

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**ESTUDO DE ALTERNATIVAS PARA A REDUÇÃO DO CAMPO
MAGNÉTICO DE LINHAS SUBTERRÂNEAS COM O MENOR
COMPROMETIMENTO DE SUA CAPACIDADE DE TRANSMISSÃO**

Marco Túlio Alves Êvo
Belo Horizonte
2014

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO Nº 809

**ESTUDO DE ALTERNATIVAS PARA A REDUÇÃO DO CAMPO MAGNÉTICO DE
LINHAS SUBTERRÂNEAS COM O MENOR COMPROMETIMENTO DE SUA
CAPACIDADE DE TRANSMISSÃO**

Marco Túlio Alves Êvo

DATA DA DEFESA: 25/02/2014

Universidade Federal de Minas Gerais

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

**ESTUDO DE ALTERNATIVAS PARA A REDUÇÃO DO
CAMPO MAGNÉTICO DE LINHAS SUBTERRÂNEAS COM O
MENOR COMPROMETIMENTO DE SUA CAPACIDADE DE
TRANSMISSÃO**

Marco Túlio Alves Êvo

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Hélder de Paula

Co-orientador: Prof. Renato Cardoso Mesquita

Belo Horizonte – MG

Fevereiro de 2014

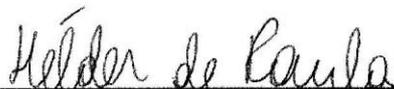
"Estudo de Alternativas para a Redução do Campo Magnético de Linhas Subterrâneas com o Menor Comprometimento de sua Capacidade de Transmissão"

Marco Túlio Alves Êvo

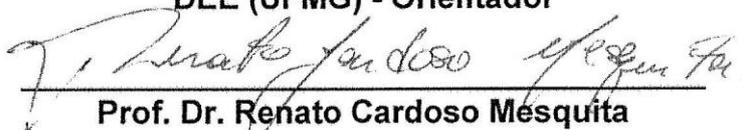
Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 25 de fevereiro de 2014.

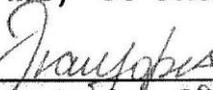
Por:



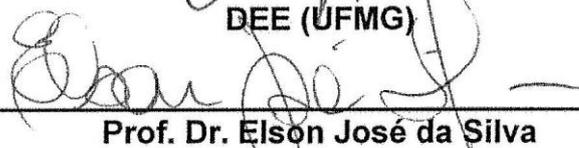
Prof. Dr. Helder de Paula
DEE (UFMG) - Orientador



Prof. Dr. Renato Cardoso Mesquita
DEE (UFMG) - Co-Orientador



Prof. Dr. Ivan José da Silva Lopes
DEE (UFMG)



Prof. Dr. Elson José da Silva
DEE (UFMG)



Dr. Marisa Lages Murta
Distribuição de Energia Elétrica (CEMIG)

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus. Tenho convicção que, sem Ele, nada seria possível de se realizar. Aos meus pais José Rafael e Marli. A vocês agradeço por toda a confiança depositada, por todos os ensinamentos e, sobretudo, pelo amor sempre presente na minha vida. Apenas algumas frases são insuficientes para dizer toda minha gratidão por vocês. Às minhas irmãs Camila e Rafaela e ao meu irmão Henrique. Por todo apoio concedido, por compartilharem comigo suas experiências, fazendo com que minha caminhada se tornasse cada vez mais rica em aprendizados. Agradeço de maneira muito especial minha namorada Ana Flávia. Pela compreensão, por todo o apoio e incentivos. Por ter acompanhado de perto as dificuldades enfrentadas e ter sido fundamental para que os obstáculos fossem vencidos. Aos meus amigos que moram comigo, sobretudo minha irmã Rafaela meu irmão Henrique e meu amigo João Paulo, por dividirem comigo não só o espaço, mas também todas as alegrias e dificuldades encontradas nesses últimos anos. Aos meus amigos de Divinópolis, agradeço pela amizade de longa data compartilhada com todos vocês e por estarem sempre presentes nesta caminhada. Aos meus amigos do laboratório agradeço por todas as conversas, conselhos e por conviverem com muita alegria no meu dia a dia desses últimos dois anos. Muito obrigado por transformarem nosso local de trabalho em um ambiente extremamente saudável e prazeroso. Ao meu orientador Hélder, que além de ser responsável direto de todo o trabalho realizado, através dos anos se tornou um grande amigo em quem sempre pude confiar, me orientando não apenas nos aspectos técnicos, mas também oferecendo grande aprendizado pessoal. Ao meu co-orientador Renato, por toda sua disponibilidade e vontade em ajudar para o melhor andamento do trabalho. Muito obrigado professor. A todos os professores que fizeram parte desta jornada, em especial, o professor Ivan, José Osvaldo, Wallace e Glássio, por todo apoio e amizade encontrada em vocês. Ao Engenheiro da CEMIG Rodrigo Moreira, por toda sua ajuda prestada para o desenvolvimento do trabalho.

