Campus de São Carlos

"Contribuição para o estudo da impedância sob impulso,
área efetiva, coeficiente de impulso e resistência de
malhas de aterramento de subestações"

Autor:

Engº Luiz Eduardo Joaquim

Orientador:

Prof. Ruy A. C. Altafim

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

**ESCOLA DE ENGENHARIA
DE SÃO CARLOS**

✓

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

*"CONTRIBUIÇÃO PARA O ESTUDO DA IMPEDÂNCIA SOB IMPULSO,
ÁREA EFETIVA, COEFICIENTE DE IMPULSO E RESISTÊNCIA DE
MALHAS DE ATERRAMENTO DE SUBESTAÇÕES"*

Autor: **Engº LUIZ EDUARDO JOAQUIM**

Orientador: **RUY ALBERTO CORRÊA ALTAFIM**

**Dissertação apresentada ao Departamento
de Engenharia Elétrica da Escola de
Engenharia de São Carlos - USP - para
obtenção do título de MESTRE EM
ENGENHARIA ELÉTRICA.**

DEDALUS - Acervo - EESC

31100035681

SÃO CARLOS

1997

Class.	TESSE - EESC
Cutt.	2838
Tombo	1090/97

Área: Engenharia Elétrica

17 0747775

**Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca - EESC-USP**

J62c Joaquim, Luiz Eduardo
Contribuição para o estudo da impedância sob impulso, área efetiva, coeficiente de impulso e resistência de malhas de aterramento de subestações / Luiz Eduardo Joaquim. -- São Carlos, 1997.

Dissertação (Mestrado). -- Escola de Engenharia de São Carlos-Universidade de São Paulo, 1997.
Área: Engenharia Elétrica
Orientador: Prof. Dr. Ruy Alberto Corrêa Altafim

1. Malhas de aterramento. 2. Coeficiente de impulso. 3. Impedância sob impulso. 4. Subestações. 5. Resistência de aterramento. 6. Simulação com PSPICE. 7. Descargas atmosféricas. 8. Raios. I. Título

FOLHA DE APROVAÇÃO

Dissertação defendida e aprovada em 27-3-1997
pela Comissão Julgadora:

Prof. Associado **RUY ALBERTO CORRÊA ALTAFIM (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo)

Prof. Titular **DELIO PEREIRA GUERRINI**
(Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo)

Prof. Doutor **ADERBAL DE ARRUDA PENTEADO JUNIOR**
(Escola Politécnica - Universidade de São Paulo)

Prof. Doutor. **GERALDO ROBERTO M DA COSTA**
Coordenador da Área de Engenharia Elétrica

JOSÉ CARLOS A. CINTRA
Presidente da Comissão de Pós-Graduação

DEDICATÓRIA

À minha esposa **Maria Luci** pela valiosa colaboração e incentivo, aos meus filhos **Mariana** e **Luiz Gustavo**, que embora neste período, ainda sejam crianças, já sabem que através do estudo, as barreiras e os obstáculos profissionais, muitas vezes intransponíveis por vários motivos, tornar-se-ão menos íngremes, e aos meus pais e saudosos avós maternos e paternos, que apesar de não terem uma elevada formação escolar, conseguiram transmitir aos seus filhos, netos e bisnetos a importância do estudo nos caminhos da vida de uma pessoa.

AGRADECIMENTOS

- Ao Prof.Dr.Ruy Alberto Corrêa Altafim pela orientação e pelo constante incentivo.
- Ao Governo do Estado de São Paulo e à Secretaria da Ciência, Tecnologia e Desenvolvimento Econômico por proporcionarem projetos importantes à formação e aperfeiçoamento profissional.
- Aos Professores Dr. Henrique Antunes Cunha Júnior, Dr. Francisco Emílio Baccaro Nigro e Dr. Júlio Carlos Teixeira que sempre acreditaram, incentivaram e não mediram esforços para a geração de oportunidades ao pesquisador.
- A todos os funcionários do Departamento de Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia de São Carlos.
- Aos funcionários, amigos e colaboradores do IPT - Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S/A.
- À Ester Batista dos Santos bibliotecária do IPT - Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S/A pelo sempre respeitado e elogiado atendimento.
- Às excelentes profissionais e a valiosa contribuição para o desenvolvimento do País. bibliotecárias Fátima e Maria Penha do IEE-USP Instituto de Eletrotécnica e Energia da Universidade de São Paulo.
- Ao Prof. Alfredo A. Hamar pela árdua tarefa de orientar o pesquisador brasileiro, a escrever com qualidade comprovada.
- Ao incansável e persistente aluno de iniciação científica Benigno A. Gomez.

ÍNDICE

	PAG.
Lista de figuras	IX
Lista de tabelas	XIII
Lista de abreviaturas	XV
Lista de Símbolos	XVII
Resumo	XXIV
"Abstract"	XXV

CAPÍTULO I : INTRODUÇÃO	1
--------------------------------------	----------

CAPÍTULO II: ANÁLISE BIBLIOGRÁFICA

2.1 Considerações gerais	8
2.2 Estudos de Towne	9
2.3 Estudos de Southgate, R.N. e colaboradores	10
2.4 Estudos de Bewley, L.V.	11
2.5 Estudos de Dwight	12
2.6 Estudos de Bellaschi, P.L. e colaboradores	13
2.7 Estudos de Rüdenberg	16
2.8 Estudos de Petropoulos, G.M.	22
2.9 Estudos de Devgan, S.S. e Whitehead	23
2.10 Estudos de Verma, R. e Mukhedkar, D. (1)	24
2.11 Estudos de Gupta, B.R. e Thapar, B.	26
2.12 Estudos de Verma, R. e Mukhedkar, D. (2)	30
2.13 Estudos de Takashima e colaboradores	32
2.14 Estudos de Kosztaluk, R. e colaboradores	34
2.15 Estudos de Mazzetti, C. e Veca, G.M.	37

	PAG.
2.16 Estudos de Papalexopoulos, A.D. e Meliopoulos, A.P.	39
2.17 Estudos de Velazquez. e Mukhedkar, D.	40
2.18 Estudos de Meliopoulos, A.P. e colaboradores	41
2.19 Estudos de Ramamoorthy, M. e colaboradores	45
2.20 Estudos de Kameyama, F.H. e Altafim, R.A.C.	47
2.21 Estudos de Chisholm e Janischewskyj	49
2.22 Estudos de Altafim, R.A.C. e colaboradores	49
2.23 Estudos de Visacro, F.S. e Portela, C.M.	50
2.24 Estudos de Zutobradic, S. e Haznadar, Z.	51
2.25 Estudos de Loboda, M. e Pochanke, Z. (1)	53
2.26 Estudos de Cristina, S. e Orlandi, A.	55
2.27 Estudos de Loboda, M. e Pochanke, Z. (2)	56
2.28 Estudos de Kraft, L.A.	57
2.29 Estudos de Gupta, B.R. e Singh, V.K.	59
2.30 Estudos de Xiong e colaboradores	63
2.31 Estudos de Greev e colaboradores	64
2.32 Estudos de Geri e colaboradores	66

CAPÍTULO III: METODOLOGIA DE CÁLCULO DA RESISTÊNCIA DE MALHAS DE ATERRAMENTO EM FREQUÊNCIA INDUSTRIAL

3.1	Considerações gerais	71
3.2	Técnica de projeto de malhas de aterramento	72
3.3	Expressões para cálculo da resistência à frequência industrial de grandes malhas de aterramento de subestações	75

3.3.1	Método de Ollendorf	77
3.3.2	Método de Dwight	77
3.3.3	Método de Laurent	78
3.3.4	Método de Laurent e Nieman	79
3.3.5	Método de Mc Crocklin e Wendlandt	80
3.3.6	Método de Gross e Wise	81
3.3.7	Método de Gross, Chitnis e Stratton	82
3.3.8.	Método de Schwarz	82
3.3.9	Método de Gross e Wise	85
3.3.10	Método de Koch	86
3.3.11	Método de Thapar e Gross	86
3.3.12	Método de Dawalibi e Mukhedkar	86
3.3.13	Método de Sverak	91
3.3.14	Método de Nahman e Skuletich	91
3.3.15	Método de Zukerman	92
3.3.16	Método de kouteynikoff	93
3.3.17	Método de Garret e Holley	95
3.3.18	Método de Joy e Wilson	96
3.3.19	Método de Ewy e Smolleck	96
3.3.20	Método de Nahman e Salamon	98
3.3.21	Método da IEEE-80	99
3.3.22	Método de Thapar e colaboradores	99
3.3.23	Método de Chow e Salama	100
3.3.24	Método de cálculo de aterramento de torres de transmissão	101
3.4	Comparação dos métodos de cálculo da resistência de aterramento descritos ..	102

CAPÍTULO IV: PROPAGAÇÃO DE CORRENTES IMPULSIVAS NAS MALHAS DE ATERRAMENTO

	PAG.
4.1 Introdução	108
4.1.1 Conceito sobre descarga atmosférica	109
4.1.2 Descargas em estruturas de sistemas elétricos	112
4.2 Dissipação de impulsos de correntes para o solo através das malhas de aterramento	115
4.3 Modelo físico do eletrodo enterrado no solo	118
4.4 Distribuição da corrente elétrica nos condutores das malhas de aterramento...	131
4.5 Indutância mútua em malhas de aterramento	135

CAPÍTULO V: MODELO DE GRANDES MALHAS DE ATERRAMENTO PARA ESTUDO DOS EFEITOS TRANSITÓRIOS DEVIDO À CORRENTES IMPULSIVAS

5.1 Modelamento de malhas de aterramento	137
5.2 Modelo proposto	138
5.3 Parâmetros distribuídos do modelo	140
5.3.1 Elementos lineares	140
5.3.1.2 Condutância do eletrodo de aterramento para o solo	140
5.3.1.3 Determinação da indutância do modelo- π	146

	PAG.
5.3.1.4 Aproximações efetuadas no modelo	152
CAPÍTULO VI: SIMULAÇÃO DE MALHAS DE ATERRAMENTO NO SOFTWARE PSPICE	
6.1 Introdução	153
6.2 Utilização do software Pspice para estudo do comportamento de grandes malhas de aterramento sujeitas a correntes impulsivas	154
6.3 Divisão dos condutores da malha em segmentos	155
6.4 Características do gerador de impulso de corrente	157
CAPÍTULO VII : COMENTÁRIOS E CONCLUSÕES	167
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	173
LITERATURA RECOMENDADA	191
ANEXO I	
APÊNDICE A	
APÊNDICE B	
APÊNDICE C	
APÊNDICE D	
APÊNDICE E	

LISTA DE FIGURAS

- Figura 2.1 - Fluxograma dos procedimentos de ensaios propostos por Bellaschi e colaboradores.
- Figura 2.2 - Circuito equivalente de um eletrodo de aterramento em frequências muito altas.
- Figura 2.3 - Circuito equivalente de um eletrodo de aterramento em baixas frequências e baixa tensão.
- Figura 2.4 - Circuito equivalente de um eletrodo de aterramento em altas frequências e alta tensão.
- Figura 2.5 - Circuito equivalente de um sistema de aterramento concentrado.
- Figura 2.6 - Modelo de Verma e Mukhedkar para um fio enterrado no solo.
- Figura 2.7 - Formato da área efetiva em função do ponto de injeção da corrente.
- Figura 2.8 - Circuito equivalente da malha de aterramento para estímulo através de corrente impulsiva, de acordo com Verma e Mukhedkar.
- Figura 2.9 - Mecanismo de condução eletrolítica segundo Kosztaluk.
- Figura 2.10 - Diagrama esquemático da formação da condução eletrolítica segundo Kosztaluk.
- Figura 2.11 - Diagrama esquemático da formação da zona de canal segundo Kosztaluk.
- Figura 2.12 - Circuito equivalente de um cabo enterrado no solo por Mazzetti e Veca.
- Figura 2.13 - Representação de um elemento finito com parâmetros do circuito por Meliopoulos e colaboradores.
- Figura 2.14 - Modelo de um elemento de sistema de aterramento representado por uma linha de transmissão sem perdas por Meliopoulos e colaboradores.
- Figura 2.15 - Circuito equivalente de um segmento de um condutor enterrado no solo.

- Figura 2.16 - Fluxograma das simulações efetuadas por Meliopoulos e Moharam.
- Figura 2.17 - Modelo - π de um elemento da malha representado por Ramamoorthy e colaboradores.
- Figura 2.18 - Modelo proposto por Altafim e Kameyama.
- Figura 2.19 - Circuito equivalente série - paralelo.
- Figura 2.20 - Representação das componentes de corrente num elemento de eletrodo de aterramento por Visacro e Portela.
- Figura 2.21 - Circuito equivalente do modelo - π proposto por Zutobradic e Haznadar.
- Figura 2.22 - Circuito equivalente proposto por Loboda.
- Figura 2.23 - Modelo proposto por Loboda e Pochanke.
- Figura 2.24 - Ionização ao redor do solo com a passagem de corrente impulsiva.
- Figura 2.25 - Ilustração da circulação de corrente através de resistência não linear.
- Figura 2.26 - Modelo utilizado no software PSPICE por Kraft.
- Figura 2.27 - Modelo- π desenvolvido por Gupta e Singh.
- Figura 2.28 - Representação de uma haste de aterramento por Chisholm e Janischewskyj para estudo do modelamento da ionização do solo.
- Figura 2.29 - Circuito equivalente do modelo proposto por Chisholm e Janischewskyj.
- Figura 2.30 - Circuito equivalente de um cabo horizontal enterrado segundo Geri.
- Figura 3.1 - Fluxograma para projeto de malhas de aterramento de subestação segundo Giordano e colaboradores.
- Figura 3.2 - Malha de aterramento típica.
- Figura 3.3 - Representação de uma placa metálica fina com formato retangular.
- Figura 3.4 - Subdivisão de uma malha de aterramento em pequenos segmentos.
- Figura 3.5 - Sistema de coordenadas cartesianas para localização espacial dos segmentos de uma malha de aterramento.
- Figura 3.6 - Diagrama esquemático para medição dos afastamentos entre os segmentos de uma malha de aterramento.
- Figura 3.7 - Identificação dos parâmetros utilizados no modelo de Zukerman.

- Figura 3.8 - Ilustração do método de Kouteynikoff.
- Figura 3.9 - Gráfico da resistência de aterramento de malhas quadradas em função da área ocupada pelos cabos.
- Figura 3.9 - Gráfico da resistência de aterramento de malhas retangulares em função da área ocupada pelos cabos.
- Figura 4.1 - Ilustração do mecanismo e da sequência de uma queda de raios.
- Figura 4.2 - Incidência das descargas atmosféricas no cabo-guarda ou blindagem de proteção de subestação.
- Figura 4.3 - Ilustração da aplicação da impedância de impulso na definição do arranjo físico de subestações.
- Figura 4.4 - Seção de uma malha de aterramento sob corrente impulsiva.
- Figura 4.5 - Distribuição de corrente num trecho de uma haste de aterramento enterrada na posição vertical.
- Figura 4.6 - Distribuição de corrente num segmento de um cabo enterrado na posição horizontal.
- Figura 4.7 - Segmento de um cabo da malha de aterramento.
- Figura 4.8 - Componentes elétricos num eletrodo enterrado sob corrente impulsiva.
- Figura 4.9 - Representação de um segmento de condutor de malha de aterramento quando há incidência de uma corrente impulsiva.
- Figura 4.10 - Comportamento das cargas elétricas num condutor quando há incidência de correntes impulsivas.
- Figura 4.11 - Gráfico para determinação da constante D em função do número de sub-malhas (NSM).
- Figura 4.12 - Gráfico para determinação da constante Km em função do número de sub-malhas (NSM).
- Figura 4.13 - Resistência e capacitância de um pequeno elemento de solo.
- Figura 4.14 - Ilustração da distribuição de corrente impulsiva numa malha de aterramento.

- Figura 4.15 - Curva representativa do limite máximo de distribuição de corrente ao longo dos condutores perimetrais que interceptam-se com o canto da injeção de corrente numa malha de aterramento.
- Figura 4.16 - Curva representativa do limite máximo de distribuição de corrente ao longo dos condutores posicionados de forma radiais que interceptam-se no ponto de injeção de corrente na parte central da malha.
- Figura 4.17 - Distribuição de fluxos magnéticos entre os condutores da malha de aterramento.
- Figura 5.1 - Representação de uma linha de transmissão com parâmetros distribuídos.
- Figura 5.2 - Modelo proposto de grandes malhas de aterramento para simulação no software PSPICE.
- Figura 5.3 - Entrelaçamentos típicos de cabos em malhas de aterramento.
- Figura 5.4 - Ilustração do modelo de um segmento da malha de aterramento.
- Figura 5.5 - Interpolação gráfica para a obtenção da constante D utilizada na expressão geral da indutância de uma malha de aterramento quadrada em função do número de sub-malhas com injeção de corrente no canto e no centro da malha.
- Figura 5.6- Interpolação gráfica para a obtenção da indutância da malha de aterramento. quadrada em função do número de sub-malhas com injeção de corrente no canto da malha.
- Figura 6.1 - Divisão do segmento da malha de aterramento.
- Figura 6.2 - Circuito elétrico do gerador de impulso utilizado no PSPICE.
- Figura 6.3 - Forma de onda da corrente impulsiva $3/40\mu s$.
- Figura 6.4 - Gráfico da impedância sob impulso, injeção de corrente no canto.
- Figura 6.5 - Gráfico da impedância sob impulso, injeção de corrente no centro.
- Figura 6.6 - Gráfico da impedância sob impulso, injeção de corrente no canto.
- Figura 6.7 - Gráfico da impedância sob impulso, injeção de corrente no centro.

LISTA DE TABELAS

- Tabela 3.1 - Comparação entre os valores das resistências de aterramento de malhas quadradas obtidos pelos diversos métodos.
- Tabela 3.2 - Comparação entre os valores das resistências de aterramento de malhas retangulares obtidos pelos diversos métodos.
- Tabela 4.1 - Parâmetros médios de uma descarga atmosférica.
- Tabela 5.1 - Condutâncias calculadas para as malhas quadradas.
- Tabela 5.2 - Condutâncias calculadas para as malhas retangulares.
- Tabela 5.3 - Indutância da malha de aterramento quadrada com injeção de corrente no canto da malha.
- Tabela 5.4 - Indutância de um cabo constituinte da sub-malha, para malha de aterramento quadrada com injeção de corrente no canto da malha.
- Tabela 5.5 - Indutância de um segmento da sub-malha, para malha de aterramento quadrada com injeção de corrente no canto da malha.
- Tabela 6.1 - Resultados obtidos para injeções de corrente no canto das malhas quadradas.
- Tabela 6.2 - Resultados obtidos para injeções de corrente na parte central das malhas quadradas .
- Tabela 6.3 - Resultados obtidos para injeções de corrente no canto das malhas retangulares.

Tabela 6.4 - Resultados obtidos para injeções de corrente na parte central das malhas retangulares.

LISTA DE ABREVIATURAS

ANSI - American National Standard Institute

Aug. - August

BS - British Standard

C.C. - Corrente Contínua

Dec. - December

EHV - Extra High Voltage

et al. - e outros

Feb. - February

Fig. - Figura

IEC - International Electrotechnical Comission

IEEE - Institute of Electrical and Electronics Engineers

IGI - Impulse Grounding Impedance

Jan. - January

Mar. - Março

máx. - Máxima

Oct. - October

p. - Página

PFGR - Power Frequency Ground Resistance;

Sept. - Septembre

V. - Volume

LISTA DE SÍMBOLOS

- a_m - Lado menor da malha de aterramento [m];
- a - Diâmetro do eletrodo de aterramento [m];
- a' - Igual a para condutores sobre a superfície da terra [m];
- a_G - Fator de amortecimento;
- A - Área ocupada pelos condutores da malha de aterramento [m²];
- A_e - Área efetiva [m²];
- A_L - Constante de Laurent;
- A_0 - Constante de multiplicação para determinação do fluxo de corrente em regime permanente em função da tensão de ruptura do solo;
- A_q - Área efetiva da superfície com forma quadrada numa malha quadrada com injeção de corrente impulsiva no centro da malha [m²];
- A_Δ - Área efetiva da superfície com forma triangular numa malha quadrada com injeção de corrente impulsiva nos cantos da malha [m²];
- b - Largura da placa metálica enterrada [cm];
- ℓ_p - Lado maior da malha de aterramento [m];
- C - Capacitância distribuída por metro [F];
- C_h - Capacitância da haste de aterramento [F];
- C_m - Capacitância do eletrodo de aterramento com distância entre placas r_m [F];
- c_p - Lado maior da malha de aterramento [m];
- C_s - Capacitância de uma placa metálica para o solo (F)
- d - Diâmetro do cabo de aterramento [m];
- d_{cj} - Distância entre o elemento j e o centro do eletrodo [m];
- d_{fj} - Distância entre o elemento j e o ponto de falta fase - terra [m];

- d_1 - Diâmetro do condutor da malha de aterramento [m];
 d_2 - Diâmetro da haste de aterramento [m];
 D - Constante de multiplicação para determinação da indutância da malha de aterramento;
 D_p - Distância entre o centro da fase central e o centro da coluna;
 D_q - Diâmetro de uma placa circular tendo a mesma área tal qual a área da malha de aterramento [m];
 D_z - Comprimento menor da sub-malha com formato retangular [m];
 $E(t)$ - Tensão induzida na malha de aterramento sob impulso de corrente [V];
 E_o - Gradiente de ruptura do solo crítico [V/m];
 F^{-1} - Transformada inversa de Fourier;
 G - Condutância distribuída por metro [Mho];
 G_L - Condutância linear [Mho];
 g_n - Condutância não linear [Mho];
 h' - $\sqrt{d_1 h}$ para condutores enterrados numa profundidade h [m];
 $0,5 d_1$ para condutores em $h = 0$ (sobre a superfície da terra) [m];
 h - Profundidade da malha de aterramento [m];
 h_s - Distância vertical entre o cabo guarda ou blindagem e a fase [m];
 i - Corrente elétrica média por unidade de comprimento [A/m];
 I_L - Corrente elétrica longitudinal [A];
 $I_{máx}$ - Corrente elétrica de impulso máxima [A];
 I - Corrente elétrica [A];
 I_c - Corrente de descarga crítica [A];
 I_e - Corrente entre os nós de uma malha de aterramento [A];
 I_g - Corrente na haste de aterramento quando ocorre a ionização do solo [A];
 I_0 - Corrente impulsiva [A];
 I_p - Corrente de pico [A];

- I_s - Corrente de saturação do diodo [A];
 I_t - Corrente elétrica transversal [A];
 I_l - Corrente elétrica longitudinal [A];
 $i(t)$ - Corrente elétrica [A];
 J - Densidade de corrente crítica [A/m^2];
 J_L - Densidade de corrente linear [A/m];
 K_d - Constante dielétrica [F/m];
 K_G - Constante que depende do ponto de injeção da corrente impulsiva;
 K_m - Constante da malha que depende do número de sub-malhas;
 K_{SVERAK} - Constante da expressão de Sverak que depende da área e do comprimento total de condutores [1/m];
 K_0 - Constante do elemento;
 k_1 - Constante relacionada com a geometria da malha;
 k_2 - Constante relacionada com a geometria da malha;
 k_3 - Constante;
 K_p - Fator de correção de não uniformidade no plano horizontal do solo;
 $\ln$ - Logaritmo neperiano;
 L - Indutância intrínseca de um condutor enterrado horizontalmente no solo [H];
 L_c - Comprimento total dos condutores da malha [m];
 L_h - Indutância de uma haste de aterramento [H];
 L_p - Comprimento do condutor ao longo do perímetro da malha [m];
 L_M - Indutância da malha de aterramento [H];
 $LSMH$ - Comprimento do condutor da sub-malha na horizontal [m];
 LH - Comprimento do condutor na posição horizontal [m];
 $LSMV$ - Comprimento do condutor da sub-malha na posição vertical [m];
 ℓ_p - Lado menor da malha de aterramento [m];
 n - Número total de segmentos da malha no modelo π ;

- n_h - Número de hastes na malha de aterramento;
 N - Número de pontos para cálculo do potencial da malha;
 NCH - Número de condutores horizontais na malha;
 NCV - Número de condutores verticais na malha;
 NSM - Número total de sub-malhas;
 $NSMLADO$ - Número de sub-malhas por lado da malha;
 n_c - Número de condutâncias no modelo da malha de aterramento;
 Q - Malha com formato quadrado;
 R - Resistência de aterramento distribuída [$\Omega.m$];
 R - Codificação para malha com formato retangular;
 R_c - Resistência de aterramento de um condutor enterrado na posição horizontal [Ω];
 R_{cm} - Resistência não linear do cabo [Ω];
 R_h - Resistência da haste de aterramento [Ω];
 R_{hm} - Resistência não linear da haste de aterramento [Ω];
 R_i - Resistência da malha sob impulso de corrente [Ω];
 R_L - Resistor que representa a característica linear do solo [Ω];
 R_N - Resistência série do circuito equivalente não linear [Ω];
 R_{60Hz} - Resistência da malha de aterramento na frequência de 60 Hz [Ω];
 R_{12} - Resistência mútua entre hastes e cabos [Ω];
 R_g - Resistência da haste de aterramento em condições de ionização do solo [Ω];
 R_h - Resistência de aterramento das hastes [Ω];
 $R_{m\acute{a}x}$ - Valor máximo da resistência de aterramento previsto para uma malha [Ω];
 R_{ij} - Resistência mútua entre o condutor i e o condutor j [Ω];
 r - Resistência ôhmica do condutor por metro [Ω];
 r_c - Distância de ruptura crítica [m];

r_{cb}	-	Raio da seção transversal do cabo de aterramento [m];
r_e	-	Raio da placa circular tendo a mesma área da área efetiva da malha [m];
r_h	-	Raio seção transversal da haste de aterramento [m];
r_m	-	Raio limite de integração [m];
r_i	-	Raio limite de integração [m];
r_q	-	Raio da placa circular tendo a mesma área da malha de aterramento [m];
s	-	Unidade de tempo segundo;
S_c	-	Espaçamento entre os condutores da sub-malha [m];
SM	-	Sub-malha
S_m	-	Comprimento do lado menor de uma sub-malha com formato retangular [m];
t	-	Tempo [s];
t_o	-	Tempo inicial [s];
T	-	Período [s];
T_c	-	Tempo da cauda da onda [μ .s];
T_f	-	Tempo da frente de onda [μ .s];
U	-	Valor de pico da tensão de impulso [kV/cm];
U_m	-	Queda de tensão máxima entre a malha de aterramento [V];
U_t	-	Tensão de impulso suportável da subestação [V]
V	-	Velocidade de propagação [m/s];
V_{co}	-	Tensão inicial do gerador de impulso [V]
V_d	-	Tensão sobre o elemento quando é atravessado pela corrente I [V]
V_e	-	Tensão nodal [V];
V_g	-	Tensão numa haste de aterramento quando ocorre a ionização do solo [V];
V_o	-	Tensão induzida no ponto de injeção da corrente[V]
V_x	-	Tensão induzida ao longo do comprimento x de um cabo [V]
W	-	Largura de uma placa metálica com formato retangular [pol];
X^C	-	Constante que depende do ponto de injeção da corrente numa malha retangular;

x	-	Coordenada cartesiana [m];
Y_e	-	Admitância [1/ Ω];
Z_{impulso}	-	Impedância sob impulso [Ω];
Z_0	-	Impedância característica [Ω];
α	-	Relação entre o comprimento do lado maior e o lado menor da malha com configuração retangular;
α_i	-	Coeficiente de impulso;
α_L	-	Parâmetro exponencial utilizado para determinação da corrente não linear;
β	-	Constante de fase [rad/m];
$\Delta \ell_j$	-	Comprimento incremental de um cabo enterrado no solo [m];
δ_j	-	Fator numérico devido a não uniformidade na distribuição de corrente no eletrodo de aterramento;
ε_0	-	Permitividade relativa do vácuo ou constante dielétrica relativa do vácuo [F/m];
ε_r	-	Permitividade relativa do solo ou constante dielétrica relativa do solo;
γ	-	Constante de propagação [rad/m];
λ	-	Fator de proporcionalidade entre o comprimento e a largura de sub-malhas com formato retangular;
λ_h	-	Comprimento da haste de aterramento [m];
λ_c	-	Comprimento do condutor [m];
μ_0	-	Permeabilidade relativa do vácuo [H/m];
μ_r	-	Permeabilidade relativa
τ_c	-	Constante de tempo capacitiva [s];
τ_L	-	Constante de tempo indutiva [s];
τ_f	-	Constante de tempo de subida da onda [s] ;
τ_m	-	Constante de tempo de descida da onda [s];
ρ	-	Resistividade elétrica aparente do solo [$\Omega.m$];
ρ_1	-	Resistividade do solo numa profundidade h_1 [$\Omega.m$];

- ρ_2 - Resistividade do solo numa profundidade a partir da profundidade h_1 [$\Omega.m$];
- ρ_a - Resistividade aparente do solo para as hastes de aterramento [$\Omega.m$];
- σ_o - Condutividade do solo [$1/\Omega.m$];
- Ω - Unidade de resistência elétrica [Ohm];

RESUMO

O conhecimento da área efetiva de uma malha de aterramento de subestação elétrica é importante para obter o valor da impedância sob impulso num determinado ponto da malha em situações de incidência de descargas atmosféricas e determinar o nível de impulso básico (NBI). A partir destes valores é possível definir com segurança a disposição dos equipamentos no interior da subestação.

Com o objetivo de obter um modelo de malha de aterramento de subestações, são estudadas malhas de aterramento com formas geométricas quadradas até sessenta e quatro sub-malhas e retangulares até setenta e duas sub-malhas.

Para análise do comportamento em regime permanente na frequência industrial e transitório é proposto um modelo de uma linha de transmissão em π , com indutâncias próprias e mútuas e condutâncias lineares. As simulações são feitas em microcomputador e estação de trabalho utilizando o software PSPICE.

As correntes em regime permanente ou impulsiva são aplicadas no canto ou no centro das malhas. Suas características são as seguintes:

- frequência de sessenta Hertz;
- frente de onda de três micro-segundos;
- tempo de cauda de quarenta micro-segundos.

A partir das curvas $V \times I$ obtidas nas simulações são colhidas as resistências na frequência industrial e impedância sob impulso, e são calculadas as diferenças percentuais.

São comparados os resultados obtidos nas simulações com aqueles obtidos por Gupta e Thapar e Gupta e Singh. Estes pesquisadores desenvolveram fórmulas empíricas para a determinação da tensão induzida no ponto de aplicação de corrente, coeficiente de impulso e área efetiva.

ABSTRACT

The knowledge of the effective area of a grounding grids of electrical substation is important when one are trying to know the impulse impedance value proceeding atmospheric discharges, as well as of the basic insulation level in a specific point of the grid.

Having as propose the finding of a appropriated model of grounding grid are studied grounding grids with square geometric forms, from four until sixty four meshes and and rectangular geometric forms from four until seventy two meshes.

As a way to analyze the behavior of the parameters in steady state at industrial frequency and in transient condition is proposed a π -model transmission line with self and mutual inductance and linear conductances. The simulations are done by microcomputer and workstation, using the PSPICE software.

The currents in steady state or impulse are applied at the corner or at the center of the grids. Their characteristics are the follow:

- frequency: sixty hertz
- waveform rise time : three micro-seconds
- waveform fall time : forty micro-seconds

From the $V \times I$ curves attained during the computer simulations it is found the values of the resistance industrial frequency and impulse impedance and are calculated the percentile differences .

Are compared the results found during the computer simulation with the simulations attained by Gupta and Thapar and Gupta and Singh. These mentioned authors developed some empirical equations for determination of the induced voltage at the point where the impulse current is applied, of the impulse coefficient and of the effective area.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

"Os coeficientes de impulso dos sistemas de aterramento que caracterizam a resistência durante a descarga atmosférica somente produzem resultados realísticos para sistemas de aterramento simples, desta forma não podem ser utilizados para as grandes e complexas malhas atualmente empregadas pelas empresas" (KOSZTALUK,1981).

Os sistemas de aterramento de grandes dimensões físicas são conhecidos como grandes malhas de aterramento, e são construídos em subestações, usinas e linhas de transmissão. As malhas, em geral, são construídas através de entrelaçamentos de materiais condutores enterrados horizontalmente e interligadas a hastes de aterramento cravadas na direção vertical, formando redes quadradas ou retangulares, ficando em contato com o solo, e ocupando o espaço destinado às subestações e usinas.

Os contrapesos situados nos vãos entre torres de linhas de transmissão são construídos com tiras metálicas e comprimentos da ordem de 50 a 100 metros.

Os objetivos dos grandes aterramentos, em formato de redes, nos projetos de um sistema elétrico são: fornecer uma superfície equipotencial; conectar o neutro de transformadores; reatores e banco de capacitores; dispersar para o solo as correntes oriundas de falta fase-terra; escoar as correntes devido às sobretensões de manobra; descargas atmosféricas; proteger as pessoas e equipamentos; manter o funcionamento normal das proteções elétricas; estabilizar o sistema elétrico; fornecer uma baixa resistência do aterramento; minimizar o aumento de potencial quando referenciado a um terra remoto; ou no caso de contrapesos reduzir a impedância do pé de torre.

Em geral, admite-se um valor de resistência de aterramento para grandes subestações ou sistema de transmissão em frequência industrial da ordem de 5Ω e para pequenas subestações de distribuição 1 a 5Ω . Durante muitos anos a resistência de aterramento em frequência industrial foi objeto de muitas pesquisas (OLLENDORF, 1928), (DWIGHT, 1936), (LAURENT, 1951), (Mc CROCKLIN; WENDLANDT, 1952), (GROSS; WISE, 1953), (GROSS et al., 1953), (SCHWARZ, 1954), (THAPAR; GROSS, 1963), (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1975, 1976), (SVERAK, 1982a, 1982b), (NAHMAN; SKULETICH, 1979), (ZUKERMAN, 1979), (KOUTEYNIKOFF, 1980), (GARRET; HOLLEY, 1980), (JOY et al., 1983), (EWY; SMOLLECK, 1984), (NAHMAN; SALAMON, 1984), (LOELOEIAN et al., 1985), (LAZZARA; BARBEITO, 1990), (THAPAR et al., 1991 (IVLIYEV, 1991), (CRUZ; CARDOSO, 1993), (HAFFNER, S.L. et al., 1993), (CHOW; SALAMA, 1994), atualmente é possível prever através de cálculo utilizando os procedimentos descritos na ANSI/IEEE-STD-80-1986 e com ótima precisão o valor da resistência de malhas de aterramento em frequência industrial, assim como conferir estes valores através dos diversos métodos de medições citados na ANSI/IEEE-STD-81-1983.

Muitas vezes são necessários contrapesos em solos com alta resistividade (DIESENDORF, W, 1974, p. 57). Porém, conforme a citação de Bellaschi " A isolamento projetada integralmente para a queda de resistência do terra pode não ser

adequada sob as mais severas condições de descargas de altas correntes" (BELLASCHI, 1943).

Quando uma certa intensidade de corrente impulsiva incide numa malha de aterramento, imediatamente deve-se lembrar no pesquisador Benjamin Franklin, um dos pioneiros a realizar experimentos com as descargas atmosféricas no período de 1740 e 1750 (KRAFT, 1991).

Naquele período a preocupação dos pesquisadores eram restritas à necessidade de obtenção de dados técnicos para explicar a formação das descargas, e também desenvolver teorias e técnicas de proteção para estruturas e pessoas.

Segundo a afirmação de Mousa¹ muitas pesquisas importantes foram realizadas por Schonland (SCHONLAND, 1927, 1928, 1934, 1935, 1938). Porém ocorreram poucos avanços até o ano de 1940, e a partir deste período os trabalhos referentes as descargas atmosféricas foram bastante intensificados.

Os resultados e as conclusões obtidos naquele período foram direcionados às aplicações em proteções visando à utilização confiável da energia elétrica. Desta premente necessidade, os pesquisadores formularam bases teóricas, técnicas e parâmetros de ensaios para laboratórios. Os ensaios para laboratórios submetem os equipamentos elétricos às situações similares às ocorridas durante as descargas atmosféricas (IEC-60, 1996), (HAWLEY, 1959).

Nos sistemas de proteção contra descargas atmosféricas, são utilizados meios de condução para a dispersão das correntes para o solo. Estes meios de condução compreendem desde os mais simples dotados somente de hastes de aterramento, ou então, através de sistemas mais complexos compostos de malha de aterramento em formatos de redes. Diante disto, houve necessidade da obtenção de conhecimentos teóricos e práticos sobre os fenômenos físicos ocorridos no escoamento das correntes impulsivas para o solo e suas influências no sistema de aterramento e vizinhanças. Isto

¹ Discussão ao trabalho de Kraft, 1991.

resultou no aparecimento dos trabalhos de Towne (TOWNE, 1928) e Norinder e Nordel (NORINDER; NORDEL, 1939).

Muitas perguntas já foram formuladas, respondidas e equacionadas, porém em se tratando de um fenômeno heterogêneo ainda existem inúmeros temas de pesquisas².

