. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA. Linhas de Transmissão. (GTL III). São Paulo, 1986 p.1-23.

- 32- CHISHOLM, W.A. et alii Lightning Surge Response of Transmission Towers. IEEE Trans. PAS. 102(9):3232-3242, Sep. 1983.
- 33- WAGNER, C.F. and HILEMAN, A.R. A New Approach to the Calculation of the Lightning Performance of Transmission Lines III - A Simplified Method: Stroke to Tower. IEEE Trans. PAS. 79/80(5):589-602, Oct. 1960.
- 34- TAGG, G.F. Earth Resistances. London, George Newnes Limited, 1964.
- 35- ANDERSON, R.B., ERIKSSON, A.J. Lightning Parameters for Engineering Application. Electra, nº 69: 65-102, Mar. 1980.