RESUMO

É cada vez maior a preocupação acerca de problemas causados devido ao campo magnético gerado por linhas de transmissão e distribuição subterrâneas e, por isso, restrições cada vez mais fortes são impostas sobre os níveis admissíveis da sua intensidade. Dessa maneira, para se adequar à legislação vigente, muitas vezes torna-se necessário utilizar-se de algumas técnicas que visam à atenuação do campo magnético gerado por essas linhas. Contudo, em algumas situações, além de reduzir o campo, os dispositivos utilizados como blindagem podem interferir de maneira significativa na temperatura de operação dos condutores e, conseqüentemente, proporcionar uma perda da capacidade de condução de corrente da linha. Sendo assim, este trabalho tem como principal objetivo, realizar um estudo sobre a eficiência de algumas das configurações de blindagens mais conhecidas, investigando não só seu efeito na mitigação do campo, mas também seu impacto na capacidade de corrente admissível do sistema. Neste intuito, é apresentada uma metodologia baseada no método dos elementos finitos para cálculo do campo magnético e da distribuição de temperatura nas proximidades de uma linha de transmissão subterrânea, mesmo na presença de equipamentos para blindagem do campo. Para isso, foi realizado um acoplamento entre os modelos do cálculo térmico e magnético, permitindo também a consideração da variação da condutividade elétrica com a temperatura para todos os elementos presentes no sistema. O estudo de casos realizados é resumido em uma tabela, e pode servir como um guia para situações nas quais seja necessário optar por algum tipo de blindagem do campo.

Palavras chave: Linha de transmissão subterrânea, campo magnético, blindagem, capacidade, método dos elementos finitos.

ABSTRACT

There is an increasing concern in the world about the problems caused due to the magnetic field generated by underground power cables and so, the restrictions imposed on allowable levels of the field intensity are becoming stricter. Thus, to conform to current legislation, in many times, becomes necessary to use some techniques to mitigate the power frequency magnetic fields generated by underground cables. However, in some situations, in addition to reducing the field, the shielding devices can cause an additional temperature rise of the conductors, thereby leading to a reduction in the current rating of the line. In this context, this work has as main goal, conduct a study on the efficiency of some of the best known settings shielding, featuring not only their effects on the reduction of the field, but also its impact on the current carrying capacity of the system. To this end, a methodology based on the finite element method to calculate the magnetic field and temperature distribution in the vicinity of an underground transmission line, even in the presence of shielding equipment, is presented. For this, a coupling between the models of the thermal and magnetic calculation was performed, also allowing the consideration of the variation of electrical conductivity with temperature for all elements in the system. The principal results were summarized in a table, and can serve as a guide for situations where there is a need for some of the shielding field.