Apesar de que, ainda existem deficiências na explicação de avarias em equipamentos elétricos devido às descargas atmosféricas, algumas medidas de ordem prática são assumidas por projetistas, Giordano et al. cita no seu trabalho que "algumas hastes verticais devem ser instaladas em localizações chave tais como: neutro de transformadores, pára-raios de linha e pára-raios." (GIORDANO et. al, 1985)

Alguns pesquisadores dedicaram seus estudos teóricos e experimentais sobre o comportamento de malhas de aterramento -sob correntes impulsivas (BEWLEY, 1934), (BERGER, 1946), (DEVGAN; WHITEHEAD, 1973), (GUPTA ; THAPAR, 1980), (KOSZTALUK et. al 1981), (MELIOPOULOS et al., 1981), (VERMA ; MUKHEDKAR, 1980, 1981), (MAZZETTI; VECA, 1983), (VELAZQUEZ, 1984), (RAMAMOORTY et al., 1989), (GREEV; DAWALIBI, 1990), (LOBODA ; POCHANKE, 1990), (ZUTOBRADIC; HAZNADAR, 1990), (GUPTA; SINGH, 1992), (COLOMBINI, 1993), (XIONG, 1994), (VISACRO, 1995). Thione em 1981, durante um comentário ao trabalho de Verma citou que *"o estudo da resposta transitória de condutores de aterramento é objeto de muito interesse, ainda não completamente analisado desde os pontos de vista experimentais e teóricos"*. A necessidade de um equacionamento para determinação dos valores precisos das resistências, impedâncias e distribuição de correntes nos diversos condutores da malha de aterramento, são úteis para os estudos da coordenação de isolamento, compatibilidade eletromagnética e para a definição do arranjo físico dos equipamentos nas subestações de energia elétrica.

² Em 1996 serão iniciadas pesquisas sobre as descargas atmosféricas na região norte do Brasil, em particular, no estado do Amazonas. Jornal da Folha de São Paulo 11/8/96.

Comparando os dois tipos de solicitação à frequência industrial e impulso numa malha de aterramento, é oportuno explicar que, embora ainda existam inúmeros problemas para serem equacionados, mesmo em sistemas de aterramentos para distribuição da energia elétrica, tais como o decréscimo do IGI da linha (Impulse Grounding Impedance) com a ionização do solo ao redor dos eletrodos de aterramento (THAPAR et al. 1994), alguns parâmetros bem conhecidos e utilizados em projetos elétricos, referem-se à frequência industrial de 50 ou 60 Hz. Mazzetti e Veca confirmam esta premissa narrando que “enquanto o comportamento dos eletrodos de aterramento na frequência industrial é bem conhecido, e para a verificação da eficiência de um sistema de aterramento em baixas frequências não apresentam dificuldades, o comportamento dos eletrodos de aterramento é mais complexo quando dissipam um impulso de corrente” (MAZZETTI; VECA, 1983).

Quando são injetadas correntes impulsivas de alta intensidade nas malhas de aterramento das subestações, dependendo do ponto de aplicação da corrente, somente uma parcela da área desta malha conduzirá a corrente total, surgindo daí a definição da área efetiva. As correntes impulsivas com intensidades elevadas, no solo, comportam-se de modo diferente da frequência industrial, e alguns pesquisadores tiveram com meta principal de seus trabalhos a inclusão de parâmetros não lineares nos modelos (TOWNE, 1928), (BELLASCHI, 1942), (MAZZETTI; VECA, 1983), (LOBODA; POCHANKE, 1992).

Esta pesquisa propõe a realização de um modelo de malhas de aterramento com configurações quadrada e retangular muito utilizadas pelas concessionárias de energia elétrica. A quantidade e comprimento dos lados das sub-malhas são variadas partindo desde uma malha simples até sessenta e quatro sub-malhas para malhas com configuração quadradas e setenta e duas sub-malhas para malhas com configuração retangulares de forma a permitir verificar as alterações nos parâmetros objetivos da pesquisa, em função das dimensões das malhas.

O caminho a ser seguido nesta pesquisa, com algumas modificações, é semelhante ao utilizado por Mazzetti e Veca, quando efetuaram a pesquisa para cabos enterrados no solo (MAZZETTI; VECA, 1983), Ramamoorthy et. al. para malhas de aterramento (RAMAMOORTHY et. al, 1989).

Como declarou Greenwood em seu estudo sobre transientes elétricos *"Muitos apoios computacionais auxiliam o estudante a compreender os transientes elétricos na solução de problemas correlacionados "* (GREENWOOD, 1971, p. 355). O modelo desenvolvido nesta pesquisa é compatível para uso em microcomputador ou estação de trabalho e as simulações efetuadas com o software PSPICE.

Os parâmetros obtidos no desenvolvimento da pesquisa são similares àqueles efetuados parcialmente por Petropoulos (PETROPOULOS, 1947), e dizem respeito à eficiência do impulso da malha de aterramento, ou seja, a obtenção da relação entre a impedância convencional e o valor da resistência da malha de aterramento medida em frequência industrial 50 ou 60 Hz também chamado de PFGR (Power Frequency Ground Resistance) e o valor da resistência da área efetiva, parte da malha de aterramento que é suficiente para dissipar a maior parte da corrente, impedância sob impulso Z_{impulso} , também denominada IGI (Impulse Ground Impedance) e definida como sendo a relação entre o valor de pico da tensão induzida e o valor de pico da corrente no ponto de injeção da malha em situações de descargas atmosféricas.

Os valores obtidos nas simulações dos modelos propostos são comparados com os trabalhos de Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980 e de Gupta e Singh (GUPTA; SINGH, 1992). Através de comparações são discutidas as divergências percentuais ocorridas nos modelos das grandes malhas de aterramento.

Além das conclusões derivadas em relação a impedância de impulso e da resistência de aterramento de um cabo contrapeso ou malhas de aterramento submetidas a impulso de corrente, Gupta e Thapar, e Gupta e Singh escreveram em seu trabalho também a influência da ionização do solo. Percebe-se a partir dos resultados da sua

pesquisa, a necessidade de ampliação do conhecimento técnico sobre a redução da área da malha (GUPTA; THAPAR, 1980).

Atualmente as contribuições mais significativas sobre o comportamento de malhas de aterramento em situações de correntes impulsivas oriundas das descargas atmosféricas salientam-se os trabalhos de Gupta e Thapar (GUPTA ; THAPAR, 1980), Ramamoorthy (RAMAMOORTHY et al., 1989) e Gupta e Singh (GUPTA; SINGH, 1992).

A partir das conclusões obtidas nesta pesquisa realizada no Brasil, acredita-se que haja um fortalecimento e uma contribuição para o avanço do conhecimento tecnológico da área, possibilitando desta forma, a adição de um incremento de subsídios para um melhor equacionamento do fenômeno.

CAPÍTULO II

O ESTADO ATUAL DAS PESQUISAS SOBRE O COMPORTAMENTO DE MALHAS DE ATERRAMENTO DE SUBESTAÇÕES SOB CORRENTES IMPULSIVAS

"Os eletrodos de pára-raios e linhas aéreas necessitam ter uma baixa impedância em frequências muito altas. O projeto destes eletrodos depende da constante dielétrica e da resistividade do solo, e não é correto que em todos casos a forma mais satisfatória é ter uma baixa resistência do eletrodo."
(FAWSSETT et al., 1940).

2.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

FAWSSETT et al. (1940) tinham algum presentimento de que em altas frequências o comportamento dos aterramentos é diferente daquele encontrado em

freqüências industriais. Neste capítulo é apresentado o estado atual das pesquisas sobre o comportamento de sistemas de aterramento sob correntes impulsivas.

Cabe enfatizar que o estudo sobre o comportamento impulsivo tem suas justificativas nas considerações:

- a maioria das subestações de energia elétrica sofrem perturbações quando há situações anormais devido às descargas atmosféricas;
- devem preservar a segurança das pessoas e a integridade dos equipamentos, os instrumentos e cabos de força e controle instalados nestas áreas em situações anormais;
- ainda existem indefinições para a obtenção de modelos precisos que formulem o comportamento elétrico das malhas de aterramento em situações de circulação de correntes impulsivas.

2.2 ESTUDOS DE TOWNE

“Grande parte dos aterramentos estão sujeitos a fluxo de correntes oriundas somente de equipamentos elétricos, seja corrente contínua ou corrente alternada em freqüência industrial, de modo que a eficácia do sistema de aterramento pode ser determinada somente por um estudo da sua resistência elétrica. Aterramentos modernos tais como os destinados a pára-raios, entretanto são sujeitos a pouco ou nenhum fluxo de corrente do sistema, mas conduzem correntes impulsivas de natureza transitória, e que podem atingir intensidades de corrente de centenas ou de milhares de ampères. É entretanto desejável conhecer como a resistência, para altas correntes impulsivas, pode ser comparada com a resistência medida por práticas ordinárias” (TOWNE, 1928)

A partir do texto transcrito, é notado que com tremenda felicidade, o pesquisador no início do século começou à perseguição em busca do conhecimento

teórico dos efeitos provocados pela incidência de uma corrente oriunda das descargas atmosféricas num eletrodo de aterramento.

Towne na pesquisa sobre as divergências entre a resistência medida em frequência de 60 Hz e a resistência sob corrente impulsiva e também o efeito da resistência sob impulso quando levada em consideração em série com um pára-raios (TOWNE, 1928), comprovou através dos experimentos que muitos materiais com características não homogêneas tais como o solo, não apresentam um comportamento linear, em geral, não descartando qualquer tipo de solo, e para todas as formas dos eletrodos a característica do “loop” na curva Volt-Ampère sempre ocorrem.

2.3 ESTUDO DE SOUTHGATE, R.N. E COLABORADORES

Questões relativas às características impulsivas em subestações sempre serão colocadas em pauta. Southgate publicou o resultado das observações colhidas na pesquisa sobre a avaliação do arranjo físico das subestações (SOUTHGATE, 1931). A pesquisa identifica qual a melhor localização dos pára-raios de linha no interior da subestação devido às sobretensões provocadas pelas descargas atmosféricas.

As descrições contidas na pesquisa de Southgate, comprovam a inexistência ou escassez de informações relativas ao comportamento de malhas de aterramento no período de 1931, em particular nas subestações, quando são submetidas a impulsos de descargas atmosféricas.

Nos estudos de Bellaschi (BELLASCHI et al., 1941, 1942, 1943) e de outros pesquisadores foram citadas as aplicações de conceitos errôneos, e de acordo com o estudo (COLOMBINI, 1993) ainda são aplicados por grandes concessionárias. Nesta pesquisa, Southgate afirmou qual a melhor localização dos pára-raios de linha numa subestação, e que a correta operação dos pára-raios também está vinculada com a baixa resistência do sistema de aterramento. Percebe-se que esta afirmação sobre a resistência

de aterramento está relacionada somente à resistência de aterramento C.C. ou em frequência industrial.

2.4 ESTUDOS DE BEWLEY, L.V

Os componentes das linhas de transmissão ficam ao ar livre e expostos à incidência de raios, então a probabilidade de incidência por descargas atmosféricas é elevada. A incidência do raio num dos componentes elétricos da linha de transmissão pode acarretar a avaria de equipamentos, ou até mesmo causar a interrupção no fornecimento da energia elétrica.

Bewley na terceira década deste século, na tentativa explicar os resultados de pesquisas sobre a diminuição da impedância sob impulso das torres, verificou o comportamento dos contrapesos instalados nos pés das torres de linhas de transmissão. (BEWLEY,1934)

Dentre outras conclusões, Bewley verificou que a impedância do contrapeso enterrado sob correntes impulsivas é variável, e pode assumir valores da impedância de surto e estabilizando no valor da resistência de aterramento cc ou em frequência industrial. A transição de um valor para o outro depende do comprimento do contrapeso e da resistividade do solo.

O aumento no comprimento dos contrapesos, coloca em desvantagem a manutenção da baixa impedância de impulso; o qual deve ser substituído por vários contrapesos com comprimentos menores e em configuração radial.

O estudo da propagação da corrente através do contrapeso é feito utilizando as características de ondas viajantes.

2.5 ESTUDOS DE DWIGHT

Em quase todos os trabalhos científicos, onde deseja-se obter conclusões a respeito da resistência de malhas de aterramento, nota-se a referência clássica de Dwight.

Dando continuidade à pesquisa iniciada em 1931 e preocupado em determinar os parâmetros de uma malha de aterramento ou simplesmente de associações de eletrodos simples, e obter um valor de resistência de aterramento reduzida juntamente com um custo relativamente baixo, Dwight publicou o resultado das pesquisas sobre o cálculo de resistência de aterramento. (DWIGHT, 1936)

Acreditando desde o princípio que o comportamento de um condutor enterrado é semelhante ao comportamento de um material isolado carregado, com um formato tal que o fluxo de eletricidade é igual ao fluxo dielétrico de um material isolante carregado. Determinou as fórmulas para cálculo da resistência de aterramento de várias configurações, abrangendo um simples eletrodo vertical, um fio horizontal, dois fios paralelos até uma malha com formato retangular.

Durante muitos anos, as fórmulas desenvolvidas por Dwight foram utilizadas como referência para projetos de sistemas de aterramento. Apesar da validade das expressões para cálculo de resistência em C.C. ou em frequência industrial, nas situações em que ocorrem correntes impulsivas originadas pelas descargas atmosféricas, as expressões são aplicadas no cálculo de parâmetros de modelos, através de variações das expressões, tal como a determinação da condutância ($1/R$) de um condutor linear enterrado horizontalmente e perto da superfície e o cálculo da impedância sob impulso (GUPTA; THAPAR, 1980).

2.6 ESTUDOS DE BELLASCHI, P.L. E SEUS COLABORADORES

Conhecedor na época, da importância do sistema de aterramento na transmissão e distribuição da energia elétrica, e que apesar da contribuição de Fawsett et al. (FAWSSET et al., 1940) e de outros pesquisadores que estudavam as técnicas de obtenção de valores reduzidos de resistência de aterramento, assim como o estudo de métodos para medição da resistência em frequência de 50 ou 60 Hz.

Devido a carência de informações técnicas para serem utilizados na solução de problemas práticos, Bellaschi e colaboradores conduziram todos os esforços para a busca de conhecimentos sobre o comportamento de sistemas de aterramento sob correntes impulsivas oriundas das descargas atmosféricas.

Bellaschi e Armington publicaram o resultado de uma série de resultados dos experimentos iniciados nas pesquisas desde 1933 a 1940. (BELLASCHI ; ARMINGTON, 1941)

O plano de pesquisa elaborado por Bellaschi e colaboradores pode ser mostrado em forma de fluxograma na figura 2.1.

FIGURA 2.1 - Fluxograma dos procedimentos de ensaios propostos por Bellaschi e colaboradores.

Continuando a divulgação dos seus experimentos, Bellaschi e colaboradores publicaram as novas conquistas obtidas sobre o comportamento de sistemas de aterramento quando submetidos à correntes impulsivas (BELLASCHI et al., 1941). Novamente, foram pesquisados dezesseis sistemas de aterramento instalados em locais distintos. Os locais foram construídos ou adaptados para verificação das influências devido às diferentes características físicas do solo.

Os impulsos de corrente foram aplicados com polaridades positivas ou negativas, e no transcorrer da pesquisa, verificou-se que em situações de descargas atmosféricas, são predominantes as ondas com polaridades negativas, e que a utilização quer seja de ondas com polaridade positiva ou de polaridade negativa têm pouca

influência nos resultados. Para confirmar as observações utilizaram formas de ondas iguais a 20/50 μ s, 8/25 μ s e 20/120 μ s e intensidades de corrente maiores do que na primeira etapa da pesquisa, sendo que desta vez variaram as intensidades de correntes desde 400 A até 15,5 kA.

Utilizando uma representação gráfica mais completa que no estudo anterior; além das formas de ondas das correntes injetadas e das tensões induzidas e corrente no ponto de injeção em diferentes tipos de solos, foram mostrados os valores das resistências sob impulso para diferentes intensidades de correntes impulsivas, nas polaridades positiva ou negativa, na estação chuvosa e inverno assim como a relação entre a resistência em frequência de 60 Hz e a resistência sob impulso.

Os pesquisadores também observaram que o aumento da corrente impulsiva provoca o decréscimo da resistência de aterramento de forma apreciável, a polaridade da onda de corrente tem pouca influência no valor da resistência sob impulso, e as variações sazonais alteram o valor da resistência sob impulso.

Com bastante senso, os pesquisadores afirmam que o valor de crista da corrente e da tensão induzida no ponto da injeção da corrente não são coincidentes. Desta forma, relata os erros que são cometidos na aproximação do valor da resistência sob impulso.

Sempre com a incomparável persistência, Bellaschi e colaboradores prosseguiram as pesquisas sobre o comportamento de instalações de aterramento sob correntes impulsivas. Desta vez, enfatizaram os cabos ou estruturas metálicas que são interligadas aos eletrodos de aterramento propriamente dito. (BELLASCHI; ARMINGTON, 1943)

Explicam que num sistema de aterramento sob correntes impulsivas a componente indutiva dos cabos ou das estruturas metálicas é mais relevante do que a componente resistiva do circuito. Na realidade, a participação destes dois elementos na tensão resultante com a passagem de corrente impulsiva é significativa.

Desta vez, os pesquisadores escolheram sete instalações de aterramento típicas, e nas investigações de campo, foram tomadas algumas precauções, quer seja na escolha das intensidades da corrente, como na escolha das formas de onda utilizadas.

Na pesquisa foi evidenciada a diferença entre a utilização de uma forma de onda com frente senoidal e cauda exponencial e a onda com frente exponencial, desde que a onda com frente exponencial tem uma subida abrupta, enquanto que a onda com frente senoidal possui na sua parte inicial um gradiente de subida mais gradual. Para comparação destes dois tipos de formas de ondas, foram registradas as tensões para ambos os casos e observou-se que para tempo de subida rápido o efeito indutivo é mais pronunciado, e nos casos de subida mais lenta este efeito é desprezível. (BELLASCHI; ARMINGTON, 1943)

A partir de ensaios comparativos confirmaram que, para ondas de correntes com intensidades elevadas e tempos de frente de onda rápidos, o efeito dos condutores que interligam os equipamentos às malhas é um fator de considerável importância.

Comparando os estudos (DWIGHT, 1936) e (BELLASCHI, 1941, 1942) 1943) verificam-se que as pesquisas de Dwight contribuíram para as aplicações do aterramento em sistemas em frequência industrial; no entanto, devido às minúcias que foram inseridas, a pesquisa de Bellaschi e colaboradores colocou à disposição, na época, uma excelente contribuição para os estudos relacionados às correntes impulsivas.

2.7 ESTUDOS DE RÜDENBERG

A explicação do comportamento de uma haste de aterramento quando submetida a um impulso de corrente foi analisada através da constante de tempo elétrica e do período de oscilação natural. (RÜDENBERG, 1945)

São citados conceitos teóricos úteis para os iniciantes em pesquisa em assuntos relacionados com impulso de corrente em hastes de aterramento.

É visto que uma corrente impulsiva atingindo um eletrodo de aterramento num solo com resistividade ρ e constante dielétrica k_d , uma corrente capacitiva ou de deslocamento circula em paralelo à corrente na terra e desenvolve no caso a tensão do eletrodo, esta corrente segue exatamente as linhas da corrente condutiva.

Rüdenberg mostra que a capacitância de um eletrodo de aterramento é dada pela expressão (2.1).

$$C_h = \frac{k_d \cdot \lambda_h}{2 \cdot \ln\left(\frac{4 \cdot \lambda_h}{d_2}\right)} \cdot \frac{10^{-9}}{9} \quad (F) \quad (2.1)$$

Para explicar da indutância num eletrodo de aterramento, Rüdenberg cita que as correntes que fluem para a terra, e a que percorre pelo eletrodo formam um campo magnético que é mais intenso onde a corrente é mais concentrada ou seja ao redor do eletrodo. Logo a indutância é dada principalmente pela distribuição das correntes na haste. De forma que, se uma haste é enterrada na posição vertical, o maior valor da indutância ocorre no topo e decrescendo até zero na parte inferior da haste.

A indutância de uma haste é dada pela expressão (2.2)

$$L_h = 2 \cdot \lambda_h \cdot \ln\left(\frac{4 \cdot \lambda_h}{d_2}\right) \cdot 10^{-7} \quad (H) \quad (2.2)$$

A constante de tempo capacitiva para uma haste de aterramento é dada pelo produto da capacitância e da resistência de aterramento, conforme a expressão (2.3).

$$\tau_c = R_h \cdot C_h = \frac{\rho \cdot k_d}{4 \cdot \pi \cdot 9 \cdot 10^9} \quad (s) \quad (2.3)$$

A constante de tempo capacitiva depende da resistividade e da constante dielétrica do solo.

A constante de tempo indutiva para uma haste de aterramento é igual ao quociente da indutância própria pela resistência de aterramento e dada pela expressão (2.4).

$$\tau_L = \frac{L_h}{R_h} = 4 \cdot \pi \cdot \frac{\lambda_h^2}{\rho} \cdot 10^{-7} \quad (s) \quad (2.4)$$

Observa-se que a constante de tempo indutiva é diretamente proporcional ao comprimento da haste elevado ao quadrado.

Através dos valores das constantes de tempo para um determinado tipo de solo é possível verificar se após a incidência de uma corrente proveniente das descargas atmosféricas, haverá um retardo na tensão induzida.

O período da oscilação natural de uma haste de aterramento pode ser dado pela expressão (2.5).

$$T = 2 \cdot \pi \cdot \sqrt{L_h \cdot C_h} = \frac{2 \cdot \pi \sqrt{k_d}}{3 \cdot 10^8} \cdot \lambda_h \quad (s) \quad (2.5)$$

Substituindo os valores de k_d e λ_h na expressão (2.5) é possível identificar qual a frequência para a haste de aterramento ter um comportamento semelhante ao de uma resistência ohmica.

Para hastes de aterramento enterradas em solos onde a capacitância não pode ser desprezada, o amortecimento das oscilações livres é determinado pela relação entre a resistência de aterramento da haste e a impedância sob impulso conforme mostrado na expressão (2.6).

$$\frac{R_h}{\sqrt{\frac{L_h}{C_h}}} = \frac{\rho \cdot \sqrt{k_d}}{120 \cdot \pi \cdot \lambda_h} \quad (2.6)$$

Se o valor obtido na expressão (2.6) for maior do que 1/2 tem-se uma oscilação periódica se for menor do que 1/2 a oscilação é aperiódica.

Segundo Rüdenberg um eletrodo de aterramento pode ser representado por três formas diferentes dependentes da frequência conforme mostrado nas figuras 2.2, 2.3 e 2.4.

Para frequências muito altas através de uma indutância em série e uma resistência e capacitância em paralelo.

Figura 2.2 - Circuito equivalente de um eletrodo de aterramento em frequências muito altas.

Em baixa tensão e baixa frequência a haste de aterramento é representada por uma resistência simples.

Figura 2.3 - Circuito equivalente de um eletrodo de aterramento em baixas frequências e baixa tensão.

Em alta tensão e frequências altas pode ser representada por uma resistência em série com uma indutância e um “gap de ar” em paralelo com a resistência.

Figura 2.4 - Circuito equivalente de um eletrodo de aterramento em altas frequências e alta tensão.

Outro conceito que deve ser conhecido para a construção de modelos de condutores enterrados em situações de descargas atmosféricas refere-se à comparação entre o valor da indutância e a resistência ôhmica do condutor.

Quando o comprimento de um condutor enterrado é longo a sua indutância própria têm grande parcela de colaboração no comportamento sob corrente impulsiva, pois de acordo com a expressão (2.4) a constante de tempo indutiva é diretamente proporcional ao quadrado do comprimento do cabo.

O efeito capacitivo entre um condutor longo e o solo conforme mostrado na expressão (2.1) não será alterado com o comprimento, então pode ser desprezado.

E em alguns casos a seção transversal do fio é muito grande, então a resistência ôhmica do fio pode ser desprezada quando comparada com a indutância do fio.

Rüdenberg mostrou que é possível determinar a corrente que circula ao longo do comprimento de um condutor enterrado horizontalmente através da solução de equações diferenciais. Observa-se que a corrente impulsiva percorrendo um condutor enterrado no solo tem um decaimento exponencial que é função da indutância e resistência de aterramento do fio, o quadrado da distância percorrida no condutor e o tempo.

Dentre as equações desenvolvidas citam-se a tensão ao longo do condutor enterrado e a impedância do condutor enterrado no ponto de injeção da corrente situado numa das extremidades do mesmo. Rüdenberg mostrou também que é possível determinar a impedância sob impulso num condutor enterrado conhecendo-se a resistividade do solo, frente de onda da corrente, comprimento do condutor enterrado e o raio da seção transversal do condutor. Em 1980 e 1981 Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980) e Verma e Mukhedkar (VERMA; MUKHEDKAR, 1981) mostraram que é possível determinar a impedância de impulso para malhas de aterramento.

Os condutores enterrados com grande comprimento geralmente são utilizados em contrapesos de torres de linhas de transmissão. Rüdenberg mostra também

que os condutores enterrados em solos de resistividade elevada geralmente tem-se dificuldade em reduzir a resistência de aterramento, e a velocidade de propagação da corrente no condutor é inferior à velocidade da luz, e a resistência de aterramento e a indutância própria do condutor são responsáveis por esta redução.

2.8 ESTUDOS DE PETROPOULOS G.M.

Preocupado com a proteção de linhas de alta tensão quando ocorrem quedas de raios e com a garantia de atuação dos dispositivos de desconexão de linhas durante curto-circuitos para a terra, Petropoulos apresentou o resultado de sua pesquisa sobre a resistência de aterramento durante a passagem de correntes oriundas de sistemas de alta-tensão. A ênfase do seu trabalho foi dada para o fenômeno da ruptura do solo quando ocorrem a passagem de elevadas intensidades de correntes. (PETROPOULOS, 1947)

Petropoulos durante suas pesquisas fez comparações entre as características estática e de impulso utilizando eletrodos esféricos com superfícies lisas, e para tornar o campo elétrico fortemente não homogêneo, utilizou eletrodos esféricos dotados de pontas sobre a superfície. Realizou também variações nos diâmetros das esferas e diferentes formas de ondas.

Dentre as conclusões Petropoulos percebeu que "é possível prever o comportamento da resistência de aterramento sob impulso, a partir da sua característica estática, utilizando um fator ou razão de impulso que depende principalmente da forma de onda do impulso".

Esta conclusão foi confirmada na pesquisa de Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980) e Gupta e Singh (GUPTA; SINGH, 1992).

2.9 ESTUDOS DE DEVGAN, S.S. E WHITEHEAD

Sabedores das dificuldades encontradas pelos engenheiros no tratamento das equações matemáticas envolvidas no modelamento de projetos. Devgan e Whitehead mostraram os resultados da pesquisa sobre o aterramento de pés de torre de linhas de transmissão. Foram desenvolvidos tópicos relacionados com modelos analíticos de sistema de aterramento e parâmetros distribuídos e modelos analíticos para serem confrontados com resultados de campo, incluindo também características da condutividade e permitividade do solo e aplicações práticas de modelos.

Os contrapesos de linha de transmissão foram representados pelo circuito equivalente mostrado na figura 2.5.

Figura 2.5 - Circuito equivalente de um sistema de aterramento concentrado.

onde R é o valor da resistência do cabo enterrado no solo dado por Sunde (SUNDE, 1949) e a capacitância C dada pela expressão (2.7).

$$C = \pi \cdot \epsilon_0 (\epsilon_r + 1) \cdot \left(\ln \frac{2 \cdot \lambda_c}{a'} - 1 \right)^{-1} \quad (2.7)$$

onde:

$$a' = (2ah)^{1/2}$$

2.10 ESTUDOS DE VERMA, R. E MUKHEDKAR, D. (1)

“Se existem problemas relacionados à proteção contra descargas atmosféricas e de transitórios devido à faltas, para serem solucionados com precisão, deve-se então conhecer o desempenho do eletrodo de aterramento quando submetido às correntes impulsivas”. (VERMA; MUKHEDKAR, 1980)

Deparando com o texto transcrito acima, os pesquisadores Verma e Mukhedkar tiveram como meta principal o conhecimento de uma forma analítica do comportamento de um condutor enterrado quando submetido às correntes das descargas atmosféricas. (VERMA ; MUKHEDKAR, 1980). Esta pesquisa foi muito parecida com os desenvolvimentos matemáticos apresentados por Rüdenberg em 1945.

As equações foram desenvolvidas através da lei de Kirchhoff, derivadas, série de Fourier, solução da integral de convolução, resolução da função de Green e solução de Laplace. Obtiveram resultados importantes em relação à formulação da distribuição de corrente ao longo do fio; expressão geral para a impedância de surto; impedância de impulso no tempo correspondente ao tempo de subida do impulso; e também sobre a redução da impedância sob impulso para a impedância terminal em regime permanente.

O modelo proposto pelos pesquisadores para o desenvolvimento das equações é mostrado na figura 2.6.

Figura 2.6 - Modelo de Verma e Mukhedkar para um fio enterrado no solo.

Partindo da lei de Kirchhoff e da solução das equações diferenciais, os pesquisadores formularam a expressão da corrente, em função da distância x e do tempo t dada por (2.8).

$$I(x,t) = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{k}{\pi t}} e^{-\left(\frac{x}{4kt} + \frac{rt}{L}\right)} \quad (2.8)$$

$$I(x,t) = 0 \quad \text{para } t = 0, \quad x \neq 0$$

$$I(x,t) = \infty \quad \text{para } t = 0, \quad x = 0$$

e a impedância para um fio enterrado conforme mostrado na expressão (2.9)

$$Z(x,t) = \frac{L \cdot x}{2 \cdot t} \quad (2.9)$$

Verma e Mukhedkar também formularam a expressão para determinação da impedância de um fio enterrado, e observaram que imediatamente após a injeção de corrente impulsiva de curta duração, ocorre o decréscimo da sua intensidade obedecendo uma função hiperbólica. A impedância num tempo qualquer t_0 é dada pela expressão (2.10).

$$z(x_0, t_0) = \sqrt{\frac{L \cdot R}{4 \cdot t_0}} + R \cdot r \quad (2.10)$$

As soluções das equações foram similares aos estudos de Gupta e Thapar (GUPTA ; THAPAR, 1980) e de Gupta e Singh (GUPTA ; SINGH 1992). Observou-se que o comprimento efetivo de um cabo enterrado depende da frente de onda da corrente injetada.

Novamente como Petropoulos (PETROPOULOS, 1947) e a pesquisa de Verma (VERMA; MUKHEDKAR, 1981) mostraram que através da resistência e a indutância distribuída nos modelos de fios enterrados podem ser colhidas informações sobre a sua resposta transitória. Sendo possível também obter analiticamente informações sobre a impedância de impulso, e verificar que o seu valor máximo ocorre no início da subida da frente de onda, e diminui até o valor da resistência de aterramento em regime permanente.

2.11 ESTUDOS DE GUPTA, B.R. E THAPAR, B.

Com muita dedicação, Gupta e Thapar publicaram um inédito e excelente estudo sobre o comportamento de malhas de aterramento sob correntes impulsivas. (GUPTA ; THAPAR, 1980).

A pesquisa ficou restrita à obtenção de expressões através de métodos e fórmulas empíricas. As expressões desenvolvidas são úteis para determinar a indutância, impedância de impulso, coeficiente de impulso e área efetiva para malhas de aterramento com formato quadrado, e conforme os estudos anteriores realizados por Verma e Mukhedkar, foram efetuadas injeções de correntes impulsivas na parte central da malha ou nos cantos da malha (VERMA; MUKHEDKAR, 1980).

De modo análogo aos propostos pelos pesquisadores, o modelo foi representado por uma linha de transmissão com indutância, condutância e resistência, e foram desprezados os efeitos da resistência ôhmica dos condutores e a capacitância paralela.

Ao contrário, de outras pesquisas (MAZZETTI; VECA, 1983), (ZUTOBRADIC; HAZNADAR, 1990), os pesquisadores desenvolveram os trabalhos aplicando na malha um sinal a partir de uma fonte com frente de onda cossenoidal e

cauda exponencial. A solução do modelo foi obtida com apoio de computador e com o emprego do princípio da superposição para o regime permanente e transitório.

As influências devido as variações na resistividade do solo desde 50 a 1000 $\Omega\cdot\text{m}$; formas de ondas de correntes com tempos de frente de onda variáveis 1/40, 3/40, 4/40, 5/40 e 9/40 μs ; variações nas áreas das malhas de aterramento desde 100 até 40000 m^2 e tamanhos das sub-malhas desde 2x2 m até 6x6 m foram também verificadas no transcorrer das pesquisas.

Os resultados obtidos nos experimentos anteriores acusaram que o diâmetro dos condutores não têm influência sob regime de impulso, sendo assim mantiveram-se constante ao longo da pesquisa.

Foi verificado que a impedância sob impulso é inversamente proporcional ao tamanho da área efetiva e que a partir de uma certa dimensão da malha, o valor da impedância sob impulso sofre pouca variação.

O coeficiente de impulso de uma malha de aterramento é dado pela expressão (2.11).

$$\alpha_i = \frac{Z_{\text{impulso}}}{R_{60 \text{ Hz}}} \quad (2.11)$$

O valor da impedância sob impulso na expressão (2.13) é igual a um valor em torno de 3% do valor final. Isto por que, quando a impedância atinge o valor a taxa de decréscimo da impedância com o aumento da área torna-se muito baixa.

Gupta e Thapar explicam que devido as malhas de aterramento possuírem um número finito de sub-malhas, se a injeção de corrente ocorre na parte central da malha, a área efetiva tem um formato simétrico, no caso um formato de um quadrado; e se, a injeção de corrente ocorre num dos cantos da malha, a área efetiva tem o formato de um triângulo. As figuras 2.7a) e 2.7 b) mostram o formato das respectivas áreas efetivas.

Figura 2.7 - Formato da área efetiva em função do ponto de injeção de corrente.
 a) nos cantos da malha;
 b) no centro da malha.

De forma idêntica à utilizada em estudos da resistência de aterramento em frequência industrial, Gupta e Thapar sugerem para fins de cálculo a representação da área efetiva por um círculo com área equivalente A_e , ou seja, um círculo equivalente com raio r_e .

Utilizando-se da representação gráfica os pesquisadores mostram as curvas da $Z_{\text{impulso}} \times r_e$, as variações das impedâncias sob impulso em função do ponto de injeção de corrente na malha, da resistividade do solo e do tempo de frente de onda.

Foi verificada que a área efetiva é atingida quando o produto da resistência versus a relação entre o tempo de frente de onda e indutância da malha é igual a 0,65 qualquer que seja a dimensão da malha quadrada. A partir desta conclusão a área efetiva de uma malha quadrada pode ser determinada pelos parâmetros de $R_{60\text{Hz}}$, L_M e T_f , e posteriormente calcular o coeficiente de impulso e a impedância sob impulso.

Os resultados dos experimentos revelaram que a indutância da malha é maior quando a injeção de corrente é realizada no canto da malha do que na parte central da malha e a área efetiva é maior quando a injeção da corrente é feita na parte central da malha.

O raio efetivo de uma malha quadrada é dada pela expressão (2.12):

$$r_e = k_G (\rho \cdot T_r)^{0,5} \quad (2.12)$$

a constante k_G na expressão serve para diferenciar as situações em que ocorrem injeções de corrente na parte central ou no canto da malha e segundo Gupta e Thapar dependem do espaçamento entre as sub-malhas.

Gupta e Thapar, salientam que devido às dimensões das malhas das subestações de energia elétrica e também por tratar-se de malhas com grande quantidade de cabos, a densidade de corrente linear é baixa e o efeito da ionização torna-se desprezível. Outrossim, o fenômeno pode ocorrer quando a malha de aterramento possuir dimensões pequenas e enterradas em solos de alta resistividade.

Quando Gupta e Thapar pesquisaram a indutância de malhas com configuração quadrada (GUPTA; THAPAR, 1980), foram inseridas as limitações propostas por Rüdenberg (RÜDENBERG, 1945), ou seja, o campo magnético é considerado mais concentrado ao redor do condutor, tal que a indutância seja regida principalmente pela distribuição da corrente nos condutores que formam a malha. Desta consideração, a corrente dissipada para o solo é desprezada, e toda a corrente injetada na malha é coletada num ponto remoto discreto.

Analisando os valores obtidos para as indutâncias das malhas de aterramento com formato quadrado percebeu-se que são funções dos elementos colocados entre parênteses na expressão a seguir:

$L_M = L_M$ (comprimento dos eletrodos, número de sub-malhas, ponto de injeção da corrente)

A expressão desenvolvida de forma empírica para cálculo da indutância (L_M) de uma malha quadrada é dada por (2.13).

$$L_M = \text{Indutância própria de um cabo da sub-malha} \times D \quad (2.13)$$

segundo os pesquisadores, a constante D é função do número de sub-malhas e do ponto de injeção da corrente.

Como Gross et al. (GROSS et al., 1953), Gupta e Thapar verificaram que a resistência de malhas de aterramento decrescem com o aumento das sub-malhas, e que este decréscimo é rápido até dezesseis sub-malhas, tornando estável para aproximadamente cem sub-malhas.

De modo similar, os experimentos realizados por Gupta e Thapar também revelaram que as indutâncias das malhas quadradas decrescem à medida que aumenta o número de sub-malhas, e ocorre um decréscimo acentuado da indutância quando a quantidade de sub-malhas é inferior a dezesseis, e tornando-se praticamente desprezível para o número de sub-malhas superior a sessenta e quatro. Para malhas de aterramento com um número de sub-malhas superior a sessenta e quatro pode ser considerada a indutância relativa a sessenta e quatro sub-malhas.

2.12 ESTUDOS DE VERMA, R. E MUKHEDKAR, D. (2)

"O aterramento torna-se essencialmente uma resistência pura em frequência industrial e com valores usuais da resistividade. Em frequências muito altas ou tempos de frente de onda rápidos com resistividades altas o fluxo da corrente de carga na capacitância da terra é relativamente mais importante." (VERMA E MUKHEDKAR)

Em 1980 Verma e Mukhedkar mostraram os resultados da pesquisa sobre o comportamento de um cabo enterrado no solo (VERMA ; MUKHEDKAR, 1980).

Posteriormente, apresentaram outros resultados, desta vez relacionados às malhas de aterramento de subestações e pés de torre de linha de transmissão (VERMA ; MUKHEDKAR, 1981).

Por tratar-se de um estudo que podia ser estendido a solos com resistividade da ordem de $35.000 \Omega.m$, a constante de tempo RC da ordem de 10^{-7} a 10^{-9} s é elevada, então nesta pesquisa foi considerada a influência da capacitância do eletrodo de aterramento com sua imagem acima da superfície do solo considerando a constante dielétrica do solo. As inclusões destes parâmetros em modelos nestas mesmas situações também foram investigadas em 1940 por Fawsett et al. (FAWSSETT et al., 1940).

O circuito equivalente para um estímulo de corrente impulsiva desenvolvido pelos pesquisadores é dado na figura 2.8.

Figura 2.8 - Circuito equivalente da malha de aterramento para estímulo através de corrente impulsiva por Verma e Mukhedkar.

Como outros pesquisadores, a forma de onda da corrente foi constituída por dupla exponencial, mesmo levando em consideração as diferenças anteriormente explicadas sobre a diferença de inclinação do gradiente da corrente em $t = 0$.

Foram obtidas algumas conclusões sobre a razão do valor da resistência em frequência industrial e a capacitância, circuito equivalente, equacionamento da impedância de impulso em função do tempo e a redução da mesma para resistência de aterramento em regime permanente, o efeito da impedância de impulso da torre de transmissão nos potenciais de "flashover" nos isoladores e também o efeito da indutância própria da malha sobre a impedância de impulso.

Verificou-se também que nas situações em que ocorrem impulsos de corrente em malhas de aterramento a impedância tem o seu valor máximo no início, e diminui exponencialmente ao valor em regime permanente que corresponde à resistência em frequência industrial.

Observaram que o valor máximo da impedância influencia na tensão de "flashover" dos isoladores da torre de transmissão. Concluindo então que o fator governante para o controle da impedância de impulso é a indutância da malha ou do eletrodo de aterramento.

2.13 ESTUDOS DE TAKASHIMA, T. E COLABORADORES

"Quando correntes de altas frequências tais como àquelas existentes em frentes de onda de surtos atmosféricos são injetadas num eletrodo de aterramento, e a condutividade do solo ao redor dos eletrodos é baixa, é estritamente necessário levar em consideração as correntes de deslocamento no ar e na terra". (TAKASHIMA et al., 1981)

Considerando que um eletrodo de aterramento está sujeito às duas condições de corrente: em frequência industrial de 50 ou 60 Hz e das descargas atmosféricas, com muita razão Takashima e seus colaboradores a partir do pressuposto acima e comentando que nos trabalhos (DWIGHT, 1936), (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1976), (SVERAK, 1976), (NAHMAN; SKULETICH, 1979),

(SUNDE, 1949) somente é considerada a corrente de condução no solo, sugerem a inclusão da relação da impedância com a resistência C.C. como elemento do circuito.

A inclusão do estudo de Takashima e colaboradores nesta revisão, deve-se a presença de enfoques relativos à frequência da ordem de 1 MHz em estudos de malhas de aterramento. Desta forma, com alguns cuidados pode-se utilizar algumas conclusões nos estudos de malhas de aterramento quando submetidos às correntes impulsivas originadas pelas descargas atmosféricas.

Takashima et al. partindo dos princípios da teoria eletromagnética, densidade de corrente e da lei de Gauss pesquisaram as características de alta frequência da impedância de aterramento e distribuição de campo dos eletrodos de terra. (TAKASHIMA et al., 1981)

Para cálculo das intensidades dos potenciais, campos e também impedância para o solo os pesquisadores utilizam quatro tipos diferentes de fontes de corrente situadas no meio homogêneo com condutividade e permitividade as respectivas fontes são: pontual, linear, anel e disco.

Devido às não uniformidades das distribuições de correntes nos eletrodos de aterramento, para o cálculo das distribuições do campo, foram utilizados os métodos de simulação de corrente juntamente com o das imagens.

Foram colocadas fontes de corrente alternada I_j ($j= 1, 2,...n$) nos eletrodos, e os potenciais nos pontos de contorno $i(i=1, 2,...,n)$ dos eletrodos foram assumidos iguais a V_i . A distribuição de corrente no eletrodo é obtida através da representação e a solução matricial.

Na conclusão do trabalho os pesquisadores descrevem a possibilidade de obtenção de uma expressão, para aproximação da impedância de aterramento em alta frequência a partir da resistência C.C. do eletrodo de aterramento.

As conclusões analíticas da pesquisa de Takashima e colaboradores são úteis para estudos envolvendo malhas de aterramento.

2.14 ESTUDOS DE KOSZTALUK, R. E COLABORADORES

Sabedores dos efeitos provocados pelas correntes impulsivas das descargas atmosféricas nos sistemas e equipamentos elétricos Kosztaluk et al. efetuaram experimentos, e desenvolveram modelos analógicos destinados à confrontação com as análises teóricas relativas à impedância de aterramento sob condições transitórias. (KOSZTALUK et al., 1981)

Para simular uma base de concreto de fixação da torre de linha de transmissão, foi construído um corpo de prova de concreto reforçado com barras de ferro, e posteriormente enterrado no solo durante um período de tempo até a ocorrência da saturação da umidade ao seu redor.

O gerador de impulso utilizado permitiu variar o tempo de frente de onda e o tempo de cauda entre 3 a 12 μ s e 15 a 40 μ s respectivamente.

Os dados obtidos no experimento através das variações da tensão instantânea em função da corrente de impulso instantânea, da resistência dinâmica (u/i) em função da corrente $i(t)$ e a resistência de impulso (R_i) definida como sendo ($U_{\max}/I_{\max}$) em função do valor de crista da corrente de impulso ($I_{\max}$).

As conclusões referem-se a constatação da suportabilidade da estrutura de concreto às correntes impulsivas e também a observação da existência de dois mecanismos de condução de corrente o eletrolítico e o mecanismo de canal.

Figura 2.2 - Mecanismo de condução eletrolítica segundo Kosztaluk.

Dada a importância deste trabalho para os estudos relativos a impulso de corrente em malhas de aterramento, na época inédito, é mostrada através de um fluxograma, a explicação de Kosztaluk et al. sobre o mecanismo de condução eletrolítica e de canal, nas figuras 2.10 e 2.11.

Figura 2.10 - Diagrama esquemático da formação da condução eletrolítica segundo Kosztaluk.

Figura 2.11 - Diagrama esquemático da formação da zona de canal segundo Kosztaluk.

Kosztaluk e colaboradores concluíram que as hastes de aterramento longas podem ser interpretadas como o modelo de uma linha de transmissão, com distribuição uniforme das constantes L , r , G e C .

Os experimentos realizados também revelaram que a indutância varia de acordo com a resistividade do solo.

A partir do trabalho (KOSZTALUK; et al., 1981) a apresentação de um modelo de malha de aterramento contendo uma resistência linear e uma resistência não linear foi pioneira.

2.15 ESTUDOS DE MAZZETTI, C. E VECA, G.M.

Interessados no desenvolvimento de equações sobre o comportamento de um cabo com comprimento superior a cem metros, enterrado num solo homogêneo e sujeito a correntes das descargas atmosféricas, Mazzetti e Veca publicaram uma série de resultados de sua pesquisa que envolveu experimentos e desenvolvimentos analíticos. (MAZZETTI ; VECA, 1983)

Adicionalmente às conclusões obtidas em outros trabalhos, Mazzetti e Veca notificaram que:

"a precisão do modelo depende da exatidão com o qual são determinados os parâmetros do modelo, especialmente os valores críticos da densidade de corrente no qual são iniciadas e extingüidas as descargas para o solo". (MAZZETTI ; VECA, 1983)

Figura 2.12 - Circuito equivalente de um cabo enterrado por Mazzetti e Veca.

Devido a utilização de solos com baixa resistividade na pesquisa, Mazzetti e Veca desconsideraram a capacitância. Como a reatância indutiva é mais relevante a resistência ôhmica dos condutores também foi desprezada.

As simulações e os desenvolvimentos analíticos foram efetuadas utilizando-se como os demais pesquisadores (GUPTA; THAPAR, 1980), (VERMA; MUKHEDKAR, 1981), uma corrente impulsiva com forma de onda composta por dupla exponencial e tempos de frente e cauda variáveis 1/7, 7/28 e 25/100 μ s.

As intensidades das correntes foram controladas de forma a permitir ou não a ocorrência da ionização do solo.

Através de representações gráficas, os pesquisadores mostraram a distribuição das tensões induzidas ao longo do comprimento de um cabo, a relação entre a tensão induzida no ponto de injeção de corrente (V_o) e a tensão ao longo do seu comprimento (V_x), a impedância convencional em função da resistividade do solo, a impedância sob impulso em função da resistividade do solo, a impedância de impulso em função do tempo de subida da corrente, a impedância de impulso em função do tempo, a curva característica $V \times I$ com densidades de correntes baixas e altas e impedância sob impulso com e sem ruptura do solo em função do tempo.

Os resultados alcançados para as condições de baixa corrente não diferem daqueles encontrados na pesquisa de Verma e Mukhekdar. (VERMA; MUKHEKDAR, 1980)

Dentre as dificuldades desta pesquisa cabe salientar o controle da condutividade do solo em situações de correntes elevadas.

2.16 ESTUDOS DE PPALEXOPOULOS, A.D. E MELIOPOULOS, A.P.

Ao contrário das pesquisas (RUDENBERG, 1945), (BEWLEY, 1934), (SUNDE, 1949), (BELLASCHI, 1941, 1942, 1943), (VERMA e MUKHEDKAR, 1981), na pesquisa (PPALEXOPOULOS ; MELIOPOULOS, 1987) a preocupação foi o desenvolvimento de um sistema computacional para aterramento utilizados na prática, como os contrapesos e as malhas de aterramento para subestações.

"A dependência da frequência torna-se importante quando tem-se fenômenos transitórios envolvendo tempos muito curtos"
(PPALEXOPOULOS;MELIOPOULOS, 1987)

Considerando a citação escrita acima, Papalexopoulos e Meliopoulos visaram o desenvolvimento de um modelo de malha de aterramento tal que possibilitasse o estudo das características da frequência e de resposta a transientes.

As pesquisas transcorreram com a utilização da técnica dos elementos finitos juntamente com as equações de Maxwell e a validação do modelo realizada através de experimentos realizados em campo.

Os experimentos realizados revelaram que a resistência de aterramento para grandes malhas é levemente acrescida na faixa de frequências desde sessenta até quatrocentos e vinte hertz, e que a área da malha de aterramento é o fator que acarreta mais influencia na resistência e na indutância da malha de aterramento.

Confrontando os valores da resistência e da indutância de malhas de aterramento de diversos tamanhos percebeu-se que à medida que a área da malha é aumentada a resistência decresce e a indutância da malha aumenta.

Papalexopoulos e Meliopoulos acreditam que em sistemas de extra alta tensão e na faixa de baixa frequência podem ocorrer variações substanciais entre a resistência e a indutância.

Papalexopoulos e Meliopoulos observaram que em solos com resistividade de 100 Ω .m, permitividade igual a 36 e em frequências abaixo de 10 kHz a

impedância do sistema de aterramento permanece constante e acima desta frequência ocorrem grandes variações, em frequências muito altas da ordem de 10 MHz o valor da impedância estabiliza em valores constantes. A partir das observações feitas nas pesquisas foi citado que:

"As características dependentes da frequência de sistemas de aterramento típicos afetam drasticamente o aumento de potencial transitório de terra".
(PAPALEXOPOULOS; MELIOPOULOS, 1987)

2.17 ESTUDOS DE VELAZQUEZ, R. E MUKHEDKAR, D.

De modo análogo às pesquisas realizadas (BEWLEY, 1934), (VELAZQUEZ ; MUKHEDKAR 1984) concentraram suas atenções na determinação da distribuição de corrente e da tensão no transcorrer do tempo e ao longo do comprimento de um cabo enterrado.

Inicialmente introduziram no modelo o efeito capacitivo do cabo em relação ao solo.

Apesar das intensidades máximas não ocorrerem simultaneamente, após o desenvolvimento matemático das equações para $i(x,t)$ e $v(x,t)$ Velazquez e Mukhedkar também consideraram a impedância transiente sob impulso como sendo a relação entre a tensão e corrente instantânea no ponto de injeção da corrente.

Velazquez e Mukhedkar efetuaram algumas simulações para a validação do modelo utilizando condutores horizontais com comprimento variáveis desde trinta até cento e cinquenta metros e enterrados em solos com resistividades desde $100 \Omega.m$ a $5000 \Omega.m$ e numa profundidade de 0,60 m.

As correntes utilizadas com formas de ondas diferentes apresentavam um aumento de corrente de forma linear e formada por dupla exponencial com tempo de subida de 10 μs .

Pelas simulações foi verificado que o comportamento transitório de um condutor enterrado com grande comprimento, depende do tipo de solo, ou seja das características de sua resistividade, permitividade, comprimento, e da forma de onda da corrente injetada. de forma que estes fatores influenciam diretamente nas distribuições de correntes e tensão ao longo do condutor.

Observando a representação gráfica do comportamento da impedância com o tempo em solos com resistividades elevadas verificou-se os efeitos da indutância e da capacitância dos condutores enterrados.

Quando ocorre um aumento da impedância seguido por uma inflexão provocada pelo efeito capacitivo, a resposta é suavemente oscilatória.

Constatou-se também que a impedância de impulso aumenta instantaneamente com aplicação da corrente impulsiva desde zero até o seu valor máximo e decresce até o seu valor da resistência em frequência industrial ou C.C.

A impedância sob impulso em solos de alta resistividade atinge o seu valor máximo, depois é reduzida até um valor inferior medido em frequência industrial. Este fenômeno é atribuído a uma possível ruptura do dielétrico do solo, porém Kosztaluk e colaboradores atribuíram aos efeitos combinados entre a indutância e capacitância, no momento inicial do processo transitório. No momento inicial o efeito indutivo é menor e no transcorrer do tempo a componente da capacitância decresce e a componente indutiva aumenta.

2.18 ESTUDOS DE MELIOPOULOS, A.P. E COLABORADORES

Após analisarem os trabalhos (RUDENBERG, 1945), (BEWLEY, 1934), (SUNDE, 1940), (VERMA ; MUKHEDKAR, 1981), (KOSZTALUK,1981), (KOSZTALUK et al., 1981), (ROGERS, 1981), (BELLASCHI, 1941, 1942 , 1943) , (GUPTA ; THAPAR, 1980), Meliopoulos e Moharam sensíveis à carência de estudos do comportamento de sistemas de aterramento relacionados diretamente às subestações

de energia elétrica, direcionaram a pesquisa para malhas de aterramento com construção complexa. (MELIOPOULOS ; MOHARAM, 1983)

O principal objetivo da pesquisa foi a determinação da elevação do potencial em malhas de aterramento durante a passagem de correntes impulsivas.

Meliopoulos e Moharam nas análises do comportamento de condutores enterrados no solo quando sujeito a transitórios, utilizaram a técnica dos elementos finitos.

A pesquisa feita desenvolvendo o modelo a partir de pequenas seções dos fios condutores da malha de aterramento, e caracterizando-as como linha de transmissão sem perdas contendo em série a resistência ôhmica e a indutância dos fios, em paralelo a condutância, e ao contrário de outros pesquisadores incluíram a capacitância, conforme mostrado nas figuras 2.13 e 2.14.

Figura 2.13 - Representação de um elemento finito com parâmetros do circuito por Meliopoulos e colaboradores.

Figura 2.14 - Modelo de um elemento de sistema de aterramento representado por uma linha de transmissão sem perdas por Meliopoulos e colaboradores.

Figura 2.15 - Circuito equivalente de um segmento de um condutor enterrado no solo.

O algoritmo desenvolvido pelos pesquisadores para o processamento através do computador é composto pelo fluxograma da figura 2.16.

Figura 2.16 - Fluxograma das simulações efetuadas por Meliopoulous e Moharan.

A condutância do elemento finito da malha utilizada no modelo é feita através do cálculo da resistência da malha.

Na pesquisa as sobretensões resultantes da incidência direta dos raios em subestações de energia elétrica dependeu da separação entre os condutores da malha, tempo de subida da onda, resistividade e permitividade do solo.

2.19 ESTUDOS DE RAMAMOORTY, M. E COLABORADORES

Cientes, da importância que deve ser dada à segurança das pessoas e ao desempenho dos equipamentos em sistemas elétricos, quando através dos condutores da linha de transmissão ou dos cabos-guarda, circulam as correntes provenientes das descargas atmosféricas nas malhas de aterramento, Ramamoorthy e colaboradores direcionaram suas atenções para o desenvolvimento de um modelo matemático para análise do comportamento de malhas de aterramento. (RAMAMOORTY et. al, 1989)

Ramamoorthy e colaboradores tomaram como base cada elemento da malha de aterramento, como por exemplo, os cabos de uma sub-malha ou haste de aterramento. E mostraram que devido ao escoamento da corrente para o solo, ficam melhor representados por um modelo de linha de transmissão, ao invés de uma placa circular equivalente. Esta representação facilita o processamento através de computador.

Como descreveu Dawalibi, a capacitância somente interfere em situações de alta frequência e em solos de alta resistividade. Devido a constante de tempo para solos de alta resistividade ser inferior ao tempo da frente de onda de correntes impulsivas de origem atmosféricas, desconsiderou-se a capacitância entre os condutores e o solo e inserido a indutância própria e a mútua entre os condutores entre condutores paralelos e a condutância do condutor para o solo.

O modelo- π proposto pelos pesquisadores é semelhante ao utilizado no trabalho por Gupta e Thapar. (GUPTA; THAPAR, 1980)

Figura 2.17 - Modelo- π de um elemento da malha representado por Ramamoorthy e colaboradores.

Para melhor representar o modelo da malha de aterramento, foram adicionadas hastes de aterramento aos condutores situados na periferia das malhas.

Os parâmetros do circuito foram organizados em formas matriciais, a partir interligação dos vários elementos representativos da malha de aterramento e de forma similar aos utilizados nos estudos de fluxo de carga em sistemas de distribuição de energia elétrica.

A solução das equações diferenciais e a determinação das tensões dos nós, foram feitas através do método numérico de Runge-Kutta.

A metodologia proposta por Ramamoorthy e colaboradores permite o estudo de qualquer configuração de malha de aterramento; determinar as tensões dos nós; determinar a impedância sob impulso; variar os pontos de injeção da corrente impulsiva na malha através da modificação da posição do elemento da matriz de corrente, ou então a inclusão de parâmetros de hastes de aterramento no algoritmo.

Ramamoorthy e colaboradores eliminaram a influência da ionização do solo devido a circulação de altas correntes, através da escolha de baixos valores de correntes.

Apesar do método apresentado permitir a utilização de outras formas de onda, como outros pesquisadores utilizou-se a corrente composta por dupla exponencial.

A validação do modelo matemático, foi feita através de experimentos, numa malha de aterramento construída em laboratório de alta-tensão.

O gerador de corrente permitiu ajustes no fornecimento de correntes com várias formas de onda aplicadas em diversos pontos da superfície da malha. Para comparação com os trabalhos (GUPTA; THAPAR, 1980) e (GUPTA; SINGH, 1992), somente foram mostrados os resultados obtidos com a injeção de corrente no canto e na parte central da malha.

Por tratar-se malhas de aterramento com configuração retangular os pesquisadores observaram que existem duas situações para os valores da impedância sob impulso atingirem o máximo e mínimo.

A maior contribuição desta pesquisa é a possibilidade de inclusão de hastes de aterramento na periferia do modelo. Conforme o texto transcrito "Pode ser obtida a tensão máxima numa malha de aterramento de subestação".

2.20 ESTUDOS DE KAMEYAMA, F.H. E ALTAFIM, R.A.C.

"O comportamento dos sistemas de aterramento sob condições de descargas atmosféricas governam o grau de proteção fornecido pelos sistemas de aterramento."

Motivados pela citação, Kameyama e Altafim desenvolveram suas pesquisas voltadas para o modelo computacional e físico de hastes de aterramento verticais quando submetidas a impulso de corrente. (KAMEYAMA; ALTAFIM, 1989)

O modelo proposto visa mostrar o efeito não linear devido a ionização do solo.

O método apresentado tem como base a associação série-paralelo de diferentes regiões do solo.

O circuito elétrico equivalente para a região não linear do eletrodo cilíndrico é idêntico ao apresentado por Velazquez e Mukhedkar (VELAZQUEZ; MUKHEDKAR, 1984) e representado conforme mostrado na figura 2.18.

Figura 2.18 - Modelo proposto por Altafim e Kameyama.

O circuito equivalente é mostrado na figura 2.19.

Figura 2.19 - Circuito equivalente série-paralelo .

os parâmetros do circuito, g_L , α , A , L e R_s são determinados pela curva $U \times I$, obtida em laboratório segundo Kosztaluk.

2. 21 ESTUDOS DE CHISHOLM E JANISCHEWSKYJ

Visando solucionar problemas relativos às taxas de saídas de linhas de transmissão em operação, Chisholm e Janischewskyj publicaram o resultado de uma pesquisa a respeito da resposta de eletrodos de aterramento de torres de linhas de transmissão quando submetidos a surtos provenientes de descargas atmosféricas. (CHISHOLM ; JANISCHEWSKYJ, 1989)

A expressão utilizada para o gradiente de ruptura crítico é igual a $E_o = 241 \rho^{0,215}$. Os pesquisadores voltaram as atenções para a redução da resistência de aterramento do pé da torre em função da ionização do solo durante a queda de raios nas linhas de transmissão.

2.22 ESTUDOS DE ALTAFIM, R.A.C E COLABORADORES

Efetuada algumas correções no modelo apresentado em 1989 (KAMEYAMA; ALTAFIM, 1989), Altafim et al. apresentaram um outro modelo (ALTAFIM et al., 1990), desta vez, utilizando como suporte o modelo apresentado por Kosztaluk et al. (KOSZTALUK et al., 1981)

O ponto relevante desta pesquisa foi a possibilidade de simular os efeitos transitórios em malhas de aterramento através do software PSPICE, considerando os dois mecanismos de condução de corrente.

Propuseram também um programa em linguagem Pascal para a determinação dos parâmetros do circuito, a partir das curvas $V \times I$ obtidas em

laboratórios, com ensaios de hastes cravadas em solos com características físicas conhecidas.

2.23 ESTUDOS DE VISACRO F, S. E PORTELA, C.M.

Diferenciando o comportamento de uma malha de aterramento, quando em operação normal, e sob condições transitórias originadas pela passagem de correntes das descargas atmosféricas, os pesquisadores mostram a importância da determinação do comprimento efetivo do condutor de aterramento, da composição da corrente, da dependência da frequência nos parâmetros do solo, computação dos efeitos mútuos e domínio do comportamento do solo em função da intensidade de corrente. (VISACRO; PORTELA, 1990)

A corrente injetada num eletrodo de aterramento foi subdividida na componente de corrente transversal e de corrente longitudinal. A corrente transversal dispersada pelo eletrodo de aterramento é composta pelas componentes condutiva e a capacitiva, e a corrente longitudinal relacionada com a propagação do campo ao longo do condutor. Esta última é praticamente de baixa frequência e composta pelas componentes resistiva e indutiva.

Alguns trabalhos publicados sobre transientes no solo consideram a resistividade do solo e permitividade constantes, porém os pesquisadores mostram através de gráficos que existem a dependência dos parâmetros do solo em função da frequência.

No modelo proposto por Visacro e Portela, cada um dos pequenos elementos cilíndricos da malha de aterramento dissipa a corrente transversal (I_t) para o solo e a corrente longitudinal (I_L) para o próximo elemento.

Figura 2.20 - Representação das componentes de corrente num elemento de eletrodo de aterramento por Visacro e Portela.

Segundo os pesquisadores é válido considerar somente o efeito das resistências mútuas em baixas frequências e sistemas de aterramentos pequenos, porém em altas frequências o acoplamento capacitivo e indutivo pode ser significativo.

A partir dos resultados semelhantes aos mostrados na pesquisa (PAPALEXOPOULOS, 1987), a impedância do sistema de aterramento tende a estabilizar-se em frequência menor do que 10 kHz.

Para melhorar o modelo proposto por Visacro e Portela, sugerem a inclusão das não linearidades associadas a intensidade da corrente.

2.24 ESTUDOS DE ZUTOBRADIC, S. E HAZNADAR, Z.

Zutobradic e Haznadar desenvolveram um modelo matemático para o cálculo da impedância sob impulso de malhas de aterramento com configurações complexas. (ZUTOBRADIC; HAZNADAR, 1990) As divergências da sua pesquisa com outros trabalhos publicados referem-se às malhas de aterramento reais, e a

inclusão da resistência, indutância, condutância e susceptância como parâmetros dependentes da frequência.

A malha de aterramento enterrada num solo composto por uma ou duas camadas foi subdividida em pequenos elementos lineares de seção transversal circular.

Os elementos lineares foram representados pelo circuito equivalente mostrado na figura 2.21.

Figura 2.21 - Circuito equivalente do modelo- π proposto por Zutobradic e Haznadar.

A onda impulsiva de corrente foi aproximada pela função de dupla exponencial e usando o teorema da integral de Fourier dada pela expressão (2.14).

$$i(\omega) = \frac{1}{2 \cdot \pi} \int_{-\infty}^{\infty} i(t) \cdot e^{-j\omega t} \cdot dt \quad (2.14)$$

Os parâmetros da impedância longitudinal e a admitância utilizados no modelo- π da figura 2.21 são calculados para cada uma das frequências.

A análise da malha de aterramento pode ser realizada de modo semelhante à utilizada em rede de energia elétrica, ou seja, os nós representam o início e o término de um elemento linear.

Para cada frequência é definida uma equação matricial dada pela expressão (2.15) envolvendo o produto da matriz admitância $[Y_e]$ pela matriz dos nós $[V_e]$ resultando na matriz das correntes que entram através dos nós $[I_e]$. As tensões nodais para uma certa frequência foram obtidas através da expressão senoidal e a tensão para um certo nó e instante de tempo conhecido é igual a somatória das tensões senoidais.

$$[V_e] = [Y_e]^{-1} \cdot [I_e] \quad (2.15)$$

O programa "UZIMP" foi desenvolvido para execução em microcomputadores com co-processadores matemáticos.

As simulações feitas em malhas de aterramento com as dimensões múltiplas de quatro, com a variação da resistividade do solo desde 10 até 1000 $\Omega.m$, e formas de ondas de corrente de 1,8/30 μs e 5,5/75 μs .

2.25 ESTUDOS DE LOBODA, M. E POCHANKE, Z. (1)

"Um eletrodo de aterramento consiste num conjunto de condutores diretamente em contato com o solo. Ele deve assegurar as seguintes funções: a segurança das pessoas, a proteção de equipamentos e os potenciais de referência. Estas funções precisam ser mantidas sob ambas às condições, em regime permanente, ou durante o fluxo de correntes para a terra devido a faltas para a terra e para as descargas atmosféricas". (LOBODA ; POCHANKE, 1990)

A frase escrita por Loboda e Pochanke expõe com muita clareza, a importância a serem dadas aos estudos sobre o comportamento de malhas de aterramento sob condições transitórias.

Como outros pesquisadores (GUPTA; THAPAR, 1980) , (GUPTA; SINGH, 1992), foi utilizado o modelo de uma linha de transmissão longa com parâmetros distribuídos L e condutância do solo G .

Loboda e Pochanke estudaram a distribuição da corrente num cabo com comprimento longo e enterrado no solo em situações de incidência de corrente impulsiva numa de suas extremidades.

Ao contrário do mostrado no trabalho (ZUTOBRADIC; HAZNADAR, 1990), Loboda e Pochanke desprezaram a resistência ôhmica do eletrodo quando comparada com a sua reatância indutiva, assim como desprezaram também a reatância capacitiva quando comparada com a condutância.

O modelo desenvolvido pelos pesquisadores é semelhante ao utilizado por Mazzetti e Veca (MAZZETTI; VECA, 1983). Devido a condutância da terra, durante o impulso de corrente, apresentar um comportamento não linear e dependente do tipo de solo, a condutância é escrita como $g_n = g_n[\rho, J, (di/dt)_{\text{máx}}]$. Desta forma, propuseram a inserção de duas condutâncias no modelo, dispostas em paralelo sendo uma linear e outra não linear.

A condutância linear representando a resistência do eletrodo no solo para pequenas intensidades de corrente e a outra representando a não linearidade do solo.

Para plotar as curvas características $V \times i$, foram injetadas correntes no eletrodo de aterramento com formas de ondas desde $5/40\mu\text{s}$ a $10/40\mu\text{s}$, e densidades de correntes compreendidas entre 8 e 800 A/cm^2 .

As características do solo foram verificadas através de experimentos com a utilização de um eletrodo coaxial com formato cilíndrico. O eletrodo foi preenchido com três tipos de solos diferentes com resistividades variando desde 70 a $750 \Omega.m$. As

curvas de $V \times J$ foram construídas tendo na abcissa a densidade de corrente em (A/cm^2) e na ordenada a tensão em (kV).

A determinação das constantes A_0 , α_L e T_L foram obtidas através de algoritmo em computador.

Figura 2.22 Circuito equivalente proposto por Loboda.

2.26 ESTUDOS DE CRISTINA, S. E ORLANDI, A.

Para verificação dos efeitos dos campos eletromagnéticos em equipamentos eletrônicos situados no interior de edificações, Cristina e Orlandi pesquisaram a distribuição de corrente nos condutores de descida de estruturas atingidas por descargas atmosféricas. Os parâmetros relacionados com a ionização do solo foram inseridos no circuito equivalente, ou seja, impedância de terra não lineares. (CRISTINA; ORLANDI, 1990)

Como outros pesquisadores, utilizaram uma fonte ideal unidirecional para geração de impulso de corrente tendo a forma de onda representada por uma dupla exponencial.

A resistência de aterramento para cada haste no modelo, foi representada por uma resistência que é função da corrente que circula nas demais hastes e dada pela expressão (2.16).

$$R_g = 0,2613 \rho^{0,692} \cdot \lambda_h^{-0,384} \left(\frac{I}{E_o} \right)^{-0,308} \quad (2.16)$$

Como Kraft (KRAFT, 1991), a análise do circuito elétrico foi efetuada utilizando o software PSPICE, e a resistência R_g mostrada na expressão (2.16) foi simulada por meio de uma fonte de tensão controlada por corrente, onde a tensão de saída é dada pela expressão (2.17).

$$V_g = A_0 I_g + B_0 I_g^2 + C_0 I_g^3 + \dots \quad (2.17)$$

a resistência foi determinada através da relação V_g por I_g , e os coeficientes A_0 , B_0 , C_0 .. determinados por interpolação polinomial.

2.27 ESTUDOS DE LOBODA, M. E POCHANKE, Z. (2)

Loboda e Pochanke desenvolveram um novo modelo para mostrar o comportamento de eletrodos com a incidência de correntes impulsivas. (LOBODA ; POCHANKE, 1992) O modelo proposto por Loboda e Pochanke é mostrado na figura 2.23.

Figura 2.23 - Modelo proposto por Loboda e Pochanke.

2.28 ESTUDO DE KRAFT, L.A

Preocupado com a carência nos estudos envolvendo o comportamento de sistemas elétricos, quando submetidos a descargas atmosféricas, Kraft publicou os resultados dos estudos da simulação através de um modelo de uma de linha de transmissão (KRAFT, 1991).

De acordo com outros trabalhos de pesquisadores sobre o comportamento de malhas de aterramento (MELIOPOULOS ; MOHARAM, 1983), (MAZZETTI ; VECA, 1983), (RAMAMOORTY et al., 1989), (KAMEYAMA ; ALTAFIM, 1989), (LOBODA ; POCHANKE, 1990), (ZUTOBRADIC ; HAZNADAR 1990), Kraft utilizou na simulação uma fonte de corrente impulsiva composta por duas exponenciais.

Foi utilizado o software PSPICE , que segundo Kraft, este software possui todos os componentes necessários para simular o fenômeno das descargas atmosféricas.

Na análise do trabalho de Kraft, nota-se o comportamento semelhante ao de uma malha de aterramento.

No ambiente do solo, em condições de descargas atmosféricas, e com altas densidades de correntes, ocorrem as ionizações do solo na interface com o eletrodo de aterramento conforme ilustrado na figura 2.24, em consequência , são inseridos elementos não lineares nos modelos.

Figura 2.24 - Ionização ao redor do solo com a passagem de corrente impulsiva.

De acordo com os conhecimentos experimentais o modelamento da penca de isoladores numa linha de transmissão exige a inserção no modelo de elementos não lineares.

Quando uma descarga atinge uma torre, conforme ilustrado na figura 2.25, o impulso de corrente provoca a elevação do potencial no topo da torre e ocasiona a formação de arco elétrico ao redor da superfície dos isoladores e em consequência ocorre o “backflashover” e também um caminho de corrente com resistência não linear.

O estudo de Kraft fortalece o objetivo desta pesquisa conforme demonstrado na utilização dos recursos do software PSPICE, para simulação de fenômenos das descargas atmosféricas.

A intensidade de corrente utilizada nas simulações, conforme comentários de Mousa ao trabalho de Kraft, *“as amplitudes médias das correntes oriundas das descargas atmosféricas é da ordem de 25 kA”*.

Figura 2.25 - Ilustração da circulação de corrente através de resistência não linear.

O modelo de Kraft para os elementos não lineares isoladores e pára-raios é mostrado na figura 2.26.

Figura 2.26 - Modelo utilizado no software PSPICE por Kraft.

2.29 ESTUDOS DE GUPTA, B.R. E SINGH, V.K.

Gupta e Singh, dando continuidade ao estudo de Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980) publicaram os resultados de uma pesquisa sobre o comportamento sob impulso de uma malha de aterramento com configuração retangular (GUPTA; SINGH, 1992).

De maneira similar à pesquisa realizada anteriormente, as fórmulas foram desenvolvidas de forma empírica. Gupta e Singh desenvolveram expressões para a área efetiva, coeficiente de impulso e os resultados dos experimentos laboratoriais para situações de incidências de correntes impulsivas nos cantos ou na parte central da malha.

No modelo π de uma linha de transmissão conforme na figura 2.27.

Figura 2.27 - Modelo- π desenvolvido por Gupta e Singh.

Para um sinal de estímulo aplicado na entrada igual a um degrau unitário de corrente, tendo uma frente cossenoidal e cauda exponencial.

Segundo os pesquisadores a tensão induzida no ponto de aplicação da corrente é dada pela expressão (2.18).

$$e(t) = \frac{1}{G} \cdot \left(1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} e^{-n^2 \pi^2 \frac{t}{G \cdot L}} \right) \quad (2.18)$$

A tensão induzida no ponto da aplicação é semelhante à expressão para um cabo enterrado conforme mostrada no trabalho (BELLASCHI, 1943) e a expressão

do potencial que aparece nos terminais de um resistor shunt do tipo tubular (SCHWAB, 1972).

Como na pesquisa anterior (GUPTA; THAPAR, 1980) optou-se, em representar a área efetiva através de um círculo, com a mesma área e com raio efetivo dado pela expressão (2.19):

$$r_e = \frac{k_G (\rho T_f)^{0.5}}{X^c} \quad (2.19)$$

As constantes k_G e c dependem do ponto de injeção da corrente, ou seja nos cantos ou na parte central da malha. A expressão (2.19) é similar à mostrada na pesquisa anterior (GUPTA; THAPAR, 1980), porém difere com a inclusão das variáveis X e c no denominador.

De acordo com as expressões o raio efetivo de uma malha é dependente da resistividade do solo, tempo da frente de onda, do ponto de injeção de corrente e da razão entre o comprimento e largura da malha.

O coeficiente de impulso foi expresso pelas equações empíricas (2.20) e (2.21):

$$\text{para } r_q \leq r_e \quad \alpha_i = e^{0,333 \left(\frac{r_q}{r_e} \right)^{1,1}} \quad (2.20)$$

$$\text{se } r_q > r_e \quad \alpha_i = 1,395 \cdot R_{60\text{Hz}} \quad (2.21)$$

ou substituindo os valores de r_q e r_e .