Keywords: Underground cables, magnetic field shielding, ampacity, finite element method.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1 - Compensação passiva.....	5
Figura 1.2 - Compensação ativa.....	6
Figura 1.3 - Blindagem com material condutivo.....	7
Figura 1.4 - Configurações de blindagens abertas.....	8
Figura 1.5 - Blindagem com material ferromagnético [10].....	9
Figura 2.1 - Placa horizontal de largura infinita.....	15
Figura 2.2 - Geometria dos elementos utilizados para discretizar o domínio.....	19
Figura 2.3-Exemplo de um domínio discretizado por elementos triangulares.....	20
Figura 2.4-Representação da numeração global e local dos nós.....	20
Figura 2.5 - Representação do tamanho do domínio.....	23
Figura 2.6-Exemplos de refinamento da malha.....	24
Figura 2.7 - Densidade de fluxo magnético nas proximidades dos condutores (o campo é mais intenso onde estão presentes as cores mais quentes (avermelhadas)).....	25
Figura 2.8 - Perfil da indução magnética em uma linha horizontal a 30 cm dos cabos.....	25
Figura 2.9 - Variação do campo no interior do condutor.....	26
Figura 2.10 - Linha de transmissão subterrânea utilizada para a solução analítica.....	28
Figura 2.11 - Cálculo da indução magnética com o FEMM e com a solução analítica.....	29
Figura 2.12 - Blindagem formada por placa horizontal.....	31
Figura 2.13 - FEMM x Solução analítica (placa infinita).....	32
Figura 2.14 - Variação da distância entre a blindagem e condutores.....	34
Figura 2.15 - Fator de redução com a variação da distância entre blindagem e condutores.....	34
Figura 2.16 - Variação da largura da placa horizontal.....	36
Figura 2.17-Fator de redução com a variação da largura da blindagem.....	36
Figura 2.18 - Variação da espessura da placa horizontal.....	37
Figura 2.19-Fator de redução com a variação da espessura da blindagem.....	37
Figura 2.20 - Densidade de fluxo magnético no interior da placa horizontal: a) espessura de 3 mm; b) espessura de 15 mm.....	38
Figura 2.21 - Variação da altura das placas verticais.....	39
Figura 2.22-Fator de redução com a variação da altura das placas verticais.....	40
Figura 2.23-Fator de redução com a variação da altura das placas verticais para uma temperatura média das placas igual a 45 °C.....	41
Figura 2.24 - Variação da largura da placa horizontal.....	43
Figura 2.25-Fator de redução com a variação da largura da placa horizontal.....	43
Figura 2.26-Fator de redução com a variação da posição das placas verticais.....	44
Figura 2.27 - Montagem experimental da linha trifásica.....	46
Figura 2.28 - Comparação entre os resultados medidos e os obtidos com o FEMM, sem nenhuma blindagem (pontos medidos a 1,5 m acima da linha).....	47
Figura 2.29 - Comparação entre os resultados medidos e os obtidos com o FEMM, sem nenhuma blindagem (pontos medidos a 90 cm acima da linha).....	48
Figura 2.30 - 1 <i>loop</i> retangular.....	49
Figura 2.31 - 2 <i>loops</i> retangulares.....	49
Figura 2.32 - 4 <i>loops</i> retangulares.....	50
Figura 2.33 - 8 <i>loops</i> retangulares.....	50
Figura 2.34 - Comparações dos resultados com a presença de 1 <i>loop</i>	51
Figura 2.35 - Comparações dos resultados com a presença de 2 <i>loops</i>	52
Figura 2.36 - Comparações dos resultados com a presença de 4 <i>loops</i>	53
Figura 2.37 - Comparações dos resultados com a presença de 8 <i>loops</i>	54
Figura 3.1 - Representação da elevação de temperatura (ΔT) em cada região.....	57
Figura 3.2 - Constituição de um cabo elétrico isolado [2].....	58
Figura 3.3 - Circuito elétrico equivalente para transferência de calor [26].....	59