O cálculo da área efetiva pode ser feito através da expressão (2.22):

$$A_e = e \left(\frac{r_q}{k_G (\rho T_f)^{0.5}} \right)^{2.3} \quad (2.22)$$

A impedância sob impulso escrita em função do coeficiente de impulso é dada pela expressão (2.23):

$$Z_{\text{impulso}} = e \left(\frac{r_q}{k_G (\rho T_f)^{0.5}} \right)^{2.3} \cdot R_{60\text{Hz}} \quad (2.23)$$

De modo igual ao estudo realizado para malhas quadradas, a área efetiva é alcançada quando o fator $\left(\frac{R_{60\text{Hz}} \cdot T_f}{L_M} \right)$, ou seja a relação entre o tempo da frente de onda de corrente (T_f) e a constante de tempo L_M/R atinge o valor 0,65.

Dentre as conclusões obtidas por Gupta e Singh, para grandes malhas de aterramento de subestações EHV, a impedância sob impulso pode atingir valores até 10 vezes a resistência de aterramento em frequência industrial.

A impedância sob impulso da malha com configuração retangular é superior a malha com configuração quadrada e para obter a impedância de impulso com valor baixo numa malha retangular, o ponto de injeção da corrente deve estar posicionado o mais próximo possível da parte central da malha.

Passados 61 anos, desde a pesquisa experimental (SOUTHGATE, 1931) até a publicação da pesquisa (GUPTA ; SINGH, 1992) onde, desta vez, os

numa subestação, depende da impedância de impulso", ao invés, da resistência de aterramento em frequência industrial. A malha de aterramento deve ser projetada tal que forneça uma impedância de impulso baixa.

2.30 ESTUDO DE XIONG E DAWALIBI

A pesquisa (XIONG ; DAWALIBI, 1994) muito parecida com a realizada por (GUPTA; THAPAR , 1980) e (GUPTA; SINGH, 1992) enfocam o comportamento de malhas de aterramento quando submetidas a correntes impulsivas devido a queda de raios.

Xiong e Dawalibi afirmam que durante a queda de um raio numa subestação elétrica, fluem grandes intensidades de corrente nas estruturas de equipamentos antes de dissiparem no solo através da malha de aterramento. *"Os campos eletromagnéticos gerados por tais surtos de descargas resultam em grandes tensões e correntes os quais podem resultar em defeitos nos equipamentos e pode ser perigoso para as pessoas que trabalham nas proximidades além de poder afetar o funcionamento de equipamentos eletrônicos."* (XIONG E DAWALIBI, 1994)

Sendo assim, Xiong e Dawalibi sugerem que o sistema de aterramento deve ser projetado tal que as influências eletromagnéticas sejam minimizadas para se enquadrarem dentro de níveis aceitáveis.

Visacro concluiu que "a influência do aterramento elétrico nos sistemas, no contexto de compatibilidade eletromagnética deve ser considerada em duas perspectivas diferentes: como um importante elemento para minimização de interferências ou como um agente de introdução de interferências externas no sistema". (VISACRO, 1995)

O objetivo desta pesquisa (XIONG ; DAWALIBI, 1994) foi a investigação dos campos elétricos e magnéticos que aparecem no momento da ocorrência da queda de raios na malha de aterramento. Nos modelos foram descartados

os corpos metálicos aterrados externos à malha devido a possibilidade de provocarem a distorção dos campos elétricos e magnéticos. Esta opção para este tipo de modelo foi feita devido a existência de outras pesquisas o que facilita a comparação de resultados.

Xiong e colaboradores escolheram a malha de aterramento com formato quadrado de 6x6 sub-malhas com lados iguais a 10 m, totalizando lados da malha com comprimento de 60 m e enterradas numa profundidade de 0,60 m em solo com resistividade de 1000 $\Omega\cdot\text{m}$, permissividade 9 e permeabilidade 1.

Para mostrar a distribuição dos parâmetros elétricos obtidos na superfície da malha foram inseridos eixos cartesianos com origem (0,0,0) posicionados na parte central da malha de aterramento.

A fonte de corrente foi composta por dupla exponencial e as correntes injetadas nos cantos e na parte central da malha.

Comparando o trabalho (XIONG; DAWALIBI, 1994) com a nossa pesquisa, os potenciais escalares obtidos por Xiong e Dawalibi são interessantes para a comparação com os resultados obtidos através do modelo proposto neste trabalho, assim como, avaliar os parâmetros utilizados em nosso modelo com as frequências estudadas por estes cientistas de consagrado renome internacional.

2.31 ESTUDO DE GREEV E DAWALIBI

Salientando que existem poucos estudos sobre o desempenho de sistemas de aterramento para sistemas de potência em alta frequência, e também por haver transcorrido aproximadamente trinta anos desde a publicação por Sunde (SUNDE, 1949). Greev e Dawalibi estudaram um método para cálculo do desempenho de malha de aterramento composta por vários condutores interconectados, quando estimulados

por fontes de corrente de baixa e alta frequência, utilizando conceitos no domínio da frequência e posteriormente através da transformada inversa de Fourier obter os resultados no domínio do tempo. (GREEV ; DAWALIBI, 1990)

Apesar que, as situações transitórias ocorrem geralmente devido a dissipação de grandes intensidades de descargas atmosféricas. Conforme argumentado por Mousa, Greev e Dawalibi também não incluíram os efeitos da ionização do solo no modelo.

Uma explicação básica sobre a intenção dos pesquisadores para o desenvolvimento do modelo eletromagnético visando a análise de transientes em sistemas de aterramento é descrita no diagrama de bloco abaixo:

A solução do problema pode ser obtida através da expressão (2.24).

$$x(t) = F^{-1} \{ W(j\omega) \cdot F[i(t)] \} \quad (2.24)$$

O desenvolvimento do modelo de englobou os seguintes passos:

Modelo físico

Modelo Matemático

Escolha e solução do modelo matemático

Determinação do campo elétrico próximo aos eletrodos da malha de aterramento

Determinação da densidade de corrente dissipada na malha de aterramento

Determinação da impedância para a terra

Soluções no domínio do tempo

Modelo computacional

Resultados numéricos

No modelo físico foram considerados que o solo e o ar são meios homogêneos e ocupam o semi-espaço com uma superfície de contorno plana e horizontal entre ambos; as características do solo e eletrodos de aterramento são lineares e isotrópicos; o sistema de aterramento é feito por condutores cilíndricos e orientações arbitrárias; a relação entre o comprimento dos segmentos dos condutores e o raio é muito maior que 1; a energização ocorre através de injeção de impulso de corrente de forma arbitrária.

Como (GUPTA; THAPAR, 1980), (MAZZETTI; VECA, 1983), (MELIOPOULOS; MOHARAM, 1983), (GUPTA; SINGH, 1992) a corrente $i(t)$ utilizada para estímulo do circuito de aterramento é composta por uma forma de onda de dupla exponencial. Analisando a gama de frequência de Nyquist no qual apresenta maior energia entre a corrente e a tensão concluiu-se que para $t > 0.03 \mu s$ os resultados são satisfatórios.

Acredita-se que a pesquisa desenvolvida pelos autores para análise de transitórios em sistemas de aterramento utilizando a teoria de campos eletromagnéticos, torna-se-á uma poderosa ferramenta para a obtenção de resultados precisos com auxílio de computadores.

2.32 ESTUDO DE GERI E COLABORADORES

Geri e colaboradores também realizaram uma pesquisa sobre o comportamento de eletrodos de aterramento quando submetidos a altas correntes impulsivas.

A ionização do solo foi provocada com a variação da intensidade da corrente desde 5 até 30 kA e o tempo de frente de onda de $2,5 \mu s$. (GERI et al., 1992)

As simulações foram efetuadas em duas configurações de eletrodos de aterramento hastes verticais e cabos horizontais em solo uniforme.

A partir da variação do diâmetro do eletrodo de aterramento com o tempo foi observado os efeitos da ionização do solo. A expressão para o gradiente de ruptura do solo é igual à utilizada por Chisholm e Janischewskyj. (CHISHOLM E JANISCHEWSKYJ, 1989)

A representação da haste de aterramento vertical enterrada no solo é dada na figura 2.28.

Figura 2.28 - Representação de uma haste de aterramento por Chisholm e Janischewskyj para estudo e modelamento da ionização do solo.

Os raios r e r_m foram escolhidos de forma que r igual a 20 m seria uma distância infinita, e r_m igual a 10 m. O circuito equivalente do modelo da haste de aterramento é mostrado na figura 2.29.

Figura 2.29 - Circuito equivalente do modelo proposto por Chisholm e Janischewskyj.

Os valores dos parâmetros do circuito da figura 2.29 referem-se a resistência da haste de aterramento R_e , a resistência R_i é dada pela integral ao longo da superfície do cilindro com raio desde r_h até r_i , a resistência R_m pela integral ao longo da superfície do cilindro compreendido entre os raios r_m e r_{infinito} . O modelo apresentado por Chisholm e Janischewskyj apresenta algumas características que são semelhantes ao apresentado por Kameyama e Altafim. (KAMEYAMA; ALTAFIM, 1989)

O circuito elétrico representativo do cabo horizontal de comprimento λ_c enterrado numa profundidade h é mostrado na figura 2.30.

Figura 2.30 - Circuito equivalente de um cabo horizontal enterrado, conforme Geri.

Os parâmetros invariáveis do eletrodo R_e , L_e são calculados utilizando expressões iguais às utilizadas por outros pesquisadores e os parâmetros variáveis R_i e C_i são calculados através das expressões 2.25, 2.26 e 2.27 mostradas a seguir:

$$R_{ij} = \int_{r_c}^{r_{ij}} \frac{\rho_i dr}{2\pi r \Delta \ell_j} = \frac{\rho_i}{2\pi \Delta \ell_j} \ln\left(\frac{r_{ij}}{r_c}\right) \quad (2.25)$$

$$R_{gi} = \frac{\rho_g}{\pi \Delta \ell_j} \left[\ln\left(\frac{\lambda_c}{r_{ij}}\right) + \ln\left(\frac{\lambda_c}{2h}\right) \right] \quad (2.26)$$

o raio aparente r_{ij} é dado pela expressão (2.27).

$$r_{ij} = \max \left[r_{ij}, \text{abs} \left(I_{gj} \right) \frac{\rho_g}{E_o 2\pi \Delta \ell_j} \right] \quad (2.27)$$

CAPÍTULO III

METODOLOGIA DE CÁLCULO DA RESISTÊNCIA DE MALHAS DE ATERRAMENTO EM FREQUÊNCIA INDUSTRIAL

3.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

*“A prática do aterramento é tão antiga quanto à da engenharia elétrica”
(FAWSSETT et al., 1940).*

Conforme citado por Fawcett, desde o primeiro projeto de pequenos postos para instalação de equipamentos elétricos, contendo pouca simplicidade, até a implementação das conhecidas subestações ou estações de energia elétrica, os assuntos relacionados às malhas de aterramento sempre estiveram presentes.

O correto dimensionamento destas malhas para proteção e segurança dos equipamentos e das pessoas, sempre despertou interesse nos pesquisadores e nos projetistas, devido as condições normais e anormais que ocorrem nos sistemas de potência. Dentre as condições anormais duas são mais frequentes: queda de raios e faltas fase-terra.

Apesar da preocupação que os pesquisadores sempre tiveram em relação à queda de raios em sistemas elétricos de potência, as conclusões relativas às pesquisas sobre o comportamento de malhas de aterramento em frequência industrial encontram-se num estágio bem mais avançado do que para as situações de correntes impulsivas.

Isto evidencia-se através das literaturas (ANSI/IEEE-STD-80-1986), (EWI; SMOLLECK, 1984), (COLOMBINI, 1993).

O tema principal deste trabalho é o estudo do comportamento impulsivo das malhas de subestações. Contudo, é de suma importância a revisão dos métodos desenvolvidos para verificação do melhor método, e que pode ser aplicado no modelo a ser proposto neste trabalho.

Os cálculos da resistência da malha em frequência de 60 Hz são inseridos no contexto deste trabalho, para a confrontação junto aos resultados obtidos nas simulações sobre o comportamento da impedância de malhas de aterramento sob correntes impulsivas.

Neste capítulo diferentes métodos de cálculo serão analisados e comparados. Para tanto serão usadas malhas de aterramento com as dimensões indicadas no anexo I.

3.2 TÉCNICA DE PROJETO DE MALHAS DE ATERRAMENTO

Em geral, após a definição do local destinado à construção de uma subestação realizam-se estudos de prospecção geológica para conhecimento das características do subsolo. Dentre estes estudos englobam-se a coleta de amostras do solo e as medições para a determinação da resistividade do solo.

A determinação da resistividade do solo é feita pelo método de Wenner ou dos quatro eletrodos ou então pelo método de Schlumberger-Palmer (ANSI/IEEE-Std 80, 1986).

Após o levantamento topográfico e a demarcação da área destinada à subestação são identificados os pontos de medição da resistividade do solo de acordo

Fonte: IEEE Transactions on Power Apparatus And Systems, Vol. PAS-104, Nº 7, July, 1985.

Figura 3.1 - Fluxograma para projeto de malhas de aterramento de subestação segundo Giordano e colaboradores.

com a ANSI/IEEE-Std-80/1986, posteriormente estes pontos são cotados e registrados num desenho em planta do local.

Através da estratificação obtêm-se informações acerca do solo na área com a divisão do solo em camadas. Numa primeira aproximação, às vezes considera-se o solo uniforme e homogêneo até uma certa profundidade.

Para simplificação desta pesquisa as malhas de aterramento são enterradas em solo uniforme, desta forma a resistividade é considerada constante quer seja lateralmente como na profundidade.

A resistividade do solo considerada ao longo da pesquisa é de $150 \Omega.m$.

A maioria das malhas encontradas nas subestações são construídas por condutores de cobre enterrados numa certa profundidade. Os cabos de cobre nu são entrelaçados formando pequenas redes, e cada um destes entrelaçamentos são denominados de sub-malhas.

A técnica atual para o projeto de malhas de aterramento para subestações segue os passos descritos no fluxograma da figura 3.1.

A gama de malhas de aterramento para a presente pesquisa, quer seja para o formato quadrado ou para o formato retangular contém uma quantidade par de sub-malhas. A escolha desta quantidade par de sub-malhas é devido à existência de um cruzamento físico dos cabos de cobre nu, enterrados, no centro geométrico da malha de aterramento conforme mostrado na figura 3.2.

Figura 3.2 - Malha de aterramento típica.

Esta particularidade auxilia, e facilita a sua utilização no decorrer das simulações. Nas pesquisas (GUPTA; THAPAR, 1980) e (XIONG; DAWALIBI, 1994), (MELIOPOULOS; MOHARAM, 1983), as injeções de correntes impulsivas são feitas ora na parte central da malha, ora nos cantos das malhas.

As subestações em geral possuem dimensões bastante variadas. Algumas subestações da região sudeste do Brasil têm grandes dimensões.

Apesar deste trabalho estar intimamente relacionado com o fenômeno de condução de corrente impulsiva através dos condutores da malha, a escolha das dimensões das malhas quadradas e retangulares, desta pesquisa, engloba desde as malhas de pequenas instalações elétricas até as grandes malhas de aterramento encontradas nas subestações de energia elétrica.

Conforme citado na ANSI/IEEE-Std-80/1986 as dimensões mais usuais para o espaçamento entre os condutores paralelos horizontais ou verticais das submalhas são 3, 5 ou 7 metros.

3.3 EXPRESSÕES PARA CÁLCULO DA RESISTÊNCIA EM FREQUÊNCIA INDUSTRIAL DE GRANDES MALHAS DE ATERRAMENTO DE SUBESTAÇÕES

Quando ocorre um curto-circuito numa subestação, o fluxo de corrente para a terra provoca gradientes de potenciais perigosos dentro e ao redor da subestação.

Conforme pesquisas realizadas o corpo humano é mais vulnerável aos efeitos das correntes em frequência de 50 ou 60 Hz do que em frequências entre 3 kHz a 10 kHz (ANSI/IEEE-STD-80/1986).

O corpo humano é mais vulnerável às correntes em frequências de 50 ou 60 Hz, e exatamente esta frequência existe nos sistemas elétricos domésticos e industriais. Talvez devido a isto, os pesquisadores, durante anos passados e atualmente

voltaram a dedicar as suas atenções em estudos para melhor entendimento dos meios de prevenção de choques elétricos provocados por tais sistemas. Pelo exposto acima, sempre que houver confrontação com um projeto desta natureza, devem ser tomados cuidados especiais.

Outro fator limitante no desenvolvimento de qualquer projeto quando há necessidade de ser efetuado o investimento de bens materiais é o custo. Esta preocupação também esteve presente em algumas pesquisas conforme descrito a seguir.

"Com o contínuo aumento no custo do cobre e de outros condutores, freqüentemente utilizados em sistemas de aterramento, torna-se necessário modelar o sistema de aterramento com mais exatidão, para projetar o sistema mais econômico que irá assegurar a segurança do pessoal e equipamento" (GARRET, 1980).

A necessidade de obtenção de valores cada vez mais baixos e precisos da resistência de aterramento, culminaram na realização de inúmeras pesquisas. Na prática, as subestações grandes devem possuir o valor da resistência de aterramento em torno de 1Ω ou menos e para as subestações de distribuição é usualmente aceitável desde 1Ω a 5Ω (ANSI/IEEE-STD- 80/1986).

Para fins de comparação dos métodos de cálculo até hoje apresentados, neste capítulo são determinadas as resistências de aterramento para as configurações de malhas mostradas no anexo I.

As malhas, em estudo, são construídas em solos considerados uniformes, numa profundidade de 0,5 m, cabos de cobre nu e bitola igual a 4/0.

Embora as fórmulas para o cálculo da resistência de aterramento propostas pelos diversos autores possuem fatores limitantes, como por exemplo a profundidade da malha, número de camadas do solo, inclusão ou não de hastes de aterramento verticais nas malhas, foi efetuada uma comparação dos valores da resistência de aterramento para as malhas utilizadas neste estudo.

3.3.1 MÉTODO DE OLLENDORFF

Na pesquisa realizada por Ollendorff (OLLENDORFF, 1928), a resistência de aterramento de uma malha é dada pela expressão (3.1):

$$R_{60Hz} = \frac{\rho}{2 \cdot D_q} + \frac{\rho}{L_c} \quad (3.1)$$

3.3.2 MÉTODO DE DWIGHT

Dwight preocupado em determinar os parâmetros de uma malha de aterramento ou de eletrodos simples para obtenção de valores de resistências de aterramento com valores baixos, publicou o resultado de estudos realizados sobre o cálculo de resistência de aterramento. (DWIGHT, 1936)

Utilizando-se do princípio de que o comportamento de um condutor aterrado é semelhante ao de um material isolado contendo com um certo formato, carregado, tal que o fluxo de cargas elétricas é igual ao fluxo dielétrico de um material isolante carregado. Dwight desenvolveu as fórmulas para cálculo da resistência de aterramento para várias configurações de malhas visando abranger desde um simples eletrodo vertical, um fio horizontal, dois fios paralelos até uma malha com formato retangular.

Devido a utilização do método do potencial médio, foi feito o desenvolvimento da fórmula para uma placa fina retangular, a expressão para a determinação não foi pequena, e também acarretou em erros provocados pela aplicação do método.

A expressão desenvolvida para cálculo da resistência de aterramento é dada por (3.2)

$$R_{60\text{Hz}} = \frac{\rho}{4} \sqrt{\frac{\pi}{A}} \quad (3.2)$$

3.3.3 MÉTODO DE LAURENT

Com o desenvolvimento de uma expressão semelhante à de Ollendorf (OLLENDORF, 1928), a resistência de aterramento de uma malha segundo Laurent (LAURENT, 1951), num meio homogêneo de resistividade ρ , é dada pela expressão (3.3).

$$R_{60\text{Hz}} = \left(\frac{\rho}{4 \cdot r_q} + \frac{\rho}{L_c} \right) \quad (3.3)$$

A partir da expressão (3.3) Laurent acreditou que a resistência de aterramento das malhas construídas com cabos enterrados é maior do que para as malhas construídas com placas metálicas sólidas, cuja resistência de aterramento é dada pela expressão (3.4).

$$R_{60\text{Hz}} = \frac{\rho}{4} \sqrt{\frac{\pi}{A}} \quad (3.4)$$

A resistência de aterramento de uma malha é caracterizada pelo raio r_q de um círculo tendo a mesma área coberta pela malha conforme mostrado na expressão (3.5).

$$R_{60\text{Hz}} = \frac{\rho}{2 \cdot \pi \cdot r_q} \cdot A_L \quad (3.5)$$

multiplicando o coeficiente A_L resulta na fórmula modificada de Laurent (3.6)

$$R_{60\text{Hz}} = 1,6 \frac{\rho}{P} + \frac{\rho}{L_c} 0,6 \quad (3.6)$$

A expressão (3.6) é para ser aplicada quando a relação entre o comprimento e a largura da malha diverge da unidade e a profundidade da malha é pequena em comparação com o lado menor da malha.

3.3.4 MÉTODO DE LAURENT E NIEMAN

A expressão desenvolvida pelos pesquisadores foi recomendada durante muitos anos pela ANSI/IEEE-Std-80.

$$R_{60\text{Hz}} = \frac{\rho}{4} \sqrt{\frac{\pi}{A}} + \frac{\rho}{L_c} \quad (3.7)$$

3.3.5 MÉTODO DE Mc CROCKLIN E WENDLANDT

Mc Crocklin e Wendlandt, conduziram sua pesquisa em busca de uma expressão para a resistência de malhas de aterramento. Na pesquisa os autores revelam que “a solução matemática para obtenção da resistência de aterramento é muito complexa e mesmo com uma aproximação não é facilmente obtida”. Para validação da aproximação da malha de aterramento com uma placa realizou-se vários experimentos com a utilização de vários corpos de prova. (Mc CROCKLIN; WENDLANDT, 1952)

Partindo da expressão da resistência de um corpo isolado da terra,

$$R_{60Hz} = \frac{\rho}{4\pi C_s} \quad (3.8)$$

Figura 3.3 - Representação de uma placa metálica fina com formato retangular.

Conforme Dwight a capacitância para uma placa igual à mostrada no desenho acima é dada pela expressão (3.9).

$$\frac{1}{C_s} = 2 \cdot \left(\frac{1}{c_p} \ln \frac{c_p + \sqrt{c_p^2 + l_p^2}}{l_p} + \frac{1}{l_p} \ln \frac{l_p + \sqrt{c_p^2 + l_p^2}}{c_p} + \frac{c_p}{3l_p^2} + \frac{l_p}{3c_p^2} - \frac{(c_p^2 + l_p^2)\sqrt{c_p^2 + l_p^2}}{3c_p^2 l_p^2} \right) \quad (3.9)$$

onde:

c_p = comprimento da placa (cm);

l_p = largura da placa (cm);

Levando em consideração o inverso da capacitância de uma placa fina isolada e retangular como aquela apresentada por Dwight (DWIGHT, 1936). Na

expressão, foram inseridas constantes relativas a largura (ℓ_p) e ao comprimento da placa (C_p) na forma de razão. Desenvolveram uma fórmula empírica para cálculo da malha de aterramento num meio homogêneo.

A preocupação maior de Mc Crocklin e Wendlandt, foi o cálculo da resistência de uma malha construída sem a utilização de hastes, e concluíram que a expressão para o cálculo da resistência é dada pela expressão (3.10):

$$R_{60\text{Hz}} = \frac{\rho \cdot k_1 \cdot k_2}{10.16 \cdot \pi \cdot W} \quad (3.10)$$

3.3.6 MÉTODO DE GROSS E WISE

Gross e Wise relataram a pesquisa sobre grandes malhas de aterramento com formatos retangulares. (GROSS; WISE, 1953) Segundo os pesquisadores na época “quanto maior o número de malhas, menor é a resistência de aterramento”. E salientaram que uma placa metálica enterrada no solo, não é uma solução, e nem viável economicamente.

A pesquisa foi conduzida utilizando o método das sub-áreas de Maxwell. O método consiste na divisão do sistema de eletrodo condutor da carga elétrica em várias sub-áreas, de forma que cada uma destas sub-áreas dissipa uma densidade de corrente, e tal que cada sub-área tem uma densidade de carga constante, e a diferença de potencial entre uma sub-área e outra sub-área é essencialmente constante. A resistência de aterramento é dada pela expressão (3.11) dada abaixo:

$$R_{60\text{Hz}} = \frac{\rho}{2\pi C_i} \quad (3.11)$$

onde C_s é a capacitância combinada do sistema de eletrodo de aterramento e sua correspondente imagem com respeito à superfície da terra.

Dentre as conclusões o método das sub-áreas foi considerado uma poderosa ferramenta no cálculo da capacitância apesar de envolver, naquela época, complicações computacionais.

3.3.7 MÉTODO DE GROSS, CHITNIS, E STRATTON

“O máximo valor permissível da resistência entre partes não isoladas de um equipamento elétrico de um sistema de energia elétrica e a terra depende da corrente de falta fase-terra na instalação considerada”

Como toda a pesquisa da época, sobre a resistência de aterramento, ela também apoiou-se no princípio da capacitância de um corpo enterrado no solo.

Os pesquisadores mostram o método de potencial de Howe e das sub-áreas de Maxwell para cálculo da capacitância de uma malha de aterramento.

Para obter uma equação da resistência é necessária a realização de uma analogia, tal que considerando o fluxo de corrente escoado desde um eletrodo para a terra, tem o mesmo caminho que a emissão do fluxo elétrico a partir de configurações similares de condutores tendo cargas isoladas.

$$R_{60Hz} = \frac{\rho}{4 \cdot \pi \cdot C} \quad (3.12)$$

3.3.8 MÉTODO DE SCHWARZ

Schwarz ciente da existência de algumas metodologias de cálculo da resistência de aterramento para malhas de subestações, resolveu colaborar com um estudo, admitindo sempre as condições do solo uniforme. (SCHWARZ, 1954)

A expressão para o cálculo da resistência de aterramento segundo Schwarz é dada em (3.13):

$$R_{60Hz} = \frac{\rho}{\pi \cdot L_c} \cdot \left(\ln \frac{2 \cdot L_c}{a'} + k_1 \cdot \left(\frac{L_c}{\sqrt{A}} \right) - k_2 \right) \quad (3.13)$$

Os coeficientes K_1 e K_2 na expressão (3.13) compensa as diferenças relativas às formas das superfícies da malha.

Durante a pesquisa, Schwarz pressentiu que a expressão para o cálculo da resistência de malhas com configuração quadrada ou retangular não poderia ser única.

$$R_2 = \frac{\rho_s}{2 \cdot n_h \cdot \pi \cdot \lambda_h} \left[\ln \left(\frac{8 \cdot \lambda_h}{d_2} \right) - 1 + 2 \cdot k_1 \cdot \left(\frac{\lambda_h}{\sqrt{A}} \right) \cdot (\sqrt{n_h} - 1)^2 \right] \quad (3.14)$$

$$R_{12} = \frac{\rho_s}{\pi \cdot L_c} \left[\ln \frac{2 \cdot L_c}{\lambda_h} + k_1 \cdot \left(\frac{L_c}{\sqrt{A}} \right) - k_2 + 1 \right] \quad (3.15)$$

Para malhas com configuração quadrada a expressão fica igual a:

$$R_{60Hz} = \frac{\rho}{L_c} \cdot \left[\ln(6 \cdot L_c) - 5,6 + \frac{1,4 \cdot L_c}{\sqrt{A}} \right] \quad (3.16)$$

onde:

$a' = \sqrt{a \cdot 2h}$ para condutores enterrados numa profundidade, e h a profundidade da malha dado em cm.

$\frac{L_c}{\sqrt{A}}$ = densidade de condutores por área

Para malhas com configuração retangular a fórmula de Schwarz resulta na expressão (3.17)

$$R_{60Hz} = \frac{\rho}{0,94 \cdot \pi \cdot L_c} \cdot \left[\ln \left(\frac{8L_c}{L_p} \right) - 1 \right] \quad (3.17)$$

Para uma malha contendo uma associação de hastes e cabos Schwarz desenvolveu as expressões (3.18) e (3.19).

$$R_{60Hz} = \frac{R_1 R_2 - R_{12}^2}{R_1 + R_2 - 2R_1 R_2} \quad (3.18)$$

onde:

R_1 = Resistência dos condutores da malha de aterramento;

R_2 = Resistência da combinação de hastes de aterramento;

R_{12} = Resistência mútua;

Os valores de R_1 e R_2 são obtidas através da expressões (3.19) e (3.20):

$$R_1 = \frac{\rho_1}{\pi \cdot L_c} \cdot \left[\ln \left(\frac{2L_c}{h} \right) + \frac{k_1 L_c}{\sqrt{A}} - k_2 \right] \quad (3.19)$$

$$R_2 = \frac{\rho_2}{2 \cdot n_h \cdot \pi \cdot h} \cdot \left[\ln \left(\frac{8\lambda_h}{d_2} \right) - 1 + 2 \cdot k_1 \left(\frac{\lambda_h}{\sqrt{A}} \right) \cdot (\sqrt{n_h} - 1)^2 \right] \quad (3.20)$$

$$R_{12} = \frac{\rho_1}{\pi \cdot L_c} \cdot \left[\ln \left(\frac{2L_c}{\lambda_h} \right) + K_1 \cdot \left(\frac{L_c}{\sqrt{A}} \right) - K_2 + 1 \right] \quad (3.21)$$

As constantes K_1 e K_2 após interpolação gráfica podem ser dadas pelas expressões (3.22) e (3.23):

$$K_1 = \sqrt{\frac{ab}{2}} \cdot (1,84) \cdot \left[\left(\frac{1}{a} \right) \cdot \ln \left(\frac{a + \sqrt{a^2 + b^2}}{b} \right) + \ln \left(\frac{b + \sqrt{a^2 + b^2}}{a} \right) + \frac{a}{3b^2} + \frac{b}{3a^2} - \frac{(a^2 + b^2)}{3a^2 b^2} \cdot \sqrt{a^2 + b^2} \right] \quad (3.22)$$

$$K_2 = \ln \frac{4 \cdot (a+b)}{b} + 2 \cdot k_1 \frac{(a+b)}{\sqrt{ab}} - \ln \frac{\left(a + \sqrt{a^2 + \left(\frac{b}{2} \right)^2} \right)}{\frac{b}{2}} - \frac{1}{2} \ln \frac{\frac{b}{2} + \sqrt{a^2 + \left(\frac{b}{2} \right)^2}}{\left(-\frac{b}{2} \right) + \sqrt{a^2 + \left(\frac{b}{2} \right)^2}} \quad (3.23)$$

3.3.9 MÉTODO DE GROSS E WISE

Neste trabalho Gross e Wise tiveram como maior preocupação o cálculo da resistência de grandes malhas de aterramento para subestações de alta-tensão. O formato das malhas são assumidos retangulares, e a resistência de aterramento é determinada, também através do cálculo da capacitância. O método de cálculo aproximado da capacitância utilizado foi o método das sub-áreas de Maxwell. (GROSS; WISE, 1955)

3.3.10 MÉTODO DE KOCH

Koch em sua pesquisa (KOCH, 1961) sugeriu uma expressão contendo somente a resistividade do solo e a área ocupada pela malha de aterramento. A expressão é mostrada em (3.24).

$$R_{60\text{Hz}} = 0,55 \frac{\rho}{\sqrt{A}} \quad (3.24)$$

O cálculo através da expressão (3.24) conduz a um valor de aproximadamente 80% do valor calculado pela expressão (3.2) de Dwight.

3.3.11 MÉTODO DE THAPAR E GROSS

Em 1963 motivado pelas dificuldades matemáticas encontradas pelos pesquisadores no cálculo das resistências das malhas de aterramento, quando os solos são considerados não uniformes. (THAPAR; GROSS, 1963) De forma analítica Thapar e Gross estudaram e desenvolveram um método para cálculo da resistência de aterramento, para ser aplicado em projetos de malhas de aterramento de subestações com configuração do tipo retangular.

Na expressão para cálculo da resistência de aterramento é considerado o potencial médio da malha em cinco pontos diferentes, uma distribuição uniforme no eletrodo de terra e o potencial médio sobre a superfície do condutor.

Na pesquisa de Thapar e Gross o fluxo de corrente nos condutores para a terra é considerado uniformemente distribuído em toda a extensão do eletrodo de aterramento, e obtido o valor médio do potencial sobre a superfície do condutor para cálculo da resistência de aterramento.

3.3.12 MÉTODO DE DAWALIBI E MUKHEDKAR

No período entre 1975 e 1976 Dawalibi e Mukhedkar apresentaram os resultados de suas pesquisas objetivando a busca de um método para cálculo de malhas de aterramento enterradas em solos em camadas. (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1975a), (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1975b), (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1975c),

O método foi desenvolvido para execução dos cálculos com o apoio do computador. As técnicas empregadas no estudo foram a somatória e da integração.

A expressão analítica resultante da pesquisa é mostrada na expressão (3.25).

$$R = \frac{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N V_i}{I} \quad (3.25)$$

Em geral, as malhas de aterramento das subestações possuem grandes dimensões e formas geométricas variadas. Então para o cálculo dos potenciais utilizando a expressão (3.25), os eletrodos devem ser considerados como fontes pontuais, havendo daí a necessidade da utilização do método da somatória.

No método da somatória o eletrodo de aterramento é subdividido em pequenos elementos lineares conforme mostrado na figura 3.4 .

Figura 3.4 - Subdivisão de uma malha de aterramento em pequenos segmentos.

Todos os elementos lineares tem o mesmo comprimento, e quando submetido a injeção de uma corrente elétrica I , fluem para o solo uma corrente I_j tal que

$$= I_1 + I_2 + I_3 + I_4 + \dots + I_m.$$

Se o comprimento total dos condutores do eletrodo é dado por L_c , pode-se adotar como a densidade de corrente linear média $i = \frac{I}{L_c}$ (A/m).

Desde que, uma parte do eletrodo de aterramento pode injetar uma corrente I_j no solo, e se o comprimento diferencial do eletrodo é du , então o valor da corrente é dado por $I_j = i_j du$.

A figura 3.5 ilustra o sistema de coordenadas proposto por Dawalibi e Mukhedkar para localização espacial do eletrodo de aterramento.

Figura 3.5 - Sistema de coordenadas cartesianas para localização espacial dos segmentos de uma malha de aterramento.

Como $I_j = i_j \cdot du$, através de uma manipulação matemática

$$I_j = \frac{i_j \cdot i}{i} du = \delta_j \cdot i \cdot du$$

das equações resulta a somatória mostrada na expressão (3.26).

$$\sum_i^m d_i = \frac{L_c}{du} \quad (3.26)$$

Tendo m elementos com comprimento du em toda a malha de aterramento, então o comprimento total dos condutores L_c é dado por $L_c = m \cdot du$. Substituindo a expressão de L_c na equação (3.26) resulta na expressão (3.27)

$$\sum_1^m d_j = m \quad (3.27)$$

A expressão para o coeficiente δ_j proposta por Dawalibi e Mukhedkar é dada em (3.28).

$$\delta_j = k_3 \frac{d_{ej}}{d_{fj}} \quad (3.28)$$

K_3 é uma constante para satisfazer a equação (3.27), e para uma distribuição de corrente uniforme resulta que $\delta_j = 1$ e $j = 1, 2, 3, \dots, m$.

O fator numérico δ_j incluído no cálculo da resistência da malha de aterramento fica melhor entendido através da figura 3.6 a seguir.

Este fator depende somente da forma geométrica do eletrodo, e pode ser calculado pela utilização do método matricial. Em resumo, o fator numérico depende da distância que o eletrodo de retorno encontra-se do ponto de falta até a malha de aterramento.

Figura 3.6 - Diagrama esquemático para medição dos afastamentos entre os segmentos de uma malha de aterramento.

O método da somatória apresenta maior exatidão quando aumenta-se o número de subdivisões m feitas no eletrodo de aterramento, sendo o limite da somatória dado pela integral do potencial elementar. Nesta condição é denominado método da integração.

$$dV_j = \frac{\rho l_i j \cdot du}{4 \cdot \pi} \left[\frac{1}{r_{oj}} + \frac{1}{r_i} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left(\frac{1}{r_{nj-}} + \frac{1}{r_{nj}} + \frac{1}{r_{nj+}} + \frac{1}{r_{nj+}} \right) \right] \quad (3.29)$$

Nos cálculos assume-se que:

- O eletrodo é feito de condutores lineares inter-conectados;
- a densidade de corrente é uniforme em cada condutor linear.

3.3.13 MÉTODO DE SVERAK

Sverak escreveu a expressão (3.30) para o cálculo da resistência de uma malha com formato quadrado. Esta equação é útil para o cálculo da resistência de aterramento de malhas enterradas em profundidades maiores do que 0,25 m e menores do que 2,5 m.

$$R_{60Hz} = \rho \left[\frac{1}{L_c} + \frac{1}{\sqrt{20 \cdot A}} \left(1 + \frac{1}{1 + h \cdot \sqrt{\frac{20}{A}}} \right) \right] \quad (3.30)$$

o erro através desta expressão para malhas quadradas é pequeno, para outros formatos é de 40%.

3.3.14 MÉTODO DE NAHMAN E SKULETICH

Utilizando-se das expressões de Dwight (DWIGHT, 1936) e Schwarz (SCHWARZ, 1955), Nahman e Skuletich apresentaram uma outra expressão para o cálculo da resistência de aterramento de malhas quadradas ou retangulares. (NAHMAN; SKULETICH, 1979)

A expressão obtida empiricamente é dada em (3.31)

$$R_{60Hz} = \rho \cdot \left(\frac{0,53}{\sqrt{A}} + \frac{1,75}{L_c \sqrt{(NCH)}} \right) \left(1 - 0,8 \cdot \frac{100 \cdot h \cdot d}{(NCH) \sqrt{A}} \right)^{1/4} \quad (3.31)$$

3.3.15 MÉTODO DE ZUKERMAN

Zukerman preocupou-se em desenvolver um método de cálculo de parâmetros de malhas de aterramento tal que os cálculos fossem facilitados, e pudessem ser efetuados apenas com a utilização de calculadoras eletrônicas de bolso.

O método desenvolvido, é bastante simples, rápido e aplicável em projetos e análises de malhas de aterramento com sub-malhas tendo formatos retangulares e igualmente espaçadas. (ZUKERMAN, 1979)

A expressão desenvolvida com base na configuração da malha mostrada na figura (3.7) é mostrada na expressão (3.32).

Figura 3.7 - Identificação dos parâmetros utilizados no modelo de Zukerman.

$$R_{\text{tot}} = \frac{\rho}{S_r (1 + \alpha)} \quad (3.32)$$

Segundo Zukerman a resistência de aterramento quando calculada pela expressão (3.32), em casos práticos diverge menos do que 10% e usualmente menos do que 5 %.

3.3.16 MÉTODO DE KOUTEYNIKOFF

Kouteynikoff publicou sua pesquisa relacionada com o cálculo da resistência de malha de aterramento para malhas enterradas em solo considerados homogêneos.

O método desenvolvido envolveu duas fragmentações da malha em segmentos lineares. (KOUTEYNIKOFF, 1980)

A originalidade deste método numérico deve-se ao cálculo dos coeficientes de acoplamento resistivo entre os diversos segmentos de eletrodos.

De forma ilustrativa é mostrado na figura 3.8, em resumo, a base teórica do método. Como no método de Dawalibi e Mukhedkar (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1975) o eletrodo de aterramento deve ser fragmentado em n segmentos.

Figura 3.8 - Ilustração do método de Kouteynikoff.

Seja uma corrente I injetada no eletrodo enterrado, num meio resistivo semi-infinito, uma densidade de corrente $j(Q)$ irá fluir para o solo desde o ponto Q situado sobre a superfície S_Q entre os pontos 1 e 2. Seja $V(M)$ o potencial no ponto M

que está localizado quer seja no solo ou sobre o eletrodo de aterramento. Utilizando-se a função de Green pode-se escrever a expressão (3.33).

$$V(M) = \iint_S f(M,Q)j(Q) dS \quad (3.33)$$

onde $f(M,Q)$ é a função de Green relacionada às características geométricas do eletrodo.

A intensidade de corrente I_Q escoada no ponto Q é dada pela expressão (3.34):

$$I_Q = \iint_S j(Q) dS \quad (3.34)$$

Desde que o eletrodo é fragmentado em n segmentos, então a tensão induzida $V(M)$ no ponto M é dada pela expressão (3.35).

$$V_M = \sum_{i=1}^n F(M,O_i)C_i \quad (3.35)$$

onde

O_i = Centro geométrico do segmento i ;

C_i = Corrente que flui desde o ponto i para o solo;

$F(M,O_i)$ = Valor médio de $f(M,Q)$ relacionada à superfície do segmento i

Sendo R_{ki} a resistência mútua entre dois segmentos situados em condutores distintos de uma malha de aterramento. E a resistência de aterramento dada por $R = \frac{V_o}{I}$, a mesma pode ser determinada pela solução do sistema linear dado pelas expressões (3.36) e (3.37)

$$\sum_{i=1}^n R_{ki} C_i - V_o = 0 \quad (3.36)$$

$$\sum_{i=1}^n C_i = I \quad (3.37)$$

No método proposto por Kouteynikoff é necessária a utilização de computador para a realização da segmentação automática.

3.3.17 MÉTODO DE GARRET E HOLLEY

A partir da argumentação de que os métodos de cálculo das resistências de aterramento das malhas apresentados por Dawalibi e Mukhedkar (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1975) e Heppe e Joy (HEPPE; JOY,), são pesquisados levando-se em consideração em primeira instância a participação das correntes que são incididas na mesma, decidiu-se então encaminhar a pesquisa somente voltada às resistências próprias e mútuas.

Os trabalhos referidos ao cálculo da resistência de aterramento somente é possível após a determinação das correntes em cada componente da malha. Garret e Holley optaram efetuar o desenvolvimento da técnica de cálculo da resistência a partir da resistência própria e da resistência mútua antes de resolver as correntes. (GARRET; HOLLEY, 1980)

Dentre as conclusões que pode-se considerar de cunho importante à pesquisa salienta-se a afirmação de que as matrizes resistência de grandes sistemas de aterramento possuem grandes dimensões, porém devido a simetria existente na matriz, a partir de procedimentos sistemáticos é possível reduzir o tempo de computação e o espaço ocupado pela memória.

3.3.18 MÉTODO DE JOY E WILSON

Joy e Wilson publicaram o resultado das pesquisas sobre o cálculo das resistências de malha de aterramento para um solo uniforme, configuração da malha quadrada e espaçamento dos condutores distribuídos de forma regular (JOY; WILSON, 1983).

Os testes realizados sobre modelos reduzidos com Koch, revelaram fatos que até hoje são assuntos de muitas pesquisas. A corrente que é conduzida pela malha de aterramento, escoar para o solo, e não está uniformemente distribuída na malha, a sua maior distribuição ocorre nas periferias da malha especialmente nos cantos exteriores da malha.

Na pesquisa concluiu-se através das determinações empíricas, que para as malhas de aterramento que possuem a mesma área total, e contendo o mesmo comprimento total de condutores enterrados numa mesma profundidade, apesar de ser aproximado possuem o mesmo valor de resistência de aterramento. A técnica foi desenvolvida baseada nesta observação.

A resistência de uma dada malha é obtida com auxílio dos gráficos. Sendo que os gráficos foram construídos para tamanhos de malhas diferentes desde 10 m x 10 m até 150 m x 150 m, número de sub-malhas sobre um lado, profundidades das malhas variando entre 0,25; 0,50 e 1,0 m, diâmetro de condutores de 0,25 cm; 0,5 cm e 1 cm e diversos valores de resistividade do solo.

A resistência da malha é obtida indiretamente utilizando a expressão (3.38).

$$R = \frac{\rho \cdot \text{valor obtido do gráfico}}{1000} \quad (3.38)$$

3.3.19 MÉTODO DE EWI E SMOLLECK

Novamente para um solo de duas camadas, Ewi e Smolleck desenvolveram uma pesquisa visando uma explicação física e gráfica do comportamento dos eletrodos de aterramento. (EWI; SMOLLECK, 1984)

O conteúdo existente na pesquisa de Ewi e Smolleck traduz as diferenças para estudo de comportamento de malhas considerando o solo como uma única camada, e quando são consideradas duas camadas.

Conforme citado pelos pesquisadores "a existência de um solo de duas camadas complica de forma acentuada a solução", isto devido a necessidade da utilização do método das imagens, onde ocorrem um número infinito de imagens e de reflexões.

Apesar da complexidade para o modelamento do problema, manipulação matemática para o cálculo das resistências próprias e mútuas dos eletrodos de aterramento, e a determinação dos potenciais envolvidos pode-se então a partir daí obter a resistência de aterramento.

Para cálculo da resistência de aterramento de uma malha Ewi e Smolleck cita que devem ser seguidos os seguintes passos:

- Conhecer a resistividade do local;
- definir a segmentação na malha de aterramento;
- calcular as resistências próprias de cada segmento;
- calcular a resistência mútua entre cada segmento e entre todos os segmentos mais a imagem para cada caso;
- montar a matriz resistência e calcular a corrente ($I_{\text{segmento } i}$) para cada segmento para um determinado nível de tensão V ;
- calcular a resistência da malha a partir da expressão (3.39)

A resistência de aterramento da malha foi descrita como sendo:

$$R = \frac{V}{\sum_{i=1}^m I_{\text{segmento } i}} \quad (3.39)$$

Como nas pesquisas de Dawalibi e Mukhedkar (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1975a), (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1975b), (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1975c), e de Kouteynikoff (KOUTEYNIKOFF, 1980), o cálculo da resistência da malha de aterramento desenvolvido por Ewy e Smolleck precisa ser efetuado com auxílio de computadores.

3.3.20 MÉTODO DE NAHMAN E SALAMON

Nahman e Salamon dirigiram suas pesquisas para a determinação de fórmulas para cálculo de resistência de aterramento de malhas (NAHMAN; SALAMON, 1984), para solos não uniformes e estratificados em duas camadas, realizaram uma extensão da fórmula proposta no estudo (NAHMAN; SKULETICH, 1979) ficando igual a expressão (3.31):

$$R_{60\text{Hz}} = \left[0,53 \cdot \frac{\rho_2}{\sqrt{A}} \cdot \left(\frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^8 + \frac{\rho_1}{L_c \sqrt[3]{m}} \right] \left[1 - 0,8 \left(\frac{100 \cdot h \cdot d}{\sqrt{A}} \right)^{0,25} \right] \quad (3.40)$$

onde $m = (\text{NSM})^{\frac{1}{2}} + 1$, sendo NSM o número de sub-malhas da malha.

A extensão da fórmula de Schwarz é dada em (3.41)

$$\lim_{\frac{L_c}{\sqrt{A}} \rightarrow \infty} R = K_p \cdot K_1 \cdot \frac{\rho_1}{\sqrt{A}} \cdot \frac{1}{\pi} \quad (3.41)$$

Uma melhoria na fórmula de Laurent é mostrada na expressão (3.42)

$$R = \frac{\rho_2}{2 \cdot D_q} \left(\frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^g + \frac{\rho_1}{L_c} \quad (3.42)$$

com

$$g = \frac{2 \cdot H}{\sqrt{A}} \quad (3.43)$$

3.3.21 MÉTODO DA IEEE-STD 80

Atualmente os cálculos de malhas de aterramento de subestações são realizados utilizando como referência bibliográfica básica a IEEE-STD 80 cuja fórmula para a determinação da resistência de aterramento é a de Sverak mostrada na expressão (3.30).

3.3.22 MÉTODO DE THAPAR E COLABORADORES

Thapar e colaboradores dedicaram a pesquisa para o cálculo da resistência de aterramento para malhas de aterramento com diversos formatos tais como: quadrado, retangular, triangular, formato em L, formato em T ou outras formas. (Thapar; colaboradores, 1991)

A fórmula desenvolvida por Thapar e colaboradores é dada pela expressão (3.44)

$$R = \rho \left[\frac{1}{L_c} + \frac{1}{\sqrt{20 \cdot A}} \left(1 + \frac{1}{1 + h \cdot \sqrt{\frac{20}{A}}} \right) \right] \cdot 1,52 \cdot \left[2 \cdot \ln \left(L_p \cdot \sqrt{\frac{2}{A}} \right) - 1 \right] \frac{\sqrt{A}}{L_p} \quad (3.44)$$

A primeira parcela da expressão conhecida como a fórmula de Sverak, a segunda parcela foi acrescentada neste estudo e trata-se de um resultado empírico obtido através de experimentos.

Os pesquisadores efetuaram a comparação entre as fórmulas de Sverak, Schwarz, e concluíram, que a equação fornece um erro não superior do que 10% em alguns casos, e menor do que 5% para a maioria dos casos.

3.3.23 MÉTODO DE CHOW E SALAMA

Chow e Salama propuseram uma fórmula para o cálculo da resistência de aterramento. A fórmula é baseada no método numérico dos momentos e da imagem de corrente. O método dos momentos foi utilizado para calcular com bastante precisão a capacitância da malha. (CHOW; SALAMA, 1994)

O método numérico dos momentos foi aplicado supondo que a malha de aterramento é representada por uma placa metálica, fina, enterrada num solo homogêneo.

A placa é subdividida em pequenas áreas, e são determinadas as tensões provocadas pelas cargas individuais.

Através da equação é determinada a resistência da malha de aterramento em função da resistividade do solo, número de sub-malhas, dimensões das sub-malhas, diâmetro do condutor, profundidade da malha no solo e da área ocupada pela malha.

$$R_{60Hz} = \rho \left[\frac{1}{4} \sqrt{\frac{\pi}{A}} + \frac{1}{(NSM) \cdot S_c} \left(\frac{1}{\pi \sqrt{2}} \ln \frac{0,165 \cdot S_c}{d_1} \right) \right] \left(1 - \frac{2 \cdot h}{\sqrt{A}} 1,128 \right) \quad (3.45)$$

3.3.24 MÉTODO DE CÁLCULO DE ATERRAMENTO DE TORRES DE TRANSMISSÃO

O programa GTOWER calcula o desempenho de um aterramento de uma estrutura de uma linha de transmissão.

Conforme detalhado no estudo (DAWALIBI; BAISHIKI,1984), o cálculo da resistência de aterramento de uma estrutura de uma torre de transmissão atende os seguintes passos:

- (1) Divisão do sistema de aterramento em m pequenos segmentos;
- (2) selecionar um sistema de coordenada o qual o plano x e y é a superfície do solo e o eixo z é direcionado para baixo em direção ao centro da terra;
- (3) determinar as coordenadas das extremidades dos segmentos (x_1, y_1, z_1) e (x_2, y_2, z_2) com respeito ao sistema de coordenada xyz. Calcular o ângulo θ entre o eixo x e a projeção de um segmento horizontal, (se existir) sobre o plano xy;
- (4) calcular a resistência mútua $R = R(j,k)$ entre o segmento j e o ponto central M de um outro segmento k;
- (5) calcular a elevação de potencial V e a resistência do sistema de aterramento;
- (6) selecionar as coordenadas (x, y, z) dos pontos no solo onde são necessários os cálculos de potenciais;
- (7) calcular os potenciais U no ponto (x,y,z) de um segmento j;
- (8) somar todos os potenciais U_j para obter o potencial total no ponto (x,y,z)

Atualmente, nas normas relativas aos métodos de cálculo de parâmetros de grandes malhas de aterramento (ANSI/IEEE-STD-80/1986) não constam nas expressões as constantes multiplicativas devido às diferenças existentes entre os valores da resistência de aterramento referida em frequência industrial ou C.C., e os valores da impedância sob impulso. Embora há constatações desta diferença ainda não são encontradas normalizações à respeito.

3.4 COMPARAÇÃO DOS MÉTODOS DE CÁLCULO DA RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO

A partir da escolha de alguns métodos descritos no item anterior e com suporte do software EXCEL foram calculadas as resistências de aterramento das malhas quadradas e retangulares que estão definidas no anexo.

As tabelas 3.1 e 3.2 a seguir mostram os valores das resistências de aterramento, valores médios, desvios médios, desvios padrão e variâncias para as malhas quadradas e retangulares respectivamente.

Os desvios médios nos valores das resistências de aterramento em relação ao valor médio calculado, variam desde 5,2 até 10,6 % para as malhas quadradas e de 7,6 até 11,8 % para as malhas retangulares.

A expressão de Koch apresentou os maiores valores de resistência de aterramento para malhas de aterramento quadradas e com número de sub-malhas superior a 16. Em contrapartida para o mesmo tipo de configuração de malhas quadradas, as expressões de Dwight e Laurent e Nieman apresentaram os menores valores da resistência de aterramento.

Para as malhas retangulares a expressão de Nahman e Skuletich registrou os maiores valores de resistência de aterramento e as expressões de Laurent e Dwight registraram os menores valores.

Para ambas as configurações de malhas de aterramento, quer seja para o formato quadrado como para o formato retangular a expressão de Sverak é a que mais se aproxima do valor médio quando obtido através do valor mínimo e o valor máximo.

Apesar da existência de uma melhor aproximação do valor médio da resistência de aterramento, conforme a recomendação da ANSI/IEEE-STD-80/1986, utilizou-se os valores obtidos pelo método de Sverak para a condutância do modelo proposto.

	Q22S33	Q22S55	Q22S77	Q44S33	Q44S55	Q44S77	Q66S33	Q66S55	Q66S77	Q88S33	Q88S55	Q88S77
NSM	4	4	4	16	16	16	36	36	36	64	64	64
LSM	3	5	7	3	5	7	3	5	7	3	5	7
NSMLADO	2	2	2	4	4	4	6	6	6	8	8	8
NCH	3	3	3	5	5	5	7	7	7	9	9	9
NCV	3	3	3	5	5	5	7	7	7	9	9	9
LH	6	10	14	12	20	28	18	30	42	24	40	56
LV	6	10	14	12	20	28	18	30	42	24	40	56
LC	36	60	84	120	200	280	252	420	588	432	720	1008
AREA	36	100	196	144	400	784	324	900	1764	576	1600	3136
LC	36	60	84	120	200	280	252	420	588	432	720	1008
Ollendorff	15,24	9,15	6,53	6,79	4,07	2,91	4,29	2,57	1,84	3,12	1,87	1,34
Koch	13,75	8,25	5,89	6,88	4,13	2,95	4,58	2,75	1,96	3,44	2,06	1,47
Nahman e Skuletich	11,87	7,59	5,61	5,85	3,66	2,67	3,89	2,41	1,75	2,92	1,80	1,31
Laurent	15,24	9,15	6,53	6,79	4,07	2,91	4,29	2,57	1,84	3,12	1,87	1,34
Dwight	11,08	6,65	4,75	5,54	3,32	2,37	3,69	2,22	1,58	2,77	1,66	1,19
Sverak	13,83	8,60	6,25	6,40	3,94	2,84	4,12	2,52	1,81	3,02	1,84	1,32
Chow e Salama	13,12	8,98	6,84	5,59	3,55	2,60	3,64	2,26	1,64	2,71	1,67	1,20
Gross e Wise	11,83	7,10	5,07	5,92	3,55	2,54	3,94	2,37	1,69	2,96	1,77	1,27
Laurent e Nieman	11,08	6,65	4,75	5,54	3,32	2,37	3,69	2,22	1,58	2,77	1,66	1,19
Thapar et. al	13,22	8,21	5,97	6,08	3,73	2,70	3,89	2,38	1,71	2,85	1,74	1,25
Desvio médio	1,25	0,83	0,62	0,46	0,25	0,17	0,25	0,14	0,10	0,16	0,09	0,07
Desvio padrão	1,54	0,98	0,76	0,54	0,30	0,22	0,31	0,18	0,12	0,22	0,12	0,09
Variância	2,38	0,97	0,57	0,29	0,09	0,05	0,10	0,03	0,02	0,05	0,02	0,01
	9,59	10,32	10,64	7,52	6,81	6,50	6,32	5,84	5,74	5,52	5,25	5,29

Tabela 3.1- Comparação entre os valores das resistências de aterramento de malhas quadradas obtidos pelos diversos métodos.

Tipo da malha	R24S33	R24S55	R24S77	R48S33	R48S55	R48S77	R612S33	R612S55	R612S77
NSM	8	8	8	32	32	32	72	72	72
LSM	3	5	7	3	5	7	3	5	7
NSMLADO-	4	4	4	8	8	8	12	12	12
NSMLADO-	2	2	2	4	4	4	6	6	6
NCH	3	3	3	5	5	5	7	7	7
NCV	5	5	5	9	9	9	13	13	13
LH	12	20	28	24	40	56	36	60	84
LV	6	10	14	12	20	28	18	30	42
LC	66	110	154	228	380	532	486	810	1134
AREA	72	200	392	288	800	1568	648	1800	3528
Ollendorff	10,11	6,06	4,33	4,57	2,74	1,96	2,92	1,75	1,25
Koch	9,72	5,83	4,17	4,86	2,92	2,08	3,24	1,94	1,39
Nahman e Skuletich	12,13	7,28	5,20	5,36	3,21	2,30	3,41	2,04	1,46
Laurent	7,83	4,70	3,36	3,92	2,35	1,68	2,61	1,57	1,12
Dwight	7,83	4,70	3,36	3,92	2,35	1,68	2,61	1,57	1,12
Sverak	9,35	5,78	4,19	4,38	2,68	1,93	2,84	1,73	1,24
Chow e Salama	7,89	5,12	3,80	3,80	2,36	1,71	2,54	1,56	1,12
Zukerman	8,33	5,00	3,57	4,17	2,50	1,79	2,78	1,67	1,19
Laurent Nicman	7,85	4,71	3,36	3,92	2,35	1,68	2,61	1,57	1,12
Gross e Wise	7,89	4,74	3,38	3,95	2,37	1,69	2,63	1,58	1,13
Thapar et. al	8,83	5,45	3,95	4,10	2,51	1,81	2,65	1,61	1,16
Média	8,89	5,40	3,88	4,27	2,58	1,85	2,80	1,69	1,21
Desvio médio	1,05	0,62	0,44	0,38	0,23	0,16	0,22	0,13	0,09
Desvio padrão	1,36	0,80	0,57	0,49	0,29	0,20	0,28	0,17	0,12
Variação	1,85	0,64	0,33	0,24	0,08	0,04	0,08	0,03	0,01
	11,78	11,52	11,45	8,95	8,80	8,73	7,72	7,64	7,60

Tabela 3.2- Comparação entre os valores das resistências de aterramento de malhas retangulares obtidos pelos diversos métodos.

No gráfico mostrado na figura 3.9 observa-se que as resistências de aterramento para as malhas quadradas, cujos tipos estão indicados no anexo I, e que foram obtidas pelos diversos métodos apresentados pelos pesquisadores, para uma mesma área ocupada pelos condutores da malha tendem a um determinado valor.

Figura 3.9 Gráfico da resistência de aterramento de malhas quadradas em função da área ocupada pela malha.

No gráfico mostrado na figura 3.10 observa-se que as resistências de aterramento para as malhas retangulares, cujos tipos estão indicados no anexo I, e que foram obtidas pelos diversos métodos apresentados pelos pesquisadores, para uma mesma área ocupada pelos condutores da malha tendem a um determinado valor.

Figura 3.10 Gráfico da resistência de aterramento de malhas retangulares em função da área ocupada pela malha.

CAPÍTULO IV

PROPAGACÃO DE CORRENTES IMPULSIVAS EM MALHAS DE ATERRAMENTO

Neste capítulo é mostrado os processos físicos que ocorrem desde a formação das descargas atmosféricas até a sua dissipação através dos eletrodos de aterramento.

4.1 INTRODUÇÃO

Dentre as funções da malha de aterramento enumeram-se a de proporcionar um caminho para o escoamento das correntes oriundas de curto-circuito e correntes impulsivas de descargas atmosféricas.

Neste trabalho serão consideradas apenas as correntes oriundas das descargas atmosféricas.

4.1.1 CONCEITO SOBRE DESCARGA ATMOSFÉRICA

A descarga elétrica entre alguma nuvem e a terra é formada por uma ou várias pequenas descargas. Cada descarga possui uma descarga piloto chamada de líder e uma descarga de retorno. A descarga piloto abre um caminho até a superfície da terra a partir de um processo escalonado com períodos de 100 μ s. No instante de tempo que a ponta da descarga piloto atinge as proximidades do solo, ocorre uma outra descarga ascendente; dando início à descarga principal de retorno. A descarga de retorno percorre o caminho, já ionizado, numa velocidade de 10 a 200m/ μ s, junto com uma grande intensidade luminosa. A carga descendente da nuvem através do caminho da descarga piloto é compensada pela descarga principal de retorno, resultando num intenso fluxo de corrente. A figura 4.1 mostra de forma ilustrativa a sequência de uma queda de raios.

Figura 4.1 - Ilustração do mecanismo e da seqüência de uma queda de raios.

Fonte: C.C.I.T.T. (1974)

A medição da diferença de potencial entre o centro das cargas elétricas situadas na parte mais baixa da nuvem e na superfície da terra é de difícil execução. Porém estima-se que esta diferença de potencial esteja compreendida entre 50 e 100 milhões de volts.

Existem inúmeros dados numéricos sobre a intensidade da corrente impulsiva durante a queda de um raio.

Uma descarga atmosférica em média possui os seguintes parâmetros e valores indicados na tabela 4.1.

Parâmetro	Valor
Potência instantânea	acima de 1 MW
Energia total	acima de 250 kJ
Pressão sonora	acima de 250 kJ
Temperatura	30.000 K (5 vezes a temperatura da superfície do sol)
Tempo de subida	0,1 a 5 μ s
Corrente de pico média	30 kA
Duração	300 μ s
Comprimento do canal	5 km

Tabela 4.1 - *Parâmetros médios de uma descarga atmosférica.*

Fonte: Global Lightning Technologies - Lightning Facts and Stories

<http://www.glt.com.au/news/stories.htm>

Na tabela 4.1 a intensidade média das correntes das descargas atmosféricas é de aproximadamente 30 kA. No comentário de MOUSA¹ ao trabalho de

¹ Pesquisador sobre assuntos de descargas atmosféricas

Kraft (KRAFT, 1991) citou que existem registros com amplitudes médias de corrente de 24 kA. Pelas diferenças entre os valores das amplitudes médias de corrente percebe-se que é difícil precisar o valor exato das correntes das descargas atmosféricas.

As intensidades de corrente de 100 kA e 200 kA são ocorrências muito raras, algumas descargas com polaridades positivas e amplitudes desta grandeza foram registradas em torres de rádio.

Há muitos séculos os pesquisadores estudam a formação de raios e métodos de proteção das estruturas contra a incidência de raios. Neste período, foram desenvolvidos conceitos geométricos de proteção contra raios, adquiridos conhecimentos sobre a distância de impacto de raios "Striking distance", e definidas algumas configurações de aterramento para utilização na prática (BS-6651/1992), (NBR-5419/1993), (IEC-60).

Porém, através de ocorrências de perdas materiais², que ocorrem todos os anos, quer seja no Brasil ou no exterior, pressupõem-se que há muitas explicações técnicas a serem desvendadas através das pesquisas.

Dentre os objetivos das pesquisas, no área da engenharia elétrica de sistemas de potência, engloba-se a eliminação de defeitos ocorridos em subestações, principalmente após a difusão da aplicação da tecnologia de semicondutores em instrumentos de controle e proteção de subestações.

4.1.2 DESCARGAS EM ESTRUTURAS DE SISTEMAS ELÉTRICOS

Em geral as torres de transmissão de energia elétrica e os pórticos no interior de uma subestação são construídos com a utilização de materiais metálicos, instalados ao ar livre, e expostos a fenômenos naturais. Em consequência disto e

² Informações verbais de Engenheiros da Companhia Energética de São Paulo

freqüentemente há incidências de descargas atmosféricas nas mesmas. Na figura 4.2 é ilustrada a incidência de uma descarga atmosférica sobre uma estrutura de uma subestação de energia elétrica.

Figura 4.2- Incidência das descargas atmosféricas no cabo guarda ou blindagem de proteção de subestação .

De forma ilustrativa é mostrada na figura 4.3 a importância que deve ser dada em relação a impedância sob impulso na definição do arranjo físico de subestações.

$$r_c = D_p^2 + (r_c - h_s)^2$$

$$r_c = k_c - I_c$$

$$\text{onde } I_c = \frac{U_t}{Z_{\text{impulso}}}$$

Figura 4.3 - Ilustração da aplicação da impedância de impulso na definição do arranjo físico de subestações.

Fonte: ELEC 79 - COLLOQUE INTERNATIONAL - HV and EHV open substations.

Nos sistemas elétricos os impulsos de corrente das descargas atmosféricas são conduzidos para o solo, através das ferragens, blindagens ou cabos - guardas até alcançarem a malha de aterramento e cabos contrapesos das torres das linhas de transmissão pelos cabos de interligação que estão conectados às estruturas e equipamentos conforme mostrado na figura 4.4.

4.2 DISSIPACÃO DE IMPULSOS DE CORRENTES PARA O SOLO ATRAVÉS DAS MALHAS DE ATERRAMENTO

"Uma consideração física fundamental para o entendimento do comportamento do aterramento refere-se à forma como a corrente é dissipada no solo" (VISACRO, 1995)

A citação de Visacro explica de uma forma concisa, a dificuldade que todo pesquisador encontra nos estudos sobre a dissipação de corrente numa malha de aterramento.

Na figura 4.4 é mostrado de forma ilustrativa o percurso da corrente impulsiva desde a incidência numa estrutura até a sua dispersão para o solo.

Figura 4.4 - Seção de uma malha de aterramento sob corrente impulsiva.

"Durante a dispersão da corrente proveniente de raio na terra, a malha de aterramento tem que ser vista de modo diferente da condução de corrente em frequência industrial" (ZUTOBRADIC; HAZNADAR, 1990).

Embora o conteúdo da citação de Zutubradic e Haznadar seja conhecido, ainda existem inúmeras complicações que interferem nos projetos de malhas de aterramento.

Nos ensaios para avaliação dos efeitos das descargas atmosféricas em sistemas de potência em geral, utilizam-se dois tipos de formas de ondas. A forma de onda de corrente $8/20\mu\text{s}$ e a forma de onda de tensão $1,2/50\mu\text{s}$. Standler (STANDLER, 1989) cita que a forma de onda de corrente $8/20\mu\text{s}$ é aplicada para condições de curto-circuito e em circuitos de baixa impedância, enquanto que a forma de onda de tensão $1,2/50\mu\text{s}$ é utilizada em circuitos aberto ou de alta impedância.

As recentes pesquisas confirmam através de dados estatísticos, que o tempo de crista, di/dt máximo e o tempo de cauda ainda são representativos, e podem ser utilizados em simulações e ensaios. Os parâmetros utilizados nos ensaios de equipamentos de transmissão e distribuição de energia elétrica foram definidos após inúmeras pesquisas e registros realizados no exterior. Para validar a utilização destes mesmos parâmetros em ensaios de equipamentos instalados no Brasil, está sendo objeto de pesquisa e efetuada a partir de dados fornecidos pelas estações experimentais do INPE e CEMIG.

A mudança repentina na tensão ou na corrente causada pela queda de um raio, não é transferida de forma imediata, para todos os pontos ao longo do comprimento de um cabo enterrado. Sendo necessário um intervalo de tempo finito para o impulso (onda viajante) propagar na linha.

Quando um impulso de corrente atinge os componentes enterrados da malha de aterramento conforme mostrado na figura 4.4, inicia-se um processo de

distribuição de corrente para o solo através da superfície dos eletrodos de aterramento conforme ilustrado nas figuras 4.5 e 4.6.

Figura 4.5 - Distribuição de corrente num trecho de uma haste de aterramento enterrada na posição vertical.

Figura 4.6 - Distribuição de corrente num segmento de um cabo enterrado na posição horizontal.

Uma parte da corrente percorre ao longo do comprimento dos materiais condutores enterrados, outra parte é dissipada no solo através das superfícies dos

condutores numa densidade linear de corrente impulsiva J_L . Dependendo da densidade de corrente a mesma pode atingir o valor da densidade crítica J , e iniciar o processo de faiscamento, provocando a ruptura do solo cujo valor do campo elétrico crítico sugerido por OETTLE (GERI et al., 1992) é igual a $E_{cr} = 241\rho^{0,215}$, podendo este campo variar desde 0,5 até 25 kV/cm.

Na pesquisa realizada por Dawalibi et al. (DAWALIBI et al., 1981) foram estudadas as densidades de corrente de condutores enterrados em modelos reduzidos, concluíram que a forma de onda da corrente e em frequências inferiores a 3 kHz não têm efeitos significativos.

Na pesquisa (CABRERA, 1990) o pesquisador relata que “o conhecimento dos processos físicos envolvidos na ionização e ruptura dielétrica no solo é muito pobre”

Popolansky afirmou na sua pesquisa sobre as características de impulso no solo, que “embora o problema da ionização do solo é o objetivo de inúmeras publicações ao longo de um período de aproximadamente cinco décadas, as informações existentes sobre o gradiente do solo levando-se em consideração as várias resistividades ainda são insatisfatórias, e existe somente uma informação superficial sobre a curva do gradiente de tensão de ruptura versus tempo”. (POPOLANSKY, 1990)

Pelas citações dos autores, percebe-se que a precisão alcançada, e a ainda a ser obtida nos estudos sobre o comportamento de malhas sob correntes impulsivas, com a inclusão da ocorrência da ionização do solo, quer seja, nos modelos matemáticos, reduzidos ou ensaios de campo ainda está comprometida.

4.3 MODELO FÍSICO DO ELETRODO DE ATERRAMENTO

Para compreensão do comportamento de uma malha de aterramento sob correntes impulsivas, é importante a análise teórica do comportamento de um cabo individual enterrado no solo sob as mesmas solicitações elétricas.

Para desenvolvimento teórico da propagação de corrente numa malha de aterramento, pode-se imaginar o condutor enterrado como parte da malha de aterramento conforme mostrada por uma linha tracejada na figura 4.7.

Figura 4.7 - Segmento de um cabo da malha de aterramento.

Seja um material condutor que apresenta ao longo de seu comprimento uma resistência ôhmica e uma indutância própria, e estando o material condutor enterrado num meio homogêneo com constante dielétrica relativa (ϵ_o) e condutividade (σ), então deve existir uma capacitância e uma condutância em paralelo entre o eletrodo de aterramento e o solo conforme mostrado na figura 4.8. O circuito elétrico representativo é mostrado na figura 4.9.

Figura 4.8- Componentes elétricos num eletrodo enterrado sob corrente impulsiva.

Figura 4.9- Representação de um segmento de condutor de malha de aterramento quando há incidência de uma corrente impulsiva.

A corrente elétrica impulsiva de curta duração ocasiona uma perturbação num condutor, que está em contato com o solo homogêneo. Esta perturbação é diferenciada de um dielétrico perfeito através de uma condutividade σ_0 .

Figura 4.10 - Comportamento das cargas elétricas num condutor quando há incidência de correntes impulsivas.