Figura 3.4 - Região de interesse (domínio) do problema térmico.	62
Figura 3.5 - Fluxograma do cálculo acoplado térmico e magnético.....	67
Figura 3.6 - Efeito da resistividade térmica do solo na ampacidade de uma linha subterrânea típica. Adaptada de [44].....	69
Figura 3.7 - Variação da resistividade térmica com o conteúdo de água.	71
Figura 3.8 - Representação das regiões secas e úmidas.	72
Figura 3.9 - Linha de transmissão subterrânea utilizada para comparação com a norma. .	74
Figura 3.10 - Variação da temperatura do condutor com a largura da placa (espessura de 3 mm e distância para linha de 10 cm).....	76
Figura 3.11 - Variação da temperatura do condutor com a distância entre a placa e a linha (espessura de 3 mm e largura de 1 m).....	77
Figura 3.12 - Variação da temperatura do condutor com a espessura da placa (largura de 1 m e distância para linha de 10 cm).....	78
Figura 3.13 - Variação da temperatura do condutor com a altura das placas verticais.	79
Figura 3.14-Intensidade da indução magnética com a variação da altura das placas verticais levando em conta a variação da condutividade com a temperatura.	80
Figura 3.15 - Variação da temperatura do condutor com a largura da placa horizontal.	81
Figura 3.16 - Variação da temperatura do condutor com a posição das placas verticais.	81
Figura 3.17 - Intensidade da indução magnética com a variação da largura da placa horizontal considerando a variação da condutividade com a temperatura.....	82
Figura 3.18 - - Intensidade da indução magnética com a variação da posição das placas verticais considerando a variação da condutividade com a temperatura.	83
Figura 4.1 - Trecho de linha subterrânea utilizado no estudo de casos.....	86
Figura 4.2 - Perfil do campo a 1 metro do solo sem a presença de blindagem.	87
Figura 4.3 - Arranjos para os cabos avaliados.....	87
Figura 4.4 - Perfil do campo para os diferentes arranjos da linha a um metro da superfície do solo.	88
Figura 4.5 - Fator de redução para os diferentes arranjos da linha.....	88
Figura 4.6 - Temperatura atingida pelos condutores para os diferentes arranjos da linha.....	88
Figura 4.7 - Ampacidade (em relação à nominal) da linha para os diferentes arranjos.	89
Figura 4.8 - Disposição dos <i>loops</i> passivos acima da linha.	91
Figura 4.9 - Perfil do campo com e sem a presença dos <i>loops</i> passivos a um metro da superfície do solo.....	91
Figura 4.10 - Fator de redução proporcionado pelos <i>loops</i> passivos.....	91
Figura 4.11 - Curva B x H do aço carbono SAE 1018.....	94
Figura 4.12 - Dimensões da placa horizontal.....	94
Figura 4.13 - Perfil do campo com a presença da placa horizontal para os diferentes materiais a um metro da superfície do solo.....	95
Figura 4.14 - Fator de redução proporcionado pela placa horizontal para os diferentes materiais.....	95
Figura 4.15 - Temperatura atingida pelos condutores com a presença da placa horizontal para os diferentes materiais.....	96
Figura 4.16 - Ampacidade (em relação à nominal) com a presença da placa horizontal.....	96
Figura 4.17 - Linhas de campo na presença de blindagem formada por placa horizontal: a) material condutivo (cobre); b) material ferromagnético (aço SAE 1018).....	98
Figura 4.18 - Dimensões da blindagem em "U" invertido.....	98
Figura 4.19 - Perfil do campo com a presença da blindagem em "U" invertido para os diferentes materiais a um metro da superfície do solo.....	99
Figura 4.20 - Fator de redução proporcionado pela blindagem em "U" invertido para os diferentes materiais.....	99
Figura 4.21 - Temperatura atingida pelos condutores com a presença da blindagem em "U" invertido para os diferentes materiais.....	100
Figura 4.22 - Ampacidade (em relação à nominal) com a presença blindagem em "U" invertido.	100