A velocidade de propagação da onda no condutor é diferente da velocidade da luz. A solução deste tipo de problema é obtida utilizando conceitos físicos de propagação de ondas. Devido a existência de impedância e admitância de contato internas, a onda de tensão propaga-se de forma exponencial. Conforme Sunde pode-se escrever:

$$Y_i Z_i = \gamma_o^2 = i\omega V(\sigma_o + i\omega k_o) \quad (4.1)$$

Do circuito representativo de uma linha de transmissão com perdas mostrada na figura 4.9, é possível escrever as equações (4.2) e (4.3):

$$dv = -rd\ell i - Ld\ell \frac{di}{dt} \quad (4.2)$$

$$di = -\frac{G}{2}d\ell v - \frac{C}{2}d\ell \frac{dv}{dt} \quad (4.3)$$

transformando as derivadas no tempo para o domínio da frequência resulta em:

$$d\hat{V} = -rd\ell \hat{I} - j\omega Ld\ell \hat{I} \quad (4.4)$$

$$d\hat{I} = -\frac{G}{2}d\ell \hat{V} - j\omega \frac{C}{2}d\ell \hat{V} \quad (4.5)$$

da relação entre as expressões (4.4) e (4.5) pode-se escrever:

$$\frac{d\hat{V}}{d\hat{I}} = \frac{(r + j\omega L)\hat{I}}{(G + j\omega C)\hat{V}} \quad (4.6)$$

sendo a relação $\frac{\hat{V}}{\hat{I}}$ igual a uma constante, a derivada mostrada na expressão (4.6) torna-se igual a:

$$\frac{d\hat{V}}{d\hat{I}} = \frac{\hat{V}}{\hat{I}}$$

a impedância característica é dada pela expressão (4.7):

$$Z_o = \sqrt{\left(\frac{r + j\omega L}{G + j\omega C} \right)} \quad (4.7)$$

e a velocidade de propagação é dada por (4.8):

$$V = \frac{\omega}{\beta} \quad (4.8)$$

sendo a constante de fase dada pela expressão (4.9) abaixo:

$$\beta = \sqrt{\left[\frac{1}{2} \left(\omega^2 LC - rG + \sqrt{(r^2 + \omega^2 L^2)(G^2 + \omega^2 C^2)} \right) \right]} \quad (4.9)$$

substituindo na expressão (4.8) resulta em:

$$V = \frac{\omega}{\sqrt{\left[\frac{1}{2} \left(\omega^2 LC - rG + \sqrt{(r^2 + \omega^2 L^2)(G^2 + \omega^2 C^2)} \right) \right]}} \quad (4.10)$$

ou na forma complexa a constante de propagação elevada ao quadrado é:

$$\begin{aligned}\gamma^2 &= (r + j\omega L)(G + j\omega C) \\ &= -\omega^2 LC + j\omega rC + rG + j\omega LG\end{aligned}$$

Para o segmento de condutor da sub-malha considera-se que a resistência ôhmica r é muito menor do que ωL , e a condutância G é muito maior do que a reatância capacitiva ωC , então as expressões (4.7) e (4.10) tornam-se iguais a:

$$Z_o = \sqrt{\frac{(\omega L)}{G}} \quad (4.11)$$

e

$$V = \frac{\omega}{\sqrt{\left[\frac{1}{2}\omega L (1 + G)\right]}} \quad (4.12)$$

como $G \gg 1$

$$V = \frac{\omega}{\sqrt{\left[\frac{1}{2}\omega LG\right]}} \quad (4.13)$$

ou
$$V = \frac{\sqrt{\omega^2}}{\sqrt{\left[\frac{1}{2}\omega LG\right]}}$$

$$V = \sqrt{\frac{\omega}{LG}} \quad (4.14)$$

A frequência angular ω pode ser escrita como $\omega = \frac{1}{T_f}$, substituindo nas expressões (4.11) e (4.14) tem-se:

$$Z_o = \sqrt{\frac{L}{T_f G}} \quad (4.15)$$

e

$$V = \sqrt{\frac{1}{T_f LG}} \quad (4.16)$$

Para um condutor simples enterrado no solo a resistência e a indutância são dadas pelas expressões (4.17) e (4.18) respectivamente:

$$R = \frac{\rho}{2\pi} \left(\ln \frac{2 \cdot \lambda_c}{\sqrt{2 \cdot h \cdot r_{cb}}} - 1 \right) \quad (4.17)$$

$$L = \frac{\mu_o}{2 \cdot \pi} \left(\ln \frac{2 \cdot \lambda_c}{\sqrt{2 \cdot h \cdot r_{cb}}} - 1 \right) \quad (4.18)$$

Considerando que neste estudo a condutância de um segmento de cabo é dada por uma parcela da resistência de aterramento obtida pela fórmula de Sverak conforme indicado na expressão (5.3). Escreve-se

$$\frac{G}{2} = n_c \cdot R_{60\text{Hz}}$$

substituindo o valor da resistência em frequência industrial pela expressão de Sverak, resulta na expressão (4.19),

$$\frac{G}{2} = n_c \cdot \rho \left[\frac{1}{L_c} + \frac{1}{\sqrt{20 \cdot A}} \left(1 + \frac{1}{1 + h \cdot \sqrt{\frac{20}{A}}} \right) \right] \quad (4.19)$$

O número total de condutâncias conforme explicado é dado por

$n_c = 2 \cdot L_c$, substituindo na expressão (4.19) então:

$$\frac{G}{2} = 2 \cdot L_c \cdot \rho \left[\frac{1}{L_c} + \frac{1}{\sqrt{20 \cdot A}} \left(1 + \frac{1}{1 + h \cdot \sqrt{\frac{20}{A}}} \right) \right] \quad (4.20)$$

e as indutâncias de um segmento de cabo para os diferentes tipos de malhas quadradas com injeção de corrente no canto da malha são dadas pelas expressões (5.5), (5.6), (5.7), (5.8) então:

$$Z = \sqrt{\frac{2 \cdot \frac{\sqrt{(\text{NSM})}}{D} \cdot \frac{D}{\sqrt{(\text{NSM})}} \cdot \ln \left(\frac{2 \cdot \frac{\sqrt{(\text{NSM})}}{\left(\frac{d_1}{2}\right)} - K_m \right) \cdot 10^{-7}}{T_f \cdot 2 \cdot L_c \cdot \rho \cdot \left[\frac{1}{L_c} + \frac{1}{\sqrt{20} \cdot A} \left(1 + \frac{1}{1 + h \cdot \sqrt{\frac{20}{A}}} \right) \right]}} \quad (4.21)$$

Verifica-se na expressão (4.21) que a impedância sob impulso é definida numa certa frequência.

Hedman cita que: "a impedância de surto, de modo diferente da velocidade, é uma função da orientação física dos condutores no sistema", no entanto, a velocidade de propagação é uma função do espaço, em redor do condutor. (HEDMAN)

Estas observações feitas por Hedman são úteis para o desenvolvimento da análise do comportamento das malhas de aterramento sob correntes impulsivas. Ou seja, para a realização de um desenvolvimento teórico, há situações em que a impedância sob impulso de condutores individuais, não pode ser utilizada sem a devida atenção às restrições, e quando tratar-se do estudo do comprimento efetivo, os conceitos para condutores individuais podem ser aplicados diretamente.

A constante D para injeções de corrente no canto e centro das malhas com um número finito de sub-malhas foi dada nos trabalhos (VERMA; MUKHEDKAR, 1981) e (GUPTA; THAPAR, 1980). Com o intuito de expandir a utilização das expressões (5.5), (5.6), (5.7) e (5.8) para malhas de aterramento com número de sub-malhas diferentes dos apresentados pelos pesquisadores, neste estudo optou-se em efetuar uma interpolação gráfica e aproximação polinomial através do software EXCEL resultando as curvas mostradas na figura 4.11.

Verifica-se que o comportamento da curva mostrada no gráfico da figura 4.11, tende a um valor máximo, e a derivada da função a partir de 64 sub-malhas apresenta um gradiente mínimo. A citação de Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980) sobre o valor da indutância da malha para valores da sub-malhas superiores a 64

sub-malhas, afirma que para malhas com uma quantidade superior a 64 sub-malhas deve ser assumido o valor da indutância da malha para 64 sub-malhas.

Figura 4.11 - Gráfico para determinação da constante D em função do número de sub-malhas (NSM).

simplificando a expressão (4.23)

$$Z = 1,22 \cdot 10^{-3} \sqrt{\frac{1}{T_r \cdot \rho}} \quad (4.22)$$

No estudo de Verma e Mukhedkar (VERMA; MUKHEDKAR, 1980) verifica-se que o comprimento efetivo de um condutor enterrado é dado por:

$$\ell_{\text{efetivo}} = 1,4(\rho T)^{0,5}$$

substituindo as expressões da indutância de malhas quadradas dadas por Verma e Mukhedkar e condutância na expressão (4.16) e a expressão (2.13) resulta que:

para malhas quadradas

$$V = \sqrt{\frac{l}{T_r \cdot 2 \cdot \frac{\sqrt{NSM}}{D} \cdot \frac{D}{\sqrt{NSM}} \cdot \ln \left[\frac{2 \cdot \sqrt{NSM}}{\left(\frac{d_l}{2}\right)} - K_m \right] \cdot 10^{-7} \cdot n_c \cdot \rho \left[\frac{1}{L_c} + \frac{1}{\sqrt{20} \cdot A} \left(1 + \frac{1}{1+h \cdot \sqrt{\frac{20}{A}}} \right) \right]}} \quad (4.23)$$

onde K_m pode ser obtida através da curva interpolada ou então pela expressão abaixo:

$$k_m = 0,5009 \ln(NSM) - 0,0028$$

Figura 4.12 - Gráfico para determinação da constante K_m em função do número de sub-malhas (NSM).

Verifica-se que existe uma diferença entre a constante K_m determinada pela interpolação gráfica igual a 0,0028, e a apresentada por Verma e Mukhedkar igual a 0,09.

Da expressão para determinação da resistência pelo método de Sverak considera-se a constante K_{sverak} dada em (4.24):

$$K_{sverak} = \left[\frac{1}{L_c} + \frac{1}{\sqrt{20 \cdot A}} \left(1 + \frac{1}{1 + h \cdot \sqrt{\frac{20}{A}}} \right) \right] \quad (4.24)$$

substituindo na expressão (4.23) resulta em:

$$V = \sqrt{\frac{1}{T_r \cdot 2 \cdot \ln \left[\frac{2 \cdot \sqrt{(NSM)}}{\left(\frac{d_l}{2} \right)} - K_m \right] \cdot 10^{-7} \cdot n_c \cdot \rho \cdot K_{sverak}}} \quad (4.25)$$

a velocidade de propagação pode ser escrita pela relação entre o comprimento efetivo de um cabo e o tempo de frente de onda resultando então:

$$V = \frac{\ell_{efetivo}}{T_r} \quad (4.26)$$

igualando as expressões (4.25) e (4.26) resulta em:

$$\ell_{\text{efetivo}} = \sqrt{\frac{T_f}{2 \cdot \left[\ln \left(\frac{2 \cdot \sqrt{NSM}}{\left(\frac{d_1}{2} \right)} - K_m \right) \cdot 10^{-7} \right] \cdot n_c \cdot \rho \cdot K_{\text{sverak}}} \quad (4.27)$$

Laurent mostrou a influência da capacitância do solo em sistemas de aterramento. (LAURENT, 1951)

Figura 4.13 - Resistência e capacitância de um pequeno elemento de solo.

$$R = \frac{\rho \ell}{S} \quad (4.28)$$

$$C = \left(\frac{K_d S}{4 \pi \ell} \right) \quad (4.29)$$

$$RC = \frac{\rho \ell}{S} \cdot \frac{K_d S}{4 \pi \ell} = \frac{\rho K_d}{4 \pi} \quad (4.30)$$

A constante de tempo é diretamente proporcional a constante dielétrica e a resistividade do solo.

A constante dielétrica dependendo da natureza do solo pode variar desde 4 a 40 SUNDE (1949).

4.4 DISTRIBUIÇÃO DA CORRENTE ELÉTRICA NOS CONDUTORES DAS MALHAS DE ATERRAMENTO

O conhecimento da distribuição de corrente nos condutores de uma malha de aterramento é importante para estimar quais as áreas de maior densidade de corrente. Como afirmou Hedman "a indutância pode ser facilmente calculada quando se conhece a distribuição da corrente". Em concordância com Mazzeti e Veca (MAZZETI; VECA, 1983) e Hedman, este parágrafo mostra as densidades de corrente para o solo.

Considerando uma malha de aterramento com os condutores dispostos conforme mostrado na figura 4.14, num solo uniforme e homogêneo, e não levando em consideração se a resistividade do solo é baixa, média ou alta, a distribuição de corrente através dos condutores sempre obedecerá a lei dos nós de Kirchhoff.

Quando uma corrente $I(t)$ incide num dos cantos da malha equivalente à primeira sub-malha, uma parcela desta corrente é dissipada para o solo no ponto de injeção, ou seja, na primeira sub-malha; posteriormente outra parcela desta corrente é

conduzida pelos condutores das sub-malhas adjacentes, ocorrendo também a sua dissipação para o solo através das condutâncias.

Devido a existência de nós entre os diversos condutores da malha de aterramento, podem ocorrer reflexões das ondas eletromagnéticas.

Figura 4.14 - Ilustração da distribuição de corrente impulsiva numa malha de aterramento.

Desprezando estas reflexões e considerando que a corrente flui pelos condutores das malhas no sentido radial desde o ponto de injeção de corrente, pelos condutores nas malhas de aterramento, e a distribuição de corrente pelos condutores obedece a lei dos nós de Kirchhoff. Como explicado anteriormente a distribuição de corrente pelos condutores perimetrais da malha e que interceptam-se no canto da incidência da corrente, obedece a curva mostrada no gráfico da figura 4.15.

Figura 4.15 - *Curva representativa do limite máximo de distribuição de corrente ao longo dos condutores perimetrais que fazem intersecção com o canto da injeção de corrente numa malha de aterramento.*

A distribuição de corrente ao longo dos condutores posicionados de forma radiais e que interceptam-se na parte central da malha onde é feita a injeção da corrente, obedece a curva mostrada no gráfico da figura 4.16.

Figura 4.16 - Curva representativa do limite máximo de distribuição de corrente ao longo dos condutores posicionados de forma radiais, que interceptam-se no ponto de injeção de corrente, na parte central da malha de aterramento.

As porcentagens das distribuições de corrente mostradas acima independem da resistividade do solo, da condutância e das capacitâncias entre os condutores e o solo.

Os gráficos mostrados nas figuras 4.15 e 4.16 confirmam a citação de Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980) quanto aos formatos das áreas efetivas.

As distribuições de corrente nas malhas de aterramento que são mostradas nas figuras 4.15 e 4.16 explicam o valor da indutância de malhas quadradas tendo uma quantidade de sub-malhas superiores a sessenta e quatro. Observa-se nos gráficos que as porcentagens de corrente são relativamente baixas nos pontos extremos

da área efetiva, e a sua contribuição para os fluxos concatenados são praticamente desprezíveis.

Velazquez e Mukhedkar mostraram na pesquisa (VELAZQUEZ; MUKHEDKAR, 1984) que a densidade de corrente num condutor enterrado, ou seja, que a distribuição de corrente ao longo do condutor para um impulso de corrente aplicado em uma das extremidades é dada pela expressão (4.31).

$$i(x,t) = A_0 \left\{ \frac{\sinh \sqrt{rg}(\ell - x)}{\sinh \sqrt{rg}(\ell)} t - \frac{4\pi\delta}{r^2} \cdot \sum_{k=1}^{\infty} k \cdot \sin \frac{k\pi x}{(\delta^2 + \omega^2)^2} \right\} \cdot 1 - e^{-\delta t} \cdot \left(\cos \omega_k t + \delta \frac{\omega^2}{2 \cdot \delta \cdot \omega_k} \sin \omega_k t \right) \quad (4.31)$$

4.5 INDUTÂNCIA MÚTUA EM MALHAS DE ATERRAMENTO

No parágrafo anterior foi visto que a incidência de corrente impulsiva numa malha de aterramento, provoca a circulação de corrente pelos condutores. Devido aos entrelaçamentos e a disposição dos condutores a indutância mútua torna-se pronunciada entre alguns condutores.

Figura 4.17 - Distribuição de fluxos magnéticos entre os condutores da malha de aterramento.

A circulação de correntes pelos condutores identificados por CH1, CH2, CH3, ...CH_n conforme mostrado na figura 4.17, contribuem para o aparecimento dos campos magnéticos $B_1, B_2, B_3, \dots B_n$, que se concatenam entre si devido ao paralelismo dos cabos. De modo igual, o fenômeno se repete nos condutores CV1, CV2, CV3,CV_n.

Para a determinação da indutância da malha, os fluxos deveriam, no caso serem provocados pelas correntes que circulam em circuitos paralelos. As setas tracejadas representam as correntes que fluem através da condutância do circuito dos cabos. Como pode ser visto, se a trajetória da corrente fosse somente pelo condutor CV5, o campo magnético sobre o condutor CH4 seria praticamente nulo ou desprezível, porém na mudança da trajetória da corrente, que é uma condução seguindo uma direção de forma aleatória pelo solo, o fluxo devido a circulação pelo solo não pode ser nulo.

Pelo exposto acima, percebe-se que o cálculo da indutância mútua é de extrema dificuldade levando em consideração as correntes de circulação pelo solo. No apêndice B são mostradas as indutâncias calculadas.

Nos gráficos das figuras 4.15 e 4.16 verifica-se que para uma malha do tipo Q88 a partir da oitava sub-malha distante do ponto de injeção situado no canto da malha, ou então, da quarta sub-malha distante do ponto de injeção situado na parte central da malha, a parcela de corrente é relativamente baixa coincidindo com as conclusões obtidas por Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980).

Como a indutância total num dado circuito depende da passagem da corrente no mesmo, se a intensidade da corrente é bem pequena nos condutores distantes do ponto de injeção, pode-se desprezar as respectivas indutâncias próprias e mútuas.

Então a indutância para malhas de aterramento com grande número de sub-malhas, pode ser adotada como sendo a indutância para uma malha com menor número de sub-malhas onde o efeito da corrente na indutância atinge o seu limite de influência.

CAPÍTULO V

MODELO DE GRANDES MALHAS DE ATERRAMENTO PARA ESTUDO DOS EFEITOS TRANSITÓRIOS DEVIDO À CORRENTES IMPULSIVAS

Neste capítulo será mostrado o modelo desenvolvido para representação de grandes malhas de aterramento para estudo do comportamento quando submetidas à correntes impulsivas.

5.1 MODELAMENTO DE MALHAS DE ATERRAMENTO

Nas pesquisas sobre a propagação de ondas de tensões e de correntes em condutores enterrados conforme descrito no capítulo IV, podem ser utilizadas a teoria da linha de transmissão, ou então a análise de circuito.

As características de uma onda viajante num cabo enterrado são devidas a natureza distribuída dos parâmetros da resistência (R), indutância (L) e capacitância (C) e condutância (G).

Figura 5.1 - Representação de uma linha de transmissão com parâmetros distribuídos.

Na incidência de uma corrente impulsiva num dos extremos de um cabo enterrado conforme representado na figura 5.1 ocorre uma abrupta subida no valor da onda de tensão. O primeiro capacitor carrega-se rapidamente, mas a indutância em série não permite que o segundo capacitor seja carregado simultaneamente como no primeiro.

No estudo do comportamento de malhas de aterramento, existem muitos ramos e descontinuidades na impedância. A aplicação da teoria de linhas de transmissão nestes casos é difícil e complicada. Em contrapartida, a utilização da análise comum de circuito é fácil, porém quando aplicadas em situações transitórias os resultados são ruins.

5.2 MODELO PROPOSTO

O modelo proposto para simulação de grandes malhas de aterramento através do software PSPICE é mostrado na figura 5.2.

Figura 5.2 - Modelo proposto de grandes malhas de aterramento para simulação no software PSPICE.

Nas pesquisas sobre o comportamento dos sistemas de aterramento, sob correntes impulsivas (BEWLEY, 1934), (BELLASCHI et al., 1941, 1942 e 1943), (RUDENBERG, 1945), (PETROPOULOS, 1947), (DEVGAN ; MUKHEDKAR, 1980), (GUPTA; THAPAR) 1980), (VERMA ; MUKHEDKAR, 1981), (TAKASHIMA et al., 1981), (KOSZTALUK et al., 1981), (MAZZETTI; VECA, 1983), (PAPALEXOPOULOS; MELIOPOULOS, 1987), (VELAZQUEZ; MUKHEDKAR, 1984), (MELIOPOULOS; MOHARAM, 1983), (RAMAMOORTY et al., 1989), (ZUTOBRADIC; HAZNADAR, 1990), (LOBODA; POCHANKE, 1990), (LOBODA; POCHANKE, 1992), (GUPTA; SINGH, 1992) , os pesquisadores não detalharam minuciosamente as fórmulas utilizadas para o cálculo dos parâmetros distribuídos nos modelos de sua linha de transmissão.

Conforme explicado no capítulo anterior, as malhas de aterramento desta pesquisa são formadas por cabos horizontais, entrelaçados, e com configurações geométricas quadradas e retangulares. Nas simulações, a injeção de corrente impulsiva $I(t)$ na malha é feita de modo alternado, ora nos cantos da malha, ora no centro geométrico da malha, pois acredita-se que as respostas a serem obtidas nas simulações estão intimamente indexadas aos pontos de aplicação da corrente.

Os pesquisadores adotaram a resistividade do solo constante. Porém, as pesquisas de Visacro e Pereira mostraram uma pequena redução da resistividade do solo com a aplicação de transitórios rápidos, quando comparadas com as obtidas a partir da resistividade do solo considerada constante e determinada em baixas frequências.

Esta variação da resistividade do solo acarretou uma redução na frente de onda da corrente e da tensão induzida e também a diminuição do valor da sobretensão resultante (VISACRO; PEREIRA, 1989).

Para facilitar os cálculos da condutância do condutor nesta pesquisa, a resistividade do solo será considerada constante.

5.3. PARÂMETROS DISTRIBUÍDOS DO MODELO

Os parâmetros distribuídos do modelo para simulação consistem somente os elementos lineares, e são considerados constantes ao longo de toda a pesquisa.

5.3.1. ELEMENTOS LINEARES

Os elementos lineares considerados no modelo são a condutância entre os condutores e o solo, e as indutâncias própria e mútua dos condutores. Os valores determinados são mostrados nos apêndices A e B.

5.3.1.2 CONDUTÂNCIA ENTRE O ELETRODO DE ATERRAMENTO E O SOLO

"O termo da condutância determina a perda resultante do fluxo da corrente em fase à terra." (HEDMAN₁, 1979)

$$I_G = G \cdot V_d \quad (5.1)$$

A condutância de um cabo enterrado no solo é dada pela expressão (5.2)

$$G = \frac{1}{R_{60Hz}} \text{ mho} \quad (5.2)$$

Para a determinação da condutância é necessária a definição do valor da resistência de aterramento de um cabo enterrado com um certo comprimento (λ_c). Gross e

colaboradores definem a resistência de aterramento desta forma "a resistência de aterramento é a resistência entre o sistema de eletrodos e um outro eletrodo enterrado num espaçamento infinito". (GROSS et al, 1953)

Pelo exposto, neste trabalho são incluídas as diversas conexões de cabos que normalmente ocorrem nas malhas de aterramento.

Nos modelos de linha de transmissão utilizados nos trabalhos de Gupta; (GUPTA; THAPAR, 1980), (GUPTA; SINGH, 1992), (RAMAMMORTY et al., 1989) , (MAZZETTI; VECA, 1983) a expressão (5.3) é amplamente utilizada. Porém conforme é mostrado na figura 5.3 numa malha de aterramento existem associações de condutores e a resistência da malha é dada pela interação entre as resistências próprias e mútuas entre os diversos condutores da malha.

A corrente numa malha de aterramento pode ser injetada em quatro posições diferentes A, B, C e D:

- a) cantos da malha (A)
- b) interligação de cabos (B)
- c) ao longo do cabo (C)
- d) parte central da malha (D)

Figura 5.3 - Entrelaçamentos típicos de cabos em malhas de aterramento.

A partir da análise das quatro situações mostradas acima, para o cálculo da condutância do segmento do modelo proposto, deve ser considerada a resistência mútua

entre as hastes. E conforme descrito na frase inicial deste parágrafo, deve ser dada uma atenção bem especial para a inclusão da condutância no modelo.

A expressão (4.17) é aplicável a elementos lineares tais como cabos enterrados ou contrapesos de linhas de transmissão. Nos modelos das malhas de aterramento quadrada ou retangulares a referida expressão não pode ser utilizada.

"A distribuição de corrente entre as varias partes do eletrodo de aterramento é um dos fatores mais importantes que governam a resposta elétrica de tais eletrodos. A função densidade de corrente sobre a superfície dos eletrodos não é constante, mas varia largamente de acordo com uma regra complexa" (DAWALIBI et. al., 1981)

O valor da resistência de aterramento total de uma malha de aterramento é fruto da contribuição dos valores das resistências próprias e mútuas dos condutores constituintes. Heppe define a resistência própria de um segmento como sendo a razão da tensão sobre um segmento e a corrente que flui pelo mesmo, desprezando os efeitos de outros segmentos. (HEPPE, 1979)

Dependendo do tipo da malha, a participação de cada condutor no resultado final da resistência total é diferenciada, ou seja, numa malha do tipo Q22 conforme mostra a figura A3 no anexo I, embora as resistências dos condutores 1, 2, 5, 6, 7, 9, 10 e 12 sejam iguais entre si, elas são diferentes das resistências dos condutores 3, 4, 8 e 11.

Para utilização da resistência no modelo- π da figura 5.2, são determinadas as resistências para os condutores de malhas quadradas do tipo Q22, Q44, Q66 e Q88 e comprimentos das sub-malhas de 3, 5 e 7 m e malhas retangulares R24, R48, R612. Posteriormente os respectivos condutores são divididos em segmentos com comprimento de um metro indexados às correspondentes resistências.

De modo similar ao mostrado na pesquisa (ZABORSZKY; RITTENHOUSE, 1953) e no modelo de um resistor tubular coaxial para medidas de correntes com rápidas variações (SCHWAB, 1972), conhecido o valor da resistência de aterramento da malha, para um certo segmento desta a condutância para a terra será aproximada pela expressão (5.3).

$$\frac{G}{2} = 2 \cdot n \cdot R_{60\text{Hz}} \quad (5.3)$$

onde $R_{60\text{Hz}}$ é o valor da resistência de aterramento total da malha em frequência industrial e n é igual ao número total de segmentos do modelo - π utilizados para a representação da malha.

A aproximação considera constante a densidade de corrente nos diversos segmentos, fato que não acontece na realidade. A densidade de corrente nos condutores também foi estudada por Dawalibi et al. (DAWALIBI et. al.,1981), perseguiram tópicos sobre a distribuição das densidades de corrente em condutores enterrados, verificou que a densidade de corrente depende da configuração do eletrodo, da estrutura e características do solo, da localização dos eletrodos de retorno bem como da localização do ponto de energização, da frequência da corrente e da forma de onda da corrente.

Nas aproximações feitas para utilização no modelo proposto, segundo Heppe " *Devido aos baixos valores das resistências e reatância indutiva dos fios quando comparadas com a resistência de aterramento entre os segmentos e o solo, é permissível, em frequências da rede.* " (HEPPE, 1979)

Por outro lado, como na pesquisa estão envolvidas situações transitórias, os efeitos indutivos são mais pronunciados, resultando na expressão (5.4)

$$\sum_{k=1}^n (R_{jk} + j\omega L_{jk}) i_k = V_j \quad (5.4)$$

A seguir é mostrado, como exemplo, os passos efetuados para a determinação da condutância do modelo proposto.

Dada uma malha de aterramento com configuração quadrada e do tipo Q44 conforme mostrada na figura 5.4.

Figura 5.4 - Ilustração do modelo de um segmento da malha de aterramento.

A malha de aterramento representada na figura 5.4 possui 40 condutores com comprimento S_c , e o comprimento total dos condutores L_c é dado pelo produto $40 \times S_c$.

O número de condutâncias para cada cabo indicado é dado por $2 \times S_c$ e o total de condutâncias distribuídas para a malha é de $40 \times 2 \times S_c$. Então o valor de cada condutância é dado por $40 \times 2 \times S_c \times R_{SVERAK}$.

A resistência obtida pelo método de Sverak (R_{SVERAK}) é calculada a partir da expressão (3.30). As tabelas 3.1 e 3.2 mostram os valores destas resistências, obtidos para as malhas quadradas e retangulares utilizadas neste estudo.

AS tabela 5.1 e tabela 5.2 mostram os valores das condutâncias para as malhas quadradas e retangulares.

Tipo de malha	Condutância (Mho)
Q22S33	995,8
Q22S55	1032
Q22S77	1050
Q44S33	1536
Q44S55	1576
Q44S77	1590
Q66S33	2076
Q66S55	2117
Q66S77	2129
Q88S33	2609
Q88S55	2650
Q88S77	2661

Tabela 5.1 - Condutâncias calculadas para as malhas quadradas.

Tipo de malha	Condutância (Mho)
R24S33	1234
R24S55	1272
R24S77	1291
R48S33	1997
R48S55	2037
R48S77	2054
R612S33	2760
R612S55	2803
R612S77	2812

Tabela 5.2 - Condutâncias calculadas para as malhas retangulares.

5.3.1.3 DETERMINAÇÃO DA INDUTÂNCIA DO MODELO- π

Na pesquisa de (VERMA; MUKHEDKAR, 1981) obtiveram as expressões (5.5), (5.6), (5.7) e (5.8) para o cálculo da indutância de malhas de aterramento quadradas com injeção de corrente impulsiva no canto da malha. As expressões são mostradas a seguir:

para malhas do tipo Q22

$$L = \frac{2 \cdot S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{2} \cdot D \cdot \left[\ln \frac{2 \cdot S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{\frac{d_1}{2}} - 0,69 \right] \cdot 10^{-7} \quad (5.5)$$

para malhas do tipo Q44

$$L = \frac{2 \cdot S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{4} \cdot D \cdot \left[\ln \frac{2 \cdot S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{\frac{d_1}{2}} - 1,39 \right] \cdot 10^{-7} \quad (5.6)$$

para malhas do tipo Q66

$$L = \frac{2 \cdot S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{6} \cdot D \cdot \left[\ln \frac{2 \cdot S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{\frac{d_1}{2}} - 1,79 \right] \cdot 10^{-7} \quad (5.7)$$

para malhas do tipo Q88

$$L = \frac{2 \cdot S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{8} \cdot D \cdot \left[\ln \frac{2 \cdot S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{\frac{d_1}{2}} - 2,08 \right] \cdot 10^{-7} \quad (5.8)$$

Observando as expressões anteriores (5.5) a (5.8) , a forma generalizada para injeções de correntes impulsivas no canto da malha e dada pela expressão (5.9).

$$L = \frac{2 \cdot S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{\sqrt{(NSM)}} \cdot D \cdot \left[\ln \frac{2 \cdot S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{r_{cb}} - K_m \right] \cdot 10^{-7} \quad H \quad (5.9)$$

onde a constante K_m , em função do número de sub-malhas e obtida por interpolação gráfica é dada pela expressão (5.10).

Do gráfico mostrado na figura 4.12 e para $(NSM) > 1$ resulta que:

$$K_m = 0.5 \ln(NSM) - 0.0028 \quad (5.10)$$

O parâmetro D na expressão (5.9) é obtido através do gráfico mostrado na figura 5.5 ou então através das equações (5.11) e (5.12).

Para injeção de corrente no canto da malha:

$$D = 1,0969 \cdot (NSM)^{0,4454} \quad (5.11)$$

ou para injeção de corrente na parte central da malha:

$$D = 0,1819 \cdot (NSM)^{0,4136} \quad (5.12)$$

Figura 5.5 - Interpolação gráfica para a obtenção da constante D utilizada na expressão geral da indutância de uma malha de aterramento quadrada em função do número de sub-malhas com injeção de corrente no canto e no centro da malha.

NSM	Indutância 10^{-7} (H)		
	3	5	7
4	82,84	148,5	217,6
16	151,5	271,7	398,1
36	213,4	382,6	560,5
64	288,9	518,1	759,0

Tabela 5.3 Indutância da malha de aterramento quadrada com injeção de corrente no canto da malha.

Figura 5.6 - Interpolação gráfica para obtenção da indutância da malha de aterramento quadrada em função do número de sub-malhas com injeção de corrente no canto da malha.

O gráfico mostrado na figura 5.6 é utilizado para determinar a indutância da malha quadrada com a injeção de corrente nos cantos da malha de aterramento quadrada.

NSM	Indutância $10^{-7} (H)$		
	3	5	7
4	40,4	72,5	106,2
16	40,4	72,5	106,2
36	40,4	72,5	106,2
64	40,4	72,5	106,2

Tabela 5.4 Indutância de um cabo constituinte da sub- malha, para malhas de aterramento quadrada com injeção de corrente no canto da malha.

NSM	Indutância 10 ⁻⁷ (H)		
	3	5	7
4	13,5	14,5	15,2
16	13,5	14,5	15,2
36	13,5	14,5	15,2
64	13,5	14,5	15,2

Tabela 5.5 Indutância de um segmento da sub- malha de aterramento quadrada com injeção de corrente no canto da malha.

De modo semelhante ao efetuado na determinação da condutância, a indutância do segmento da malha de aterramento conforme (SCHWAB, 1972) pode ser dada pela expressão (5.13).

$$L = \left(\frac{L_M}{n} \right) \quad (5.13)$$

Um condutor enterrado na posição horizontal no solo apresenta uma indutância própria dada pela expressão de SUNDE dada em (5.14):

$$L = \frac{\mu_o}{2\pi} \left(\ln \frac{2 \cdot \ell}{\sqrt{2 \cdot h \cdot d_1}} - 1 \right) \quad (5.14)$$

5.3.1.4 APROXIMAÇÕES EFETUADAS NO MODELO

Para elaboração do modelo proposto efetuou-se as aproximações indicadas a seguir:

- Solo homogêneo e uniforme;
- toda a corrente injetada na malha é transferida para a malha e ao solo, ou seja, as correntes não fluem para o ar;
- resistência ôhmica dos condutores da malha de aterramento desprezível;
- a resistência mútua entre os condutores é distribuída igualmente entre os condutores paralelos;
- a capacitância entre os condutores e o solo é desprezível;
- a resistividade do solo permanece constante com a frequência;
- a influência da ionização do solo é desprezada;
- a resistência do condutor, condutância e indutância são independentes da frequência;
- não estão incluídas as resistências mútuas entre os condutores paralelos quando calculadas individualmente.

CAPÍTULO VI

SIMULAÇÃO DE MALHAS DE ATERRAMENTO NO SOFTWARE PSPICE

"A simulação da resposta impulsiva de eletrodos de aterramento, durante o escoamento de altas correntes para o solo, é fundamental na análise de projeto de um sistema de aterramento, para otimizar as formas e dimensões; assim como para uma representação exata das distribuições de corrente, ao longo dos eletrodos."
(GERI et al., 1992)

6.1 INTRODUÇÃO

Durante o período de 1987 a 1989 foram desenvolvidos no Instituto de Eletrotécnica e Energia da USP uma série de trabalhos relativos ao estudo do comportamento dos sistemas de aterramento sob solicitações impulsivas. Os trabalhos

tiveram continuidade através da pesquisa realizada por Colombini (COLOMBINI, 1993).

Após um longo período de simulações no software MICROCAPII, foram citados uma série de problemas relativos ao software, e sugere que "nas simulações futuras seja utilizado um software similar ao PSPICE, comprovadamente eficiente, e que não possua limitações quanto ao número de elementos em um dado circuito".

Uma ferramenta computacional mais poderosa e disponível é o software PSPICE GII e PSPICE. Este software é voltado mais especificamente para simulações de circuitos eletrônicos e não a simulações eletrotécnicas. Porém, Kraft efetuou a aplicação deste software com pleno êxito.

6.2 UTILIZAÇÃO DO SOFTWARE PSPICE PARA ESTUDO DO COMPORTAMENTO DE GRANDES MALHAS DE ATERRAMENTO SOB CORRENTES IMPULSIVAS

"O software PSPICE foi empregado neste desenvolvimento por causa da existência de todos os componentes necessários à simulação de fenômenos das descargas atmosféricas". (KRAFT, 1991)

A citação de Kraft evidenciou a aplicação do software PSPICE em simulações de fenômenos devido a incidência das descargas atmosféricas.

As técnicas de redução de modelos são empregadas e levando em consideração, que os sistemas de aterramento são compostos por um número pequeno de estruturas condutoras, para as quais a queda de tensão desde um ponto de uma estrutura para um outro da mesma estrutura é desprezível, para todos os objetivos práticos.

Na pesquisa de Kosztaluk e colaboradores efetuaram experimentos com segmentos físicos (KOSZTALUK et al., 1981). Através do software PSPICE é possível

implementar o circuito representativo de um contrapeso de torres de linhas de transmissão, ou então de uma malha de aterramento de grandes dimensões.

Na pesquisa proposta os circuitos elétricos são implementados numa estação de trabalho Sun e num microcomputador Pentium-S.

6.3 DIVISÃO DOS CONDUTORES DA MALHA EM SEGMENTOS

Quando Nagar e colaboradores efetuaram a segmentação de eletrodos para a sua pesquisa, salientaram as seguintes considerações:

"Assumindo o solo como um meio linear, e sabendo que o potencial é uma quantidade escalar, justifica-se assumir que o potencial induzido em algum ponto no solo, ou sobre a superfície do eletrodo será a soma dos potenciais resultantes a partir de correntes individuais associadas com cada elemento constituinte do eletrodo." (NAGAR et. al.,199)

De posse desta citação, Nagar e colaboradores afirmam que uma malha de aterramento complexa e composta por condutores lineares, pode ser subdividida numa quantidade razoável de segmentos lineares.

Dawalibi em sua pesquisa (DAWALIBI, 1979), mostrou que a densidade de corrente em vários tipos de malhas não é uniforme, exceto em alguns casos onde o solo é uniforme, ou seja $k = 0$ (fator de reflexão nulo). Numa malha simples com somente uma sub-malha a densidade é quase uniforme, e a medida que as sub-malhas aumentam, a densidade de corrente tem variações desde a sua região central até às suas extremidades.

Outra afirmação, que apoia a iniciativa desta pesquisa, haja visto que em situações de corrente impulsiva as densidades de correntes nem sempre são constantes cita:

"É permissível uma variação na densidade de corrente de dispersão linear nos vários segmentos para satisfazer a condição de contorno, tal que o potencial sobre a superfície de um eletrodo precisa ser constante."

Nos parágrafos anteriores foram calculados os parâmetros do modelo- π da linha de transmissão representativa do segmento da malha de aterramento.

A escolha do comprimento dos segmentos da linha de transmissão segue as diretrizes citadas na pesquisa de Joy e Wilson. Os pesquisadores Joy e Wilson estudaram a exatidão dos algoritmos utilizados para análise de malhas de aterramento. Os pesquisadores abordam que *"o erro computacional básico, provocado devido a aproximações envolvidas no programa está relacionado à segmentação dos condutores de aterramento"* (JOY ; WILSON,1986).

Embora, as conclusões referentes aos comprimentos dos segmentos foram direcionadas aos algoritmos normalmente utilizados para a determinação da resistência de aterramento e dos potenciais de uma malha de aterramento. Face a existência neste trabalho de interseções com a resistência da malha em frequência industrial e a ausência de referências bibliográficas sobre a otimização da partição dos condutores sob correntes impulsivas, optou-se em utilizar neste trabalho as mesmas limitações impostas por Joy e Wilson. (JOY ; WILSON,1986).

De acordo com a pesquisa de Joy e Wilson (JOY ; WILSON,1986) devem ser feitas as seguintes restrições:

condutores horizontais

- O tamanho máximo de um segmento de condutor horizontal para uma segmentação uniforme, deve ser menor ou igual do que a três vezes a profundidade do condutor.

Desde que, a profundidade da malha de aterramento utilizada neste trabalho é de 0,50 m, o tamanho máximo do segmento deve ser menor ou igual a 1,50 m.

- O tamanho mínimo do segmento de condutor horizontal deve ser maior ou igual do que a três vezes o diâmetro do condutor.

Nesta pesquisa o diâmetro do cabo utilizado nas malhas de aterramento é de 4/0 (0,0134 m), então o tamanho do segmento do condutor deve ser maior ou igual a 0,0402 m.

- Os condutores horizontais não deverão estar localizados numa camada de solo ou superfície da terra maior do que dez diâmetros do condutor.

De modo a satisfazer as restrições citadas acima, os condutores horizontais das sub-malhas são segmentados em comprimentos não superiores a um metro. Adotando os comprimentos dos condutores das sub-malhas iguais a 3, 5 ou 7 m. Para arredondamento da quantidade de segmentos e atendimento ao parágrafo anterior o comprimento do segmento a ser utilizado no modelo de linha de transmissão é de 1 m.

Figura 6.1 - Divisão do segmento da malha de aterramento.

6.4 CARACTERÍSTICAS DO GERADOR DE IMPULSO

O gerador de impulso de corrente utilizado nas simulações é construído de acordo com o mostrado por Craggs (CRAGGS, 1954). Consiste de uma associação RLC série com o circuito equivalente do gerador mostrado na figura 6.2.

Figura 6.2 - Circuito elétrico do gerador de impulso utilizado nas simulações

A corrente impulsiva nos terminais de saída do gerador pode ser equacionada por uma fonte de corrente com frente senoidal e cauda exponencial, conforme a expressão (6.1):

$$I(t) = \frac{-V_0}{\omega \cdot L_1} \cdot e^{-a_G \cdot t} \sin \omega \cdot t \quad (6.1)$$

onde:

$$a_G = \frac{R_1}{2 \cdot L_1} \quad (6.2)$$

$$\omega = \sqrt{\frac{1}{L_1 C_1} - a_G^2} \quad (6.3)$$

Os componentes do gerador de corrente, seus componentes foram escolhidos de forma que a inserção da malha de aterramento não distorce a forma de onda 3/40μs, e o valor da corrente de pico é mantido constante.

Os parâmetros do gerador de impulso são mostrados a seguir:

$$R = 2700 \, \Omega$$

$$L = 4 \text{H}$$

$$C = 0,02 \mu\text{F}$$

Figura 6.3 - Forma de onda da corrente impulsiva 3/40μs.

6.5 SIMULAÇÃO

Os resultados obtidos nas simulações estão organizados nas tabelas 6.1, 6.2, 6.3 e 6.4.

Os valores calculados que aparecem nas tabelas foram obtidos conforme mostram os apêndices D e E.

Tipo de malha	S_c (m)	k_G	A_q (m)	T_f (us)	r_q (m)	r_e (m)	Valores calculados			Valores obtidos					
							$Z_{calc.}$ (Ω)	$R_{calc.}$ (Ω)	α_1	$Z_{sim.}$ (Ω)	R_{sverak} (Ω)	α_2	$Z_{sim.}/Z_{calc.}$	α_2/α_1 (%)	$R_{sverak}/R_{sim.}$
Q22S33	3	0,525	36	3,34	3,39	11,75	11,29	11,08	1,02	14,01	13,8	1,02	1,24	0,39	1,25
Q22S55	5	0,475	100	3,28	5,64	10,54	7,19	6,65	1,08	8,6	8,6	1,00	1,20	7,61	1,29
Q22S77	7	0,425	196	3,28	7,90	9,43	5,93	4,75	1,25	6,32	6,25	1,01	1,07	19,05	1,32
Q44S33	3	0,525	144	3,27	6,77	11,63	6,10	5,54	1,10	6,43	6,4	1,00	1,05	8,72	1,16
Q44S55	5	0,475	400	3,34	11,28	10,63	4,64	3,32	1,40	4,33	3,93	1,10	0,93	21,02	1,18
Q44S77	7	0,425	784	3,28	15,80	9,43	3,31	2,37	1,40	5,23	2,85	1,84	1,58	31,60	1,20
Q66S33	3	0,525	324	3,28	10,16	11,65	4,71	3,69	1,28	4,18	4,11	1,02	0,89	20,25	1,11
Q66S55	5	0,475	900	3,28	16,93	10,54	3,09	2,22	1,40	4,11	2,52	1,63	1,33	16,91	1,14
Q66S77	7	0,425	1764	3,28	23,70	9,43	2,21	1,58	1,40	6,24	1,82	3,43	2,83	145,78	1,15
Q88S33	3	0,525	576	3,28	13,54	11,65	3,86	2,77	1,40	3,32	3,02	1,10	0,86	21,19	1,09
Q88S55	5	0,475	1600	3,24	22,57	10,47	2,32	1,66	1,40	4,77	1,85	2,58	2,06	84,83	1,11
Q88S77	7	0,425	3136	3,28	31,60	9,43	1,66	1,19	1,40	3	1,32	2,27	1,81	62,92	1,11

$Z_{calc.}$ Impedância sob impulso calculada pela expressão de Gupta e Thapar

$R_{calc.}$ Resistência de aterramento calculada pela expressão de Dwight

$Z_{sim.}$ Impedância sob impulso obtida através da simulação

R_{sverak} Resistência de aterramento obtida através da expressão de Sverak

α_1 Coeficiente de impulso calculado

α_2 Coeficiente de impulso obtido pela simulação

Tabela 6.1 - Resultados obtidos para injeções de corrente no canto das malhas quadradas

Figura 6.4 - Representação gráfica da impedância sob impulso em função da área ocupada pela malha para injeção de corrente no canto da malha.

Valores obtidos para injeções de corrente no centro das malhas quadradas

Tipo da malha	S_c (m)	k_0	Λ_q (m)	T_f (s)	r_q (m)	r_s (m)	Valores calculados			Valores obtidos					
							Z_{calc} Ω	R_{calc} Ω	α_1	Z_{sim} Ω	R_{Sverak} Ω	α_2	Z_{sim}/Z_{calc}	α_2/α_1 (%)	R_{Sverak}/R_{calc}
Q22S33	3	1,60	36	3,28	3,39	35,49	11,09	11,08	1,00	13,81	13,83	1,00	1,24	0,29	1,25
Q22S55	5	1,70	100	3,28	5,64	37,71	6,67	6,65	1,00	8,61	8,6	1,00	1,29	0,30	1,29
Q22S77	7	1,80	196	3,28	7,90	39,93	4,79	4,75	1,01	6,24	6,25	1,00	1,30	0,96	1,32
Q44S33	3	1,60	144	3,27	6,77	35,44	5,58	5,54	1,01	6,41	6,4	1,00	1,15	0,58	1,16
Q44S55	5	1,70	400	3,35	11,28	38,11	3,39	3,32	1,02	3,97	3,94	1,01	1,17	1,26	1,19
Q44S77	7	1,80	784	3,26	15,80	39,80	2,47	2,37	1,04	2,89	2,84	1,02	1,17	2,21	1,20
Q66S33	3	1,60	324	3,34	10,16	35,81	3,76	3,69	1,02	4,11	4,12	1,00	1,09	2,06	1,12
Q66S55	5	1,70	900	3,34	16,93	38,05	2,33	2,22	1,05	2,55	2,52	1,01	1,09	3,91	1,14
Q66S77	7	1,80	1764	3,33	23,70	40,23	1,75	1,58	1,10	-	1,81	-	-	-	1,14
Q88S33	3	1,60	576	3,27	13,54	35,44	2,87	2,77	1,04	-	3,02	-	-	-	1,09
Q88S55	5	1,70	1600	3,23	22,57	37,42	1,84	1,66	1,11	-	1,84	-	-	-	1,11
Q88S77	7	1,80	3136	3,27	31,60	39,87	1,44	1,19	1,22	-	1,32	-	-	-	1,11

Z_{calc} Impedância sob impulso calculada pela expressão de Gupta e Thapar

R_{calc} Resistência de aterramento calculada pela expressão de Dwight

Z_{sim} Impedância sob impulso obtida através da simulação

R_{Sverak} Resistência de aterramento obtida através da expressão de Sverak

α_1 Coeficiente de impulso calculado

α_2 Coeficiente de impulso obtido pela simulação

- Erro de simulação

Tabela 6.2 - Resultados obtidos para injeções de corrente na parte central das malhas quadradas

Figura 6.5 - Representação gráfica da impedância sob impulso em função da área ocupada pela malha para injeção de corrente na parte central da malha.

Tipo da malh	S _o	k _o	A _q (m)	T _r (s)	r _q (m)	r _e (m)	Valores calculados			Valores obtidos			α ₂	Z _{sim} /Z _{calc}	α ₂ /α ₁ (%)	R _{Sverak} /R _{Gupta}
							Z _{calc} (Ω)	R _{calc} (Ω)	α ₁	Z _{sim} (Ω)	R _{Sverak} (Ω)	α ₂				
R24S33	3	0,675	72	3,29	4,79	14,19	8,05	7,83	1,03	9,01	9	1,00	1,12	2,59	1,15	
R24S55	5	0,725	200	3,28	7,98	15,21	5,07	4,70	1,08	4,72	4,34	1,09	0,93	0,85	0,92	
R24S77	7	0,775	392	3,28	11,17	16,26	3,86	3,36	1,15	4,737	3,13	1,51	1,23	31,52	0,93	
R48S33	3	0,675	288	3,34	9,57	14,29	4,47	3,92	1,14	4,55	4,38	1,04	1,02	9,01	1,12	
R48S55	5	0,725	800	3,25	15,96	15,14	3,28	2,35	1,40	6,3	2,68	2,35	1,92	68,51	1,14	
R48S77	7	0,775	1568	3,29	22,34	16,29	2,34	1,68	1,40	5,57	1,93	2,89	2,38	106,88	1,15	
R612S33	3	0,675	648	3,26	14,36	14,12	3,64	2,61	1,40	3,15	2,84	1,11	0,86	20,49	1,09	
R612S55	5	0,725	1800	3,29	23,94	15,24	2,19	1,57	1,40	4,76	1,73	2,75	2,18	97,24	1,10	
R612S77	7	0,775	3528	3,2	33,51	16,06	1,56	1,12	1,40	-	-	-	-	-	-	

Z_{calc} Impedância sob impulso calculada pela expressão de Gupta e Thapar

R_{calc} Resistência de aterramento calculada pela expressão de Dwight

Z_{sim} Impedância sob impulso obtida através da simulação

R_{Sverak} Resistência de aterramento obtida através da expressão de Sverak

α₁ Coeficiente de impulso calculado

α₂ Coeficiente de impulso obtido pela simulação

- Erro de simulação

Tabela 6.3 - Resultados obtidos para injeções de corrente no canto das malhas retangulares

Figura 6.6 - Representação gráfica da impedância sob impulso em função da área ocupada pela malha para injeção de corrente no canto da malha.

Figura 6.7 - Representação gráfica da impedância sob impulso em função da área ocupada pela malha para injeção de corrente na parte central da malha.

Tipo da malha	S_c	k_0	Λ_q	T_f	r_q	r_e	Valores calculados			Valores obtidos			Z_{sim}/Z_{calc}	$\alpha_{sim}/\alpha_{calc}$ (%)	R_{Sverak}/R_{Gupta}
							Z_{calc} Ω	R_{calc} Ω	α_1	Z_{sim} Ω	R_{Sverak} Ω	α_2			
R24S33	3	1,60	72	3,29	4,8	34,84	7,86	7,83	1,00	9	9,35	0,96	1,14	4,08	1,19
R24S55	5	1,70	200	3,28	8,0	36,96	4,75	4,70	1,01	4,6	4,34	1,05	0,96	4,43	0,92
R24S77	7	1,80	392	3,25	11,2	38,95	3,42	3,36	1,02	3,2	3,13	1,01	0,92	1,24	0,93
R48S33	3	1,60	288	3,28	9,6	34,78	3,98	3,92	1,02	4,5	4,38	1,03	1,13	0,95	1,12
R48S55	5	1,70	800	3,27	16,0	36,90	2,47	2,35	1,05	4,5	2,68	1,66	1,81	58,55	1,14
R48S77	7	1,80	1568	3,28	22,3	39,13	1,84	1,68	1,10	2,4	1,93	1,25	1,31	13,92	1,15
R612S33	3	1,60	648	3,28	14,4	34,78	2,73	2,61	1,04	1,6	2,84	0,56	0,58	46,74	1,09
R612S55	5	1,70	1800	3,27	23,9	36,90	1,77	1,57	1,13	2,6	1,73	1,53	1,49	34,93	1,10
R612S77	7	1,80	3528	3,28	33,5	39,13	1,41	1,12	1,26	-	1,24	-	-	-	1,11

Z_{calc} Impedância sob impulso calculada pela expressão de Gupta e Thapar

R_{calc} Resistência de aterramento calculada pela expressão de Dwight

Z_{sim} Impedância sob impulso obtida através da simulação

R_{Sverak} Resistência de aterramento obtida através da expressão de Sverak

α_1 Coeficiente de impulso calculado

α_2 Coeficiente de impulso obtido pela simulação

- Erro de simulação

Tabela 6.4 - Resultados obtidos para injeções de corrente na parte central das malhas retangulares

CAPÍTULO VII

COMENTÁRIOS E CONCLUSÕES

Como citado na ANSI/IEEE-STD-80/1986, *"Somente uma baixa resistência da malha, não garante que ela seja segura às pessoas"*, apesar do conteúdo desta citação, muitos estudos foram desenvolvidos em busca de valores cada vez mais reduzidos e em consequência destas pesquisas atualmente existem várias conclusões que auxiliam o projeto de malhas de aterramento e que proporcionam segurança às pessoas situadas nas vizinhanças e no seu interior.

De maneira similar ao apresentado no parágrafo anterior nesta pesquisa formula-se a seguinte pergunta: *"O projeto de malhas de aterramento executado através da atual ANSI/IEEE-STD-80/1986 atende integralmente às exigências de operacionalidade dos equipamentos situados no interior da subestação?"* Com certeza a resposta seria negativa.

Apesar de existirem parâmetros relacionados as malhas de aterramento com um elevado grau de dificuldade para serem controlados, e que além disto, também são variáveis como por exemplo a resistividade do solo, heterogeneidade do solo, etc. Algum pesquisador poderia elaborar a seguinte pergunta: *"Vale a pena investir no estudo de malhas de aterramento na tentativa de melhorar o seu desempenho e a precisão nos resultados?"*

A resposta sobre a importância da perseverança nos estudos das malhas de aterramento, cada vez mais, é justificada através de outra citação constante na ANSI-IEEE-STD-80/1986. A citação explica em quais circunstâncias são possíveis choques elétricos em corpos humanos. Apesar da baixa probabilidade de ocorrência de todas às

condições desfavoráveis quando uma pessoa encontra-se em contato ou nas vizinhanças das instalações, é de responsabilidade do engenheiro minimizar esta possibilidade.

Dentre as vantagens do modelo proposto em relação aos trabalhos (GUPTA; THAPAR, 1980), (GUPTA, SINGH, 1992), enumeram-se que as condutâncias distribuídas, quando em regime permanente, refletem o valor da resistência aterramento atualmente adotado pela IEEE-STD-80/1996, além disto a expressão da resistência utilizada por Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980) considera a profundidade da malha nula, fato que não ocorre em situações práticas. Esta aplicação pode ter provocado erros nos seus experimentos, devido a profundidade da malha ser igual a 0,5 m. Em contrapartida a expressão para cálculo da resistência de Sverak é levada em consideração a profundidade da malha dentro dos limites usuais.

Outra particularidade é o aparecimento da área efetiva de uma malha de aterramento que está intimamente relacionada com o comprimento efetivo dos cabos da malha utilizados para a dispersão da corrente impulsiva. A fórmula de Sverak igualmente, em frequência industrial, é utilizada quando deseja-se saber o comprimento de cabos para uma certa malha.

O modelo proposto e a utilização do software PSPICE também permite a variação dos parâmetros da malha, inserção de hastes de aterramento ou de condutores adicionais em qualquer ponto da malha de aterramento. Embora a distribuição da resistência mútua é feita de modo igual para todos os condutores da malha, esta distribuição não interfere na obtenção da tensão induzida no ponto de injeção de corrente e na determinação da impedância sob impulso.

A subdivisão dos condutores que formam as sub-malhas em seções com comprimento menor do que o comprimento total do mesmo, além de aumentar a precisão dos resultados, permite que sejam determinadas as tensões induzidas em relação ao referencial terra em vários pontos ao longo do condutor, determinar as tensões diferenciais entre dois pontos distintos da malha de aterramento.

A vantagem do modelo proposto em comparação à pesquisa de Ramammorty, é que a subdivisão dos condutores das sub-malhas em até sete segmentos, com comprimento de um metro, permite que seja identificado com maior precisão os limites de condução de corrente impulsiva, permitindo que sejam avaliados graficamente os limites das áreas efetivas.

A ANSI/IEEE-STD-80/1986 mostra em forma de fluxograma o roteiro para projetos de malhas relacionando os parâmetros em frequência industrial de 60 Hz. De forma igual ao utilizado no passado, nos cálculos da tensão de passo, tensão de toque e resistência de aterramento algumas fórmulas básicas propiciavam delimitar os valores a níveis de suportabilidade do corpo humano. Embora as fórmulas básicas continham deficiências, foram úteis durante muitos anos até surgirem estudos mais atualizados, onde incluíram expressões modificadas relevando aspectos, como por exemplo, o peso das pessoas nos cálculos da tensão de passo.

O texto "Transmission line reference book 345 kV and above" mostra a relação entre o valor da resistência sob correntes impulsivas e a resistência em frequência industrial em função da corrente impulsiva.

Como pode-se notar a inclusão de algumas expressões ou gráficos para malhas de aterramento relacionando a resistência em frequência industrial, indutância e impedância sob impulso, similares aos encontrados para linhas de transmissão, apesar de apresentar deficiências poderiam constar dentre os itens da ANSI/IEEE-STD-80/1986.

Para estudos similares aos efetuados por Xiong e Dawalibi sobre mapeamento do campo elétrico torna-se fácil a inserção de modelos de corpos metálicos sobre a superfície da malha.

De acordo com os experimentos e a expressão de Gupta e Thapar a variação do coeficiente de impulso de uma malha quadrada com a relação entre o raio equivalente e o raio da área efetiva pode variar entre os valores mostrados no gráfico a seguir.

VARIAÇÃO DO COEFICIENTE DE IMPULSO EM FUNÇÃO DA RELAÇÃO ENTRE O RAO EQUIVALENTE E O RAO EFETIVO DE UMA MALHA COM CONFIGURAÇÃO QUADRADA

A aplicação de um impulso de corrente numa determinada malha de aterramento, juntamente com a realização dos registros da corrente e da tensão induzida no ponto de aplicação, além da obtenção da impedância sob impulso, também é possível obter o valor da resistência de aterramento em frequência industrial, quando a mesma atinge o regime permanente.

O desenvolvimento do estudo mostrou a viabilidade de utilização do software PSPICE para conhecimento do comportamento de grandes malhas de aterramento sob correntes impulsivas.

Utilizando-se alguns processos de refinamentos nos cálculos dos parâmetros dos modelos os resultados das simulações melhoram a precisão.

Apesar que, o tempo para cálculo das resistências mútuas é superior ao tempo gasto para efetuar a simulação propriamente dita num microcomputador, o tempo de simulação é reduzido se forem inseridos circuitos equivalentes de Thévenin e Norton

ou ainda a realização de aproximações face a simetria das malhas quadradas e retangulares.

Quando incide uma corrente impulsiva numa malha de aterramento os elementos constituintes da malha de aterramento, hastes e cabos pode-se dizer que tem o comportamento semelhante a um "shunt" utilizado para medidas das correntes impulsivas. Verificou-se que a expressão para a tensão induzida apresentada por Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980) é idêntica à apresentada por Schwab (SCHWAB, 1972).

No apêndice C foi efetuado uma tentativa de desenvolvimento teórico das expressões para as constantes k_G utilizadas para o cálculo do raio efetivo das malhas em situações de impulso. As expressões obtidas nesta pesquisa mostram que as constantes, tanto para as malhas quadradas como retangulares são inversamente proporcionais ao espaçamento entre os condutores da malha e dependem também da quantidade de sub-malhas. Divergindo assim das expressões de Gupta e Thapar e Gupta e Singh obtidas de forma experimental e empírica.

Para a continuidade dos trabalhos sobre o estudo do comportamento de malhas de aterramento quadradas e retangulares com o software PSPICE sugerem-se:

- calcular as resistências mútuas e indutâncias mútuas para cada condutor constituinte da sub-malha da malha de aterramento, através do método computacional apresentado por Haffner et al. (Haffner et al., 1993);
- sejam aumentadas as resistividades do solo até 5000 $\Omega.m$, de forma que os efeitos capacitivos sejam pronunciados;
- a inserção de resistências não lineares nos condutores situados próximo ao ponto de injeção de corrente;
- na ANSI-IEEE-STD-80/1986 estão inclusos métodos para determinação do valor correto da corrente máxima numa malha de aterramento em frequência industrial. De modo similar devem ser realizados estudos e inseridos tópicos sobre a corrente

máxima a ser adotada nas análises da injeção de correntes impulsivas em malhas de aterramento;

- Devido ao adiantado estágio que se encontram os estudos de alta tensão, para futuros estudos sobre modelamento de malhas de aterramento em condições de correntes impulsivas, recomendam-se que sejam feitos levantamentos bibliográficos sobre o estado da arte para verificação dos resultados de pesquisas referentes ao modelamento de "shunts" com baixo valor ôhmico utilizados para medições de correntes impulsivas em laboratórios de alta-tensão;
- estudar o modelo para outros formatos de malhas de aterramento;

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ♦ALTAFIM, R.A.C.; LEITE, D.M.; KAMEYAMA, F.H.; KIMURA, M.Y.S. Earthing electrode associations for impulse currents. 20 **ICLP - International Conference on Lightning Protection**. Interlaken, Switzerland Sept. p. 24-28, 1990.
- ♦ALTAFIM, R.A.C. Modelos computacionais para estudos de grandes sistemas de aterramento quando submetidas a correntes impulsivas. Relatório final, processo, p. 500334/91-9, p. 15, 1994.
- ♦ARMSTRONG, H.R., Grounding electrode characteristics from model tests, **AIEE Transactions** , p.1301-1306, Dec., 1953.
- ♦BELLASCHI, P.L. Impulse and 60-cycle characteristics of driven grounds. **AIEE Transactions** Vol. 60, p.123-128, Mar., 1941.
- ♦BELLASCHI, P.L.; ARMINGTON, R.E.; SNOWDEN, A.E. Impulse and 60-cycle characteristics of driven grounds-II. **AIEE Transactions**. Vol. 61, p. 349- 361, 1942.
- ♦BELLASCHI, P.L.; ARMINGTON, R.E. Impulse and 60-cycle characteristics of driven grounds-III. Effect of lead in ground installation. **AIEE Transactions**. V.62, p. 334-345, 1943.

- ♦BEWLEY, L.V. Theory and tests of the counterpoise . **Electrical Engineering**, p. 1163-1172, Aug., 1934.
- ♦BS-6651/1992 - Code of practice for protection of structures against lightning. **BSI Publications**, London, 1992.
- ♦CABRERA M,V.M. Experimental results of discharges in sand under lightning impulse voltages and a physical interpretation, **ICLP International Conference on Lightning Protection**, Interlaken, Switzerland, Sept. 24-28, 1990.
- ♦CALDECOTT, R.; KASTEN, D.G. Scale model studies of station grounding grids. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-102(3), p. 558-566, Mar., 1983.
- ♦CALDECOTT, R.; KASTEN, D.G.; MINKARA, S. Investigation of soil resistivity measuring techniques using an electrolytic tank. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-103(10), p. 2983-2988, Oct., 1984.
- ♦CHISHOLM W. A.; JANISCHEWSKYJ, W. Lightning surge response of ground electrodes. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol. 4 (2), p. 1329-1337, April, 1989.
- ♦CHOW, Y.L.; SALAMA. A simplified method for calculating the substation grounding grid resistance. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol. 9(2), April, 1994.

- ♦ COLOMBINI, A.C. Nova abordagem para o estudo de sistemas de aterramento quando submetidos a correntes impulsivas, São Carlos, Out., 1993, p.131, Dissertação de Mestrado - **Escola de Engenharia de São Carlos/USP**.

- ♦ **ELEC 79 - COLLOQUE INTERNATIONAL** - HV and EHV open substations.

- ♦ Comité Consultivo International Télégraphique y Telefónico (C.C.I.T.T), Protección Contra El Rayo de Las Líneas e Instalaciones de Telecomunicacion. **Union Internacional de Telecomunicaciones**, p. 18-23, 1974.

- ♦ CRISTINA, S.; ORLANDI, A. Currents distribution calculation in lightning stroked structure in presence of non-linear ground impedance. 20 **ICLP - International Conference on Lightning Protection**. Interlaken, Switzerland, Sept. 24-28, 3.11P/1 - 3.11P/6, 1990.

- ♦ CRUZ, L.A.; CARDOSO, J.R. O problema do domínio no cálculo de sistemas de aterramento pelo método dos elementos finitos e a escolha da condição de contorno adequada, **XIV Congresso latino-americano de métodos computacionais em engenharia**, 1 a 3 de dezembro, São Paulo, Brasil, p. 448-454, 1993

- ♦ DARVENIZA, A.L. Dynamic model of impulse characteristics of concentrated earths. **IEE Proceedings**. Vol. 121(2), p. 123-135, Feb., 1974.

- ◆DAWALIBI, F.; BAISHIKI, R.S. Power frequency performance of transmission line structure grounds. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**. Vol. PAS-103(6), p. 1295-1303, June, 1984.
- ◆DAWALIBI, F.; BLATTNER, C.J. Earth resistivity measurement interpretation techniques. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-103(2), p.374-382, Feb., 1984.
- ◆DAWALIBI, F.; MUKHEDKAR, D. Multi step analysis of Interconnected grounding electrodes. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-95(1), p. 113-119, Jan./Feb., 1976.
- ◆DAWALIBI, F.; MUKHEDKAR, D. Optimum design of substation grounding in A two layer earth structure Part I - Analytical study. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-94(2), p. 252-261, Mar./April, 1975 a.
- ◆DAWALIBI, F.; MUKHEDKAR, D. Optimum design of substation grounding in a two layer earth structure Part II - Comparison between theoretical and experimental results. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-94(2), p. 262-266, Mar./April, 1975 b.
- ◆DAWALIBI, F.; MUKHEDKAR, D. Optimum design of substation grounding in a two layer earth structure Part III - Study of grounding grids performance and new electrodes configuration. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-94(2), p. 267-272, Mar./April, 1975 c.

- ◆DAWALIBI, F.; MUKHEDKAR, D. Parametric Analysis of grounding grids. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**. Vol. PAS-98(5), p. 1659 - 1668, Sept./Oct., 1979.
- ◆DAWALIBI, F.; MUKHEDKAR, D. Transferred earth potentials in power systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**. Vol. PAS-97(1), p. 90-101, Jan./Feb., 1978.
- ◆DAWALIBI, F.; MUKHEDKAR, D.; BENSTED, D. Measured and computed current densities in buried ground conductors, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, V. PAS-100(8), p. 4083-4092, Aug., 1981.
- ◆DAWALIBI, F.; SOUTHEY, R.D. Behaviour of grounding systems in multilayer soils: a parametric analysis. **IEEE Transactions on Power Delivery**. Vol.9(1), p. 334-342, Jan., 1994.
- ◆DEVGAN, S.S.; WHITEHEAD, E.R. Analytical models for distributed grounding systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. 92, part III, p.1763-1770, Sept./ Oct., 1973
- ◆DICK, W.K.; HOLLIDAY, H.R. Impulse and alternating current tests on grounding electrodes in soil environment. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-97(1), p. 102-108, Jan./Feb., 1978.

- ♦DWIGHT, H.B. Calculation of resistance to ground. **Electrical Engineering**, p.-1319-1328, Dec., 1936.
- ♦EWY, K.A.; SMOLLECK, H.A. A graphical explanation of the resistance and surface-potential calculations for grounding, systems in two-layer earth **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-103(3), p. 631-639, Mar., 1984.
- ♦FAWSSET, ET AL. Practical aspects of earthing. **Journal IEE.**, Vol.87(526), p. 357-400, 1940.
- ♦FRANCO, S.G.; CARDOSO, J.R. Propagação de surtos atmosféricos na via permanente do sistema Metrô/Ferrovia. **Engenharia**. Nº 488, p. 97-102, 1992.
- ♦GERI,A.; GARBAGNATI, E.; SARTORIO, G. Non-linear behaviour of ground electrodes under lightning surge currents: Computer modelling and comparison with experimental results. **IEEE Transactions on magnetics**, Vol. 28(2), p.1442-1445, Mar., 1992.
- ♦GARRET, D.L.; HOLLEY, H.L. Calculation of substation grounding system resistance using Matrix techniques. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**. Vol. PAS-99(5), p. 2008-2011, Sept./Oct., 1980

- ♦GIORDANO, R.; MARK, D.A.; ROSTKOWSKI, C.J.; SCHALL, B.; SOMMER, K.O. Computer Assisted Design of substation grounding, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-104(7), p. 1864-1867, July, 1985.
- ♦GREEV, L.; DAWALIBI, F. An eletromagnetic model for transients in grounding systems, **IEEE** ,Vol. 5(4), Nov., 1990.
- ♦GROSS, E.T.B.; CHITNIS, B.V.; STRATTON, L.J. grounding grids for High-Voltage stations, **AIEE Transactions Amer. Inst. Elect. Engrs.**, Vol. 72, Pt. III (Power Apparatus and Systems), p. 799-810, Aug.,1953.
- ♦GROSS, E.T.B.; WISE, R.B. Grounding grids for high-voltage stations. II - resistance of large rectangular plates. **AIEE Transactions Amer. Inst. Elect. Engrs.**, Vol. , p. 801-809, Oct., 1955.
- ♦GUPTA, B.R.; THAPAR, B. Impulse impedance of grounding grids, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-99(6), p. 2357-2362, Nov./Dec., 1980.
- ♦GUPTA, B.R.; SINGH,V.K. Impulse impedance of rectangular grounding grids, **IEEE Transactions on Power Delivery**, V.7(1), p. 214-218, Jan., 1992.

- ♦HAFFNER, S.L.; TELLÓ, M.; DIAS, G.A.D. Método computacional para projeto de grandes sistemas de aterramento empregando matrizes esparsas. **XIV Congresso Ibero Latino-Americano de Métodos computacionais em Engenharia**, 1-3 de Dec. 1993.

- ♦HEPPE, R.J. Computation of potential at surface above an energized grid or other electrode, allowing for non-uniform current distribution. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-98(6), p. 1978-1989, Nov./ Dec., 1979.

- ♦IEC-60 - High voltage test techniques

- ♦IEEE-STD-80-86 - IEEE Guide for safety in AC substation grounding, 1986.

- ♦IEEE-STD-81-83 - IEEE Guide for measuring earth resistivity, ground Impedance, and Earth Surface potentials of a ground system, 1983.

- ♦IEEE-STD-81.2-91 - IEEE Guide for measurement of impedance and safety characteristics of large, extendend or interconnected grounding systems.

- ♦IVLIYEV, Y.A. Calculation of the electrical parameters of earth rods. **Elektrichestvo**, N° 7, p. 41- 44, 1992.

- ♦JEERINGS, D.I.; LINDERS, J.R. Ground resistance - Revisited, **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol. 4(2) p.949-956, April, 1989.

- ♦JENSEN C. Grounding principles and practice : II - Establishing grounds. **Electrical Engineering**. Vol. 64 (1), p.1-13, Jan., 1945.
- ♦JOY, E.B.; WILSON, R.E. Accuracy study of ground grid analysis algorithm, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PWRD-1(3), p. 97-103, July, 1986.
- ♦KAMEYAMA, F.H.; ALTAFIM, R.A.C. Earthing electrodes modelling for impulse current. **Sixth international symposium on high voltage engineering**, New Orleans, LA, USA, Aug. 28 - Sept. 1, 1989.
- ♦KOSZTALUK, R.; LOBODA, M.; MUKHEDKAR, D. Experimental study of transient ground impedances. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, V. Pas-100(11), p.4653-4660, Nov.,1981.
- ♦KOUTEYNIKOFF, P. Numerical Computation of the grounding resistance, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-99, N° 3, p. 957-965, May/June,1980.
- ♦KRAFT, L.A. Modelling lightning performance of transmission systems using PSpice, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, V.6(2) , p. 543-549, May, 1991.
- ♦KUEHNI, H.P.; FOUST, C.M.; ROHATS, N. Impulse testing technique, **General Electric Review**, p. 934-992, July, 1932.

- ♦LAURENT, P.G. Les bases générales de la technique des mises a la terre dans les installations électriques, **Le Bulletin de La Société Française Dés Eletecreciens**, tome I, 7^o série, n^o 7, July, 1951.

- ♦LOBODA, M.; POCHANKE, Z. A numerical identification of dynamic model parameters of surge soil conduction based on experimental data, 20 **ICLP - International Conference on Lightning Protection**. Interlaken, Switzerland Sept. 24-28, p. 139-143, 1990 a.

- ♦LOBODA, M.; POCHANKE, Z. Current and voltage distributions in earthing systems, A numerical simulation based on the dynamic model of impulse soil conductivity, 20 **ICLP - International Conference on Lightning Protection**. Interlaken, Switzerland Sept. 24-28, 1990 b.

- ♦LOELOEIAN, M; VELAZQUEZ, R.; MUKHEDKAR, D. Review of analytical methods for calculating the perfomance of large grounding electrodes Part II: numerical results, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-104(11), p. 3134-3141, Nov., 1985.

- ♦MAZZETTI, C.; VECA, G.M. Impulse behaviour of ground electrodes. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-102(9), p. 3148-3156, Sept., 1983.

- ♦McCROCKLIN JR., A.J.; WENDLANDT, C.W. Determination of resistance to ground of grounding grids. **AIEE Transactions**, Vol. 71, Pt. III, p.1062-1064, Dec., 1952.

- ♦MELIOPOULOS, A.P.; MOHARAM, M.G. Transient analysis of grounding systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-102(2), p. 389-399, 1983.

- ♦MELIOPOULOS, A.P.; WEBB, R.P.; JOY, E.B. Analysis of grounding systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, V. Pas-100(3), p. 1039-1048, Mar, 1981.

- ♦NAGAR, R.P.; VELAZQUEZ, R.; LOELOEIAN, M.; MUKHEDKAR, D.; GERVAIS, Y. Review of analytical methods for calculating the performance of large grounding electrodes Part I: Theoretical considerations, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-104(11), p. 3124-3133, Nov., 1985.

- ♦NAHMAN, F.; SKULETICH, S. Resistance to ground and mesh voltages of grounding grids. **Proceedings IEE**, Vol. 126(1), p. 57-61, Jan., 1979.

- ♦NAHMAN, F.; SKULETICH, S. Irregularity correction factors for mesh and step voltages of grounding grids. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-99(1), p. 174 - 180, Jan./Feb., 1980.

- ♦NAHMAN, J.; SALAMON, D. Analytical expressions for the resistance of grounding grids in nonuniform soil, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-103(4), p. 880-885, April, 1984.

- ♦NORINDER, H., NORDELL, R., The impulse resistance of earthing conductors, **International Conference on Large High-Voltage Systems (CIGRE)**, Paris, report 302, 1939.

- ♦PAPALEXOPOULOS, A.D.; MELIOPOULOS, A.P. Frequency dependente characteristics of grounding systems, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PWRD-2(4), p. 1073-1081, Oct., 1987.

- ♦PETTERSSON, P. A method for study of transmission line shield wire potential for long front lightning current, **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol. 4(1), p. 508-513, Jan., 1989.

- ♦PIETERSE, D.J; DEACON, J.A. Substation grounding grid design with the aid of a computer program. p. 2.24.1-2.24.4, **12th International Conference on Electricity Distribution**, Part 1: Contributions, IEE Conference Publication n° 373, 1993.

- ♦PILLAI, P.R.; DICK, E.P. A review on testing and evaluating substation grounding Systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol.7(1), p. 53-61, Jan., 1992.

- ♦ POPOLANSKY, P. Impulse characteristics of soil. **ICLP International Conference on Lightning Protection**, Unterlaken, Switzerland, 21-29, Sept., 1990.
- ♦ PORTELA, C.M. Cálculo de parâmetros e comportamento de malhas de terra. Curso Aterramento em sistemas de potência. **COBEI**, p. 0-1 a 14-3, Out., 1983.
- ♦ RAMAMOORTHY, M.; NARAYANAN, M.M.B.; PARAMESWARAN, S.; MUKHEDKAR, D. Transient performance of grounding grids. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol. 4 (4), p. 2053-2059, Oct., 1989.
- ♦ RUDENBERG, R. Grounding principles and practice : I - Fundamental considerations on ground currents. **Electrical Engineering**. Vol. 64 (1), p. 1-13, Jan., 1945.
- ♦ SARMIENTO, H.G.; FORTIN, J.; MUKHEDKAR, D. Substation ground impedance comparative field measurements with high and Low current injection methods. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**. Vol. PAS-103(7), p. 1677-1683, July, 1984.
- ♦ SATO, S.; ZAENGL, W.S. Effective grounding mesh calculation technique, **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol.31), p. 173-182, Jan., 1988.
- ♦ SCHWARZ, S.J. Analytical expressions for the resistance of grounding systems, **AIEE Transactions**, p1011-1016, Aug., 1954.
- ♦ SOUTHGATE, R.N.; BROOKES, A.S.; WHITEHEAD, E.R.; ROMAN, W.G. Impulse tests on substations. **AIEE Transactions**, p. 876-882, June, 1931.

- ♦SVERAK, J.G.; BENSON, R.V.; DICK, W.K.; DODDS, T.H.; GARRET, D.L.;
IDZKOWSKI, J.E.; KEIL, R.P.; PATEL, S.G.; RAGAN, M.E.; SMITH, G.E.;
VERMA, R.; ZUKERMAN, L.G. Safe substation grounding - Part I, **IEEE
Transactions on power apparatus and systems**, Vol. PAS-100(9), p. 4281-
4290, Set., 1981.

- ♦SVERAK, J.G. BENSON, R.V.; DICK, W.K.; DODDS, T.H.; GARRET, D.L.;
IDZKOWSKI, J.E.; KEIL, R.P.; PATEL, S.G.; RAGAN, M.E.; SMITH, G.E.;
VERMA, R.; ZUKERMAN, L.G. Safe substation grounding - Part II. **IEEE
Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol Pas-101(10), p. 4006-
4023, Oct., 1982.

- ♦SVERAK, J.G. Optimized grounding grid design using variable spacing technique.
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-95(1), p. 362-
374, Jan./Feb., 1976.

- ♦SVERAK, J.G. Simplified analysis of electrical gradients above a ground grid. Part I,
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. Vol. Pas-103(1), p.7-25,
Jan., 1984.

- ♦SVERAK, J.G. Simplified analysis of electrical gradients above a ground grid. Part II,
IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.4(1), p. 272-281, Jan., 1989.

- ♦TAGG, G.F. Measurement of earth-electrode resistance with particular , **Proc. IEE**,
Vol. 111(2), p. 2118-2130, Dec., 1964.

- ♦TAKASHIMA, T.; NAKAE, T.; ISHIBASHI, R.; High frequency characteristics of impedances of ground and field distribution. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-100(4), p. 1893-1899, April, 1981.
- ♦THAPAR, B. GOYAL, S.L. Scale model studies of grounding grids in non-uniform soils, **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PWRD-2(4), p. 1060-1066, Oct., 1987.
- ♦THAPAR, B.; GEREZ, V.; BALAKRISHNAN, A.; BLANK, D.A. Evaluation of ground resistance of a grounding grid of any shape, **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol.6(2), p. 640-647, April, 1991.
- ♦THAPAR, B.; GEREZ, V.; KEJRIWAL, H. Reduction factor for the ground resistance of the foot in substation yards. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol. 9 (1), p. 360-368, Jan., 1994.
- ♦THAPAR, B.; GEREZ, V.; KEJRIWAL, H.; KENDREW, T.J. Two efficient configurations of grounding electrodes for electric distribution systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol. 9(2), p. 1108-1114, April, 1994.
- ♦THAPAR, B.; GROSS, E.T.B. Grounding grids for high-voltage stations. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. Pas-82, p. 782-788, Oct., 1963.

- ♦TOWNE, H.M; Impulse characteristics of driven grounds, **General Electric Review**, p. 259-263, Nov., 1928.
- ♦Transmission line reference book 345 kV and Above, **EPRI**, p. 379-383.
- ♦VELAZQUEZ, R.; MUKHEDKAR, D. Analytical modelling of grounding electrodes transiente behaviour. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol.PAS-103(6), p.1314-1321, June, 1984.
- ♦VERMA, R.; MUKHEDKAR, D. Fundamental considerations and impulse impedance of grounding grids. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol-100(3), p. 1023-1030, Mar., 1981.
- ♦VERMA, R.; MUKHEDKAR, D. Ground fault current distribution in sub-station, towers and ground wire. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-98(3), p. 724-730, May/June, 1979.
- ♦VERMA, R.; MUKHEDKAR, D. Impulse impedance of buried ground wire. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**. Vol. PAS-100(3), p. 2003-2007, Sept./Oct., 1980.
- ♦VISACRO F,S.; PEREIRA F°, CLEVER S. Computation of soil resistivity reduction with frequency increase in propagation of overvoltages related to atmospheric discharges. **Sixth International Symposium on high voltage engineering**, New Orleans, LA, USA, 27.05 p. 1- 4. Aug/set., 1989.

- ♦VISACRO F.S.; PEREIRA F., C.S. Computation of soil resistivity reduction with frequency increase in propagation of overvoltages related to atmospheric discharge, **Sixth International Symposium on High Voltage Engineering**, New Orleans, LA, USA August 28- Sept. 1, 27.05, p. 1-4,1989.

- ♦VISACRO F, S; PORTELA, C.M. Investigation of earthing systems behaviour on the incidence of atmospheric discharges at electrical systems, **ICLP International Conference on Lightning Protection**, p.3.8.1 -3.8.5, Interlaken, Switzerland, Sept. 24-28, 1990.

- ♦VISACRO F, S. Aspectos fundamentais da influência do aterramento elétrico. **Eletricidade Moderna**, p. 131-138, maio, 1995.

- ♦XIONG, W.; DAWALIBI, F.P. Transient performance of substation grounding systems subjected to lightning and similar surge currents. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol. 9(3), p.1412-1420, July, 1994.

- ♦ZABORSZKY, J.; RITTENHOUSE, J.W. Design charts for determining optimum ground-rod dimensions. **AIEE Transactions**, p. 810-817 , Aug.,1953.

- ♦ZUKERMAN, L.G. Simplified analysis of rectangular grounding grids. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. 98(5), p. 1777 - 1785, Sept/Oct.,1979.

- ♦ZUTOBRADIC, S.; HAZNADAR, Z. An improved method for calculation of impulse impedance of grounding grids. 20 **ICLP - International Conference on Lightning Protection**. Interlaken, Switzerland Sept. 24-28, 3.9P-3AP6, 1990.

BIBLIOGRAFIA RECOMENDADA

- ♦BARRY, B.A. Errors in Practical Measurement in Science Engineering, and Technology, New York, **John Wiley & Sons Inc.**, 1978.
- ♦BOWDLER, G.W. Measurements in high-voltage Test Circuits, Germany, **Vieweg & Sohn GmbH**, Burgplatz 1, Braunschweig, 1973.
- ♦COBEI - **Comite Brasileiro de Eletricidade** - Curso aterramento em sistemas de Potência.
- ♦CRAGGS, J.D.; MEEK, J.M. High voltage laboratory technique, London, **Butterworths Scientific Publications**, 1954.
- ♦DIESENDORF, W. Insulation Co-ordination in high-voltage electric power systems, London, **Butterworths Scientific Publications**, 1974.
- ♦GOLDE, R.H. Lightning Protection. Vol I, II, **Academic Press**. London, 1977.
- ♦GREENWOOD, A. Electrical transients in power systems. Vol.I, **Wiley-Interscience**. USA, 1976.

- ♦GROVER, F.W. Inductance calculations: working formulas and tables, New York, **Dover Publications, Inc.** 1946.
- ♦HAWLEY, W.G. Impulse - Voltage testing, **Chapman & Hall Ltd**, London, 1959.
- ♦HEDMAN, D.E. Teoria das linhas de transmissão I por D.E. Hedman. Trad. de José Wagner M. Kaehler. Santa Maria, **Universidade Federal de Santa Maria**, p. 208, 1979.
- ♦HEDMAN, D.E. Teoria das linhas de transmissão II por D.E. Hedman. Trad. [de] Felix A. Farret. Santa Maria, **Universidade Federal de Santa Maria**, p. 208, 1978.
- ♦LEITE, C.M.; FILHO, M.L.P. Técnicas de aterramentos elétricos. **Officina de Mydia Editora Ltda**, Vol.1, Brasil, 1995.
- ♦MELIOPOULOS, A.P. Power system grounding and transients an introduction. New York, **Marcel Dekker, Inc.** 450 p. 1 ed. 1988.
- ♦MicroSim Pspice, **MicroSim Corporation**, Irvine, California, USA, 1995.
- ♦QUEVEDO, C.P. Eletromagnetismo. **EDIÇÕES LOYOLA**, São Paulo, Brasil, p. 587, 1993.
- ♦SCHWAB, A.J. High voltage measurement techniques, **The Massachusetts Institute of Technology**, 1972,

- ♦STANDLER, R.B. Protection of electronics circuits from overvoltages, Wiley-Interscience publication, **John Wiley & Sons Inc.** New York, p.434, 1989.
- ♦SUNDE, E.D. Earth conduction effects in transmission systems. **D. Van Nostrand Company Inc.** New York, 1949.
- ♦TAGG, G.F., Earth resistance, **Pittman Publishing Corp.**, New York, 1964.

ANEXO I

A.1 MALHAS DE ATERRAMENTO QUADRADAS

As dimensões das malhas quadradas utilizadas nos modelos são: 6x6, 10x10, 12x12, 14x14, 18x18, 20x20, 24x24, 28x28, 30x30, 40x40, 42x42, 56x56 m².

A.2 MALHAS DE ATERRAMENTO RETANGULARES

As malhas de aterramento com formato retangulares, possuem a relação entre a largura e o comprimento iguais a 1/2. As dimensões das malhas são mostradas a seguir: 6x12, 10x20, 12x24, 14x28, 18x36, 20x40, 28x56, 30x60, 42x84 m².

A.3 IDENTIFICAÇÃO DAS MALHAS

Para facilitar a identificação das malhas em todos os processos de comparação é utilizada a seguinte codificação:

Figura A1- Exemplo simplificado de uma malha com configuração quadrada Q44S77.

Malha retangular

7 metros por 7 metros

R48S77

Sub-malhas

Quatro sub-malhas por lado

Figura A2 - Exemplo simplificado de uma malha de 28x56 com configuração retangular R48S77.

Os tipos de malhas quadradas e retangulares utilizadas neste estudo estão indicadas na tabela A1 e nas figuras A3 e A4.

Malhas quadradas	Malhas retangulares
Q22S33	R24S33
Q22S55	R24S55
Q22S77	R24S77
Q44S33	R48S33
Q44S55	R48S55
Q44S77	R48S77
Q66S33	R612S33
Q66S55	R612S55
Q66S77	R612S77
Q88S33	x
Q88S55	x
Q88S77	x

Tabela A1 - Modelos de malhas utilizadas nas simulações.

Figura A3 - Malhas de aterramento com configuração quadrada.

2x4

4x8

6x12

Figura A4 - *Malhas de aterramento com configuração retangular.*

APÊNDICE A

DETERMINAÇÃO DAS CONDUTÂNCIAS DOS MODELOS

As condutâncias distribuídas dos modelos são determinadas utilizando a expressão de Sverak dada em (3.30)

Resistividade do solo = 150 Ω .m

TIPO DE MALHA	ESPAÇAMENTO (m)	NÚMERO DE CONDUTORES	TOTAL DE CONDUTÂNCIAS	CONDUTÂNCIA (mho)
Q22S33	3	12	72	995,8
Q22S55	5	12	120	1032
Q22S77	7	12	168	1050
Q44S33	3	40	240	1536
Q44S55	5	40	400	1576
Q44S77	7	40	560	1590
Q66S33	3	84	504	2076
Q66S55	5	84	840	2117
Q66S77	7	84	1176	2129
Q88S33	3	144	864	2609
Q88S55	5	144	1440	2650
Q88S77	7	144	2016	2661

Resistividade do solo = 150 Ω .m

TIPO DE MALHA	ESPAÇAMENTO (m)	NÚMERO DE CONDUTORES	TOTAL DE CONDUTÂNCIAS	CONDUTÂNCIA (mho)
R24S33	3	22	132	1234
R24S55	5	22	220	1272
R24S77	7	22	308	1291
R48S33	3	76	456	1997
R48S55	5	76	760	2037
R48S77	7	76	1064	2054
R612S33	3	162	972	2760
R612S55	5	162	1620	2803
R612S77	7	162	2268	2812

APÊNDICE B

DETERMINAÇÃO DAS INDUTÂNCIAS DOS SEGMENTOS DOS MODELOS DAS MALHAS DE ATERRAMENTO QUADRADAS E RETANGULARES

B.1) Determinação das indutâncias próprias dos segmentos do modelo da malha de aterramento quadradas.

TIPO DE MALHA	ESPAÇAMENTO (m)	NÚMERO DE CONDUTORES	TOTAL DE INDUTÂNCIAS POR CONDUTOR	INDUTÂNCIA (μ H)
Q22S33	3	12	3	1,21
Q22S55	5	12	5	1,31
Q22S77	7	12	7	1,38
Q44S33	3	40	3	1,21
Q44S55	5	40	5	1,31
Q44S77	7	40	7	1,38
Q66S33	3	84	3	1,21
Q66S55	5	84	5	1,31
Q66S77	7	84	7	1,38
Q88S33	3	144	3	1,21
Q88S55	5	144	5	1,31
Q88S77	7	144	7	1,38

B.2) Determinação das indutâncias dos segmentos do modelo de malhas quadradas utilizando a expressão de Verma & Mukhedkar para injeção de corrente no canto da malha.

TIPO DE MALHA	ESPAÇAMENTO (m)	NÚMERO DE CONDUTORES	TOTAL DE INDUTÂNCIAS POR CONDUTOR	INDUTÂNCIA (μ H)
Q22S33	3	12	3	1,35
Q22S55	5	12	5	1,45
Q22S77	7	12	7	1,52
Q44S33	3	40	3	1,35
Q44S55	5	40	5	1,45
Q44S77	7	40	7	1,52
Q66S33	3	84	3	1,35
Q66S55	5	84	5	1,45
Q66S77	7	84	7	1,52
Q88S33	3	144	3	1,35
Q88S55	5	144	5	1,45
Q88S77	7	144	7	1,52

B.3) Determinação das indutâncias dos segmentos do modelo de malhas quadradas utilizando a expressão de Sunde para injeção de corrente no centro da malha.

TIPO DE MALHA	ESPAÇAMENTO (m)	NÚMERO DE CONDUTORES	TOTAL DE INDUTÂNCIAS POR CONDUTOR	INDUTÂNCIA (μH)
Q22S33	3	12	3	1,21
Q22S55	5	12	5	1,31
Q22S77	7	12	7	1,38
Q44S33	3	40	3	1,21
Q44S55	5	40	5	1,31
Q44S77	7	40	7	1,38
Q66S33	3	84	3	1,21
Q66S55	5	84	5	1,31
Q66S77	7	84	7	1,38
Q88S33	3	144	3	1,21
Q88S55	5	144	5	1,31
Q88S77	7	144	7	1,38

B.4) Determinação das indutâncias dos segmentos do modelo de malhas retangulares utilizando a expressão de Sunde para injeção de corrente no canto da malha.

TIPO DE MALHA	ESPAÇAMENTO (m)	NÚMERO DE CONDUTORES	TOTAL DE INDUTÂNCIAS POR CONDUTOR	INDUTÂNCIA (μH)
R24S33	3	12	3	1,21
R24S55	5	12	5	1,31
R24S77	7	12	7	1,38
R48S33	3	40	3	1,21
R48S55	5	40	5	1,31
R48S77	7	40	7	1,38
R612S33	3	84	3	1,21
R612S55	5	84	5	1,31
R612S77	7	84	7	1,38

B.5) Determinação das indutâncias dos segmentos do modelo de malhas retangulares utilizando a expressão de Sunde para injeção de corrente no centro da malha.

TIPO DE MALHA	ESPAÇAMENTO (m)	NÚMERO DE CONDUTORES	TOTAL DE INDUTÂNCIAS POR CONDUTOR	INDUTÂNCIA (μH)
R24S33	3	12	3	1,21
R24S55	5	12	5	1,31
R24S77	7	12	7	1,38
R48S33	3	40	3	1,21
R48S55	5	40	5	1,31
R48S77	7	40	7	1,38
R612S33	3	84	3	1,21
R612S55	5	84	5	1,31
R612S77	7	84	7	1,38

APÊNDICE C

TENTATIVA DE DEMONSTRAÇÃO TEÓRICA DAS EXPRESSÕES DE GUPTA E THAPAR E GUPTA E SINGH

Nesta seção é feita uma tentativa de demonstração teórica das expressões obtidas de forma empírica por Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980) e Gupta e Singh (GUPTA; SINGH, 1992).

A resistência de aterramento de um corpo enterrado para fluir uma corrente elétrica para o solo é dada por:

$$R_{60Hz} = r \cdot \left(\frac{L^c}{A_q} \right) \quad (C.1)$$

Conforme explicado por Meliopoulos (MELIOPOULOS, 1988) "Freqüentemente é necessário estimar a resistência de aterramento de um sistema de aterramento com fórmulas simplificadas". Em concordância com a citação de Meliopoulos, Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980) calcularam a resistência da malha de aterramento a partir da expressão utilizada para um disco enterrado próximo à superfície do solo de modo similar ao mostrado na figura C1.

Figura C1 - Disco enterrado na superfície do solo.

A expressão da resistência é dada por:

$$R_{60Hz} = \frac{\rho}{4 \cdot r_q}$$

O comprimento total dos condutores de malhas de aterramento com formato quadrado e sub-malhas uniformemente espaçadas, quando expresso em função do número de sub-malhas e do espaçamento entre os condutores da sub-malha é dado por:

$$L_c = 2 \cdot \left[(S_c \cdot \sqrt{NSM}) \cdot (\sqrt{NSM} + 1) \right] \quad (C.2)$$

A área de uma malha quadrada escrita em função do espaçamento entre condutores e do número de sub-malhas é dada pela expressão (C.3):

$$A = \left[S_c \cdot \sqrt{NSM} \right]^2 \quad (C.3)$$

Então igualando a área do círculo equivalente com a expressão (C.3) resulta em:

$$A_q = \pi \cdot r_q^2 = \left[S_c \cdot \sqrt{NSM} \right]^2 \quad (C.4)$$

resultando o raio do círculo equivalente dado por:

$$r_q = \frac{S_c \cdot \sqrt{NSM}}{\sqrt{\pi}} \quad \text{ou}$$

$$r_q = S_c \cdot \sqrt{\frac{(NSM)}{\pi}} \quad (C.5)$$

logo a resistência de aterramento em função do espaçamento entre os condutores das sub-malhas e do número de sub-malhas na malha de aterramento é dada por:

$$R_{60Hz} = \frac{\rho}{4 \cdot S_c \cdot \sqrt{\frac{(NSM)}{\pi}}}$$

ou

$$R_{60Hz} = \frac{r}{4 \cdot S_c} \sqrt{\frac{\pi}{(NSM)}} \quad (C.6)$$

De acordo com a expressão 2.12 obtida de forma empírica por Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980), o raio efetivo é dado por $r_e = k_G (\rho T_r)^{0.5}$, então a área efetiva representada por um círculo tendo o raio r_e é dada por:

$$A_e = \pi \cdot k_G^2 \cdot \rho \cdot T_r \quad (C.7)$$

Conforme citado por Gupta e Thapar (GUPTA; THAPAR, 1980), numa injeção de um impulso de corrente no canto de uma malha de aterramento quadrada a área efetiva tem o formato triangular. Nestas situações a área efetiva é igual a área de um triângulo isósceles conforme mostrado na figura C2 e dada pela expressão (C.8):

ou seja,

Figura C2 - Representação geométrica da área efetiva de uma malha de aterramento com injeção de impulso de corrente nos cantos.

$$A_{\Delta} = \left(\frac{S_b \cdot \text{altura}}{2} \right) \quad (\text{C.8})$$

Devido a simetria da malha e a distribuição de corrente impulsiva ao nos condutores desde o ponto de injeção da corrente, pode-se afirmar que ambos os lados do triângulo mostrado na figura C2 são iguais, resultando então na seguinte expressão:

$$A_{\Delta} = \left(\frac{S_b^2}{2} \right)$$

igualando com a expressão (C.7)

$$A_{\Delta} = A_e$$

resulta em:

$$A_{\Delta} = \pi \cdot k_G^2 \cdot \rho \cdot T_r = \frac{S_b^2}{2}$$

logo a constante k_G pode ser expressa como:

$$k_G = \left(\frac{S_b}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot \rho \cdot T_r}} \right)$$

ou,

$$k_G = \left(\frac{0,4 \cdot S_b}{\sqrt{\rho \cdot T_r}} \right) \quad (C.9)$$

O comprimento da base do triângulo (S_b), pode ser expresso em função dos espaçamentos entre os condutores das sub-malhas, ou seja, o comprimento da base do triângulo é uma parcela do comprimento total dos condutores efetivamente utilizados para dissipar a corrente injetada no canto da malha.

A obtenção do comprimento efetivo dos condutores contidos na área delimitada pelo triângulo mostrado na figura C2 é feita com a utilização da relação de triângulos mostrado na figura C3.

Figura C3 - Equivalência de triângulos para determinação da base do triângulo ΔADE em função dos espaçamentos entre os condutores da malha de aterramento.

Se o triângulo maior (ΔABC) identificado por 2 possui uma área efetiva igual a mostrada na figura C2, o comprimento efetivo dos condutores contidos nesta área é igual a metade do comprimento total dos condutores da malha de aterramento (ABCF).

Desta forma, através da relação de triângulos resulta em:

$$\frac{\sqrt{(NSM)}}{S_{bm}} = \frac{\left[(S_c \cdot \sqrt{(NSM)}) (\sqrt{(NSM)} + 1) \right] 2}{2 \ell_{ef}} \quad (C.10)$$

Considerando que no triângulo menor (ΔADE) identificado por 1 o comprimento efetivo de condutores é ℓ_{ef} , utilizando-se a expressão resultante da interpolação gráfica mostrada na figura C4, determina-se o comprimento da base a partir do comprimento efetivo de condutores e dada por:

$$\ell_{ef} = S_c \cdot (S_b^2 + S_b)$$

resolvendo o trinômio do segundo grau pode-se determinar S_b

$$S_b = \frac{-S_c \pm \sqrt{S_c^2 - 4 \cdot S_c \cdot (-\ell_{ef})}}{2 \cdot S_c}$$

para sub-malhas com comprimento iguais a 3, 5 ou 7 m

Figura C4 - Gráfico da quantidade de condutores em função das dimensões S_b para injeções de corrente no canto da malha.

Do estudo de Verma e Mukhedkar (VERMA; MUKHEDKAR, 1980) o comprimento efetivo de um cabo enterrado no solo devido a injeção de corrente impulsiva é dado pela expressão (C.11):

$$l_{ef} = 1,4 \cdot \sqrt{\rho T_r} \quad (C.11)$$

substituindo na expressão (C.9) tem-se:

fazendo a base do triângulo igual a S_b

$$\ell_{ef} = 1,4 \cdot \sqrt{\rho \cdot T_r}$$

$$k_G = \frac{0,4 \cdot \left[\frac{-S_c \pm \sqrt{S_c^2 - 4 \cdot S_c \cdot (-\ell_{ef})}}{2 \cdot S_c} \right]}{\sqrt{\rho \cdot T_r}}$$

ou

$$k_G = \frac{0,4 \cdot \left[\frac{-S_c \pm \sqrt{S_c^2 - 4 \cdot S_c \cdot (-\ell_{ef})}}{2 \cdot S_c} \right]}{\sqrt{\rho \cdot T_r}} \quad (C.12)$$

substituindo ℓ_{ef} pela expressão dada em (C.10) resulta em:

$$k_G = \frac{0,4 \cdot \left[\frac{-S_c \pm \sqrt{S_c^2 - 4 \cdot S_c \cdot (-1,4 \sqrt{\rho \cdot T_r})}}{2 \cdot S_c} \right]}{\sqrt{\rho \cdot T_r}}$$

Da relação mostrada em (C.11) resulta em:

$$S_b = \frac{1,4 \cdot \sqrt{\rho \cdot T_r} \cdot \sqrt{(NSM)}}{\left[S_c \cdot \sqrt{(NSM)} \right] \left[\sqrt{(NSM)} + 1 \right]}$$

Simplificando a expressão anterior:

$$S_b = \frac{1,4 \cdot \sqrt{\rho T_r}}{S_c \cdot [\sqrt{(NSM)} + 1]} \quad (C.13)$$

Substituindo S_b na expressão dada em (C.9):

$$k_G = \frac{0,4 \cdot \frac{1,4 \cdot \sqrt{\rho T_r}}{S_c \cdot [\sqrt{(NSM)} + 1]}}{\sqrt{\rho \cdot T_r}}$$

efetuando as simplificações resulta em:

$$k_G = \frac{0,56}{S_c \cdot [\sqrt{(NSM)} + 1]}$$

racionalizando a expressão para a constante k_G , para a injeção no canto da malha:

$$k_G = \frac{0,56 \cdot [\sqrt{(NSM)} - 1]}{S_c \cdot [(NSM) - 1]} \quad (C.14)$$

Conforme citado por Gupta e Thapar, quando ocorre a injeção de corrente no centro da malha de aterramento a área efetiva possui o formato quadrado conforme mostrado na figura C5.

Figura C5 - Representação geométrica da área efetiva de uma malha de aterramento com injeção de impulso de corrente na parte central da malha.

A área do quadrado é dada pela expressão (C.15)

$$A_q = S_q^2 \quad (C.15)$$

igualando as expressões (C.7) e (C.15)

$$A_q = A_e$$

$$A_q = \pi \cdot k_G^2 \cdot \rho \cdot T_r = S_q^2$$

resulta que a constante k_G pode ser escrita como:

$$k_G = \frac{S_q}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot \rho \cdot T_r}} \quad \text{ou}$$

$$k_G = \frac{0,4 \cdot S_q}{\sqrt{\rho \cdot T_r}} \quad (C.16)$$

Figura C6 - Gráfico da quantidade de condutores em função do comprimento do quadrado no centro da malha.

O comprimento do lado do quadrado (S_q) representado na figura C5, é expresso em função dos espaçamentos entre os condutores das sub-malhas, ou seja, é uma parcela do comprimento total dos condutores efetivamente utilizados para dissipar a corrente injetada na parte central da malha.

Conforme mostrado no caso de malhas quadradas com injeção de corrente no canto da malha, do estudo de Verma e Mukhedkar (VERMA; MUKHEDKAR, 1980)

$$\ell_{ef} = 1,4 \cdot \sqrt{\rho T_r}$$

Se o quadrado maior (EFGH) identificado por 2 possui uma área efetiva igual a mostrada na figura C7. O comprimento efetivo dos condutores é igual ao comprimento total de condutores da malha de aterramento.

Figura C7 - Equivalência entre os quadrados para determinação da base do quadrado ABCD em função dos espaçamentos entre os condutores da malha de aterramento.

Considerando que o quadrado menor (ABCD) identificado por 1 possui um comprimento efetivo dos condutores igual a ℓ_{ef} .

Efetuando uma relação entre os quadrados obtêm-se a seguinte relação:

$$\frac{\sqrt{(NSM)}}{S_q} = \frac{[(S_c \cdot \sqrt{(NSM)}) \cdot (\sqrt{(NSM)} + 1)]^2}{\ell_{ef}} \quad (C.17)$$

substituindo a expressão C.10 em (C.17) resulta em:

$$S_q = \frac{1,4 \cdot \sqrt{\rho T_r} \cdot \sqrt{(NSM)}}{[S_c \cdot \sqrt{(NSM)}] \cdot [\sqrt{(NSM)} + 1] \cdot 2}$$

$$S_q = \frac{1,4 \cdot \sqrt{\rho T_f}}{2 \cdot S_c \cdot [\sqrt{(NSM)} + 1]} \quad (C.18)$$

substituindo a expressão C.18 na expressão C.16 resulta que:

$$k_G = \frac{1,4 \cdot \sqrt{\rho T_f}}{\sqrt{\pi} \cdot \sqrt{\rho \cdot T_f}} \cdot \frac{2 \cdot S_c \cdot [\sqrt{(NSM)} + 1]}{\sqrt{\pi} \cdot \sqrt{\rho \cdot T_f}} \quad (C.19)$$

efetuando as simplificações na expressão (C.19) resulta em

$$k_G = \frac{0,395}{S_c \cdot (\sqrt{(NSM)} + 1)} \quad (C.20)$$

racionalizando, a expressão (C.20) da constante k_G para a injeção na parte central da malha resulta em:

$$k_G = \frac{0,395 \cdot [\sqrt{(NSM)} - 1]}{S_c \cdot [(NSM) - 1]} \quad (C.21)$$

Se o raio efetivo é maior do que o raio de um círculo equivalente relativo à área total da malha, a expressão de Gupta e Thapar para o coeficiente de impulso de uma malha quadrada é dada por:

$$\alpha_i = e^{0,333} \left(\frac{r_q}{r_e} \right)^{2,3}$$

ou então, quando o raio efetivo é menor do que o raio de um círculo equivalente da área da malha de aterramento em frequência industrial é dada pela expressão:

$$\alpha_i = e^{0,333}$$

neste caso a impedância sob impulso de uma malha é dada a seguir:

$$Z_{\text{impulso}} = e^{0,333} \cdot R_{60\text{Hz}} \quad (\text{C.22})$$

esta expressão indica que, sempre que o raio efetivo torna-se menor do que o raio equivalente da malha de aterramento, a impedância de impulso é 39.5% maior do que a resistência em frequência industrial em 60 Hz.

$$R_{60\text{Hz}} = \frac{\rho}{4 \cdot r_q}$$

ou seja, a impedância sob impulso é escrita como:

$$Z_{\text{impulso}} = 1,395 \cdot \frac{\rho}{4 \cdot r_q}$$

substituindo a expressão acima na expressão (C.6):

$$Z_{\text{impulso}} = 1,395 \cdot \frac{\rho}{4 \cdot \frac{S_c \cdot \sqrt{(NSM)}}{\sqrt{\pi}}}$$

APÊNDICE D

CÁLCULO DOS PARÂMETROS DAS MALHAS DE ATERRAMENTO QUADRADAS UTILIZANDO AS EXPRESSÕES DE GUPTA E THAPAR

D.1) CÁLCULO DA RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO DAS MALHAS QUADRADAS

Determinação da resistência de aterramento utilizando a expressão de Dwight:

$$R_{60Hz} = \frac{\rho}{4 \cdot r_q}$$

O raio equivalente r_q é obtido a partir da área ocupada pela malha de aterramento através da expressão

$$A_q = \pi r_q^2$$

$$r_q = \sqrt{\frac{A_q}{\pi}}$$

Tipo da malha	Raio equivalente (m)	Resistência (Dwight) (Ω)
Q22S33	3,39	11,08
Q22S55	5,64	6,65
Q22S77	7,90	4,75
Q44S33	6,77	5,54
Q44S55	11,29	3,32
Q44S77	15,80	2,37
Q66S33	10,16	3,69
Q66S55	16,93	2,22
Q66S77	23,70	1,58
Q88S33	13,54	2,77
Q88S55	22,57	1,66
Q88S77	31,60	1,19

D.2) CÁLCULO DO RAIOS EFETIVO DAS MALHAS QUADRADAS

Determinação do raio efetivo das malhas quadradas:

Injeção de corrente no canto da malha

$$r_e = (0,6 - 0,025 \cdot S_c) \cdot (\rho \cdot T_r)^{0,5}$$

Injeção de corrente no centro da malha

$$r_e = (1,45 - 0,05 \cdot S_c) \cdot (\rho \cdot T_r)^{0,5}$$

Tipo da malha	Raio efetivo (canto) (m)	Raio efetivo (centro) (m)
Q22S33	11,75	35,49
Q22S55	10,54	37,71
Q22S77	9,43	39,93
Q44S33	11,63	35,44
Q44S55	10,63	38,11
Q44S77	9,43	39,80
Q66S33	11,65	35,81
Q66S55	10,54	38,05
Q66S77	9,43	40,23
Q88S33	11,65	35,44
Q88S55	10,47	37,42
Q88S77	9,41	39,87

D.3) CÁLCULO DO COEFICIENTE DE IMPULSO DAS MALHAS QUADRADAS

Determinação do coeficiente de impulso das malhas quadradas:

Se o raio equivalente é menor ou igual ao raio efetivo

$$\alpha_i = e^{0,333 \left(\frac{r_q}{r_e} \right)^{2,3}}$$

Se o raio equivalente é maior do que o raio efetivo

$$\alpha_i = e^{0,333}$$

Tipo da malha	Coeficiente de impulso	
	centro	canto
Q22S33	1,00	1,02
Q22S55	1,00	1,08
Q22S77	1,01	1,25
Q44S33	1,01	1,10
Q44S55	1,02	1,40
Q44S77	1,04	1,40
Q66S33	1,02	1,28
Q66S55	1,05	1,40
Q66S77	1,10	1,40
Q88S33	1,04	1,40
Q88S55	1,11	1,40
Q88S77	1,22	1,40

D.4) CÁLCULO DA IMPEDÂNCIA SOB IMPULSO DAS MALHAS QUADRADAS

Determinação da impedância sob impulso das malhas quadradas:

$$Z_{\text{impulso}} = \alpha_i \cdot R_{60\text{Hz}}$$

Tipo da malha	Impedância sob impulso	
	centro	canto
Q22S33	11,09	11,29
Q22S55	6,67	7,19
Q22S77	4,79	5,93
Q44S33	5,58	6,10
Q44S55	3,39	4,63
Q44S77	2,47	3,31
Q66S33	3,76	4,71
Q66S55	2,33	3,09
Q66S77	1,75	2,21
Q88S33	2,87	3,86
Q88S55	1,84	2,32
Q88S77	1,44	1,66

APÊNDICE E

CÁLCULO DOS PARÂMETROS DAS MALHAS DE ATERRAMENTO RETANGULARES UTILIZANDO AS EXPRESSÕES DE GUPTA E SINGH

E.1) CÁLCULO DA RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO DAS MALHAS RETANGULARES

Determinação da resistência de aterramento utilizando a expressão de Dwight:

$$R_{60\text{Hz}} = \frac{\rho}{4 \cdot r_q}$$

O raio equivalente r_q é obtido a partir da área ocupada pela malha de aterramento através da expressão

$$A_q = \pi r_q^2$$

$$r_q = \sqrt{\frac{A_q}{\pi}}$$

Tipo da malha	Raio equivalente (m)	Resistência (Dwight) (Ω)
R24S33	4,79	7,83
R24S55	7,98	4,70
R24S77	11,17	3,36
R48S33	9,57	3,92
R48S55	15,96	2,35
R48S77	22,34	1,68
R612S33	14,36	2,61
R612S55	23,94	1,57
R612S77	33,51	1,12

E.2) CÁLCULO DO RAIÃO EFETIVO DAS MALHAS RETANGULARES

Determinação do raio efetivo das malhas retangulares:

Injeção de corrente no canto da malha

$$r_c = \left(\frac{0,6 - 0,025 \cdot S_c}{2^{0,08}} \right) \cdot (\rho \cdot T_r)^{0,5}$$

Injeção de corrente no centro da malha

$$r_c = \left(\frac{1,45 - 0,05 \cdot S_c}{2^{0,029}} \right) \cdot (\rho \cdot T_r)^{0,5}$$

Tipo da malha	Raio efetivo (canto) (m)	Raio efetivo (centro) (m)
R24S33	14,19	34,84
R24S55	15,21	36,96
R24S77	16,26	38,95
R48S33	14,29	34,78
R48S55	15,14	36,90
R48S77	16,29	39,13
R612S33	14,12	34,78
R612S55	15,24	36,90
R612S77	16,06	39,13

E.3) CÁLCULO DO COEFICIENTE DE IMPULSO DAS MALHAS RETANGULARES

Determinação do coeficiente de impulso das malhas retangulares:

Se o raio equivalente é menor ou igual ao raio efetivo

$$\alpha_i = e^{0,333 \left(\frac{r_q}{r_c} \right)^{2,3}}$$

Se o raio equivalente é maior do que o raio efetivo

$$\alpha_i = e^{0,333}$$

Tipo da malha	Coeficiente de impulso	
	centro	canto
R24S33	1,00	1,03
R24S55	1,01	1,08
R24S77	1,02	1,15
R48S33	1,02	1,14
R48S55	1,05	1,40
R48S77	1,10	1,40
R612S33	1,04	1,40
R612S55	1,13	1,40
R612S77	1,26	1,40

E.4) CÁLCULO DA IMPEDÂNCIA SOB IMPULSO DAS MALHAS QUADRADAS

Determinação da impedância sob impulso das malhas quadradas:

$$Z_{\text{impulso}} = \alpha_i \cdot R_{60\text{Hz}}$$

Tipo da malha	Impedância sob impulso	
	centro	canto
R24S33	7,86	8,05
R24S55	4,75	5,07
R24S77	3,42	3,86
R48S33	3,98	4,47
R48S55	2,47	3,28
R48S77	1,84	2,34
R612S33	2,73	3,64
R612S55	1,77	2,19
R612S77	1,41	1,56