Figura 4.23 - Linhas de campo na presença de blindagem em "U" invertido: a) material condutivo (cobre); b) material ferromagnético (aço SAE 1018)	101
Figura 4.24 - Visão em 3 dimensões da blindagem em "U" invertido.	102
Figura 4.25 - Dimensões da blindagem em "H".....	103
Figura 4.26 - Perfil do campo com a presença da blindagem em "H" para os diferentes materiais a um metro da superfície do solo.....	103
Figura 4.27 - Fator de redução proporcionado pela blindagem em "H" para os diferentes materiais.....	103
Figura 4.28 - Temperatura atingida pelos condutores com a presença da blindagem em "H" para os diferentes materiais.....	104
Figura 4.29 - Ampacidade (em relação à nominal) com a presença blindagem em "H"	104
Figura 4.30 - Linhas de campo na presença de blindagem em "H" invertido: a) material condutivo (cobre); b) material ferromagnético (aço SAE 1018)	105
Figura 4.31 - Arranjo triangular utilizado nas blindagens fechadas.	107
Figura 4.32 - Perfil do campo para o arranjo triangular com uma corrente de 732 A, a um metro da superfície do solo	107
Figura 4.33 - Arranjos empregados para as blindagens fechadas.....	107
Figura 4.34 - Perfil do campo com a presença das blindagens fechadas, a um metro da superfície do solo.....	108
Figura 4.35 - Fator de redução proporcionado pelas blindagens fechadas.....	109
Figura 4.36 - Temperatura atingida pelos condutores com a presença das blindagens fechadas.	109
Figura 4.37 - Ampacidade (em relação à nominal) com a presença das blindagens fechadas.	109
Figura 4.38 - Linhas de campo na presença de blindagem fechada: a) Tubo; b) Canaleta	110

LISTA DE TABELAS

Tabela 1-1 - Limites de exposição do campo magnético para linhas de transmissão (ICNIRP).....	1
Tabela 1-2 - Limites de exposição à indução magnética para alguns países que não levam em conta a ICNIRP.....	2
Tabela 2-1 - Parâmetros dos materiais.....	26
Tabela 2-2 - Parâmetros dos cabos.....	28
Tabela 2-3 - Comparação entre os resultados obtidos com o FEMM e com a fórmula analítica.....	30
Tabela 2-4 - Comparação entre os resultados obtidos com o FEMM e com a fórmula analítica.....	32
Tabela 2-5 - Comparações dos resultados com a variação da distância entre blindagem e condutores.....	35
Tabela 2-6 - Comparações dos resultados para variações na largura.....	36
Tabela 2-7 - Comparações dos resultados para variações na espessura.....	37
Tabela 2-8 - Comparações dos resultados com variações na altura da placa vertical.....	40
Tabela 2-9 - Comparações dos resultados com variações a altura da placa vertical a 45 °C.....	41
Tabela 2-10 - Comparações dos resultados com variações na largura da placa horizontal.....	43
Tabela 2-11 - Comparações dos resultados com variações na posição das placas verticais.....	44
Tabela 2-12 - Valores simulados e medidos sem a presença dos <i>loops</i> (pontos medidos a 1,5 m acima da linha).....	46
Tabela 2-13 - Valores simulados e medidos sem a presença dos <i>loops</i> (pontos medidos a 90 cm acima da linha).....	48
Tabela 2-14 - Resultados com a presença de 1 <i>loop</i>	51
Tabela 2-15 - Resultados com a presença de 2 <i>loops</i>	52
Tabela 2-16 - Resultados com a presença de 4 <i>loops</i>	53
Tabela 2-17 - Resultados com a presença de 8 <i>loops</i>	54
Tabela 3-1 - Resistividade térmica de alguns materiais que compõem o solo. Adaptada de [44].	69
Tabela 3-2 - Propriedades térmicas dos materiais presentes no cabo.....	74
Tabela 3-3 - Variação da ampacidade da linha com a resistividade térmica do solo.....	75
Tabela 3-4 - Variação da ampacidade da linha com a temperatura na superfície do solo... ..	75
Tabela 3-5 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da largura da placa (espessura de 3 mm e distância para linha de 10 cm).....	77
Tabela 3-6 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da distância entre a placa e a linha (espessura de 3 mm e largura de 1 m).....	77
Tabela 3-7 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da espessura da placa (largura de 1 m e distância para linha de 10 cm)....	78
Tabela 3-8 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da altura das placas verticais.....	79
Tabela 3-9 - Comparações dos resultados para o cálculo da indução considerando a variação da condutividade com a temperatura.....	80
Tabela 3-10 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da largura da placa horizontal.....	81

Tabela 3-11 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da posição da placa vertical.	82
Tabela 3-12-Comparação dos resultados para o cálculo da indução, considerando a variação da condutividade com a temperatura.....	83
Tabela 3-13 - Comparação dos resultados para o cálculo da indução, considerando a variação da condutividade com a temperatura.....	83
Tabela 4-1 - Parâmetros dos cabos da linha.....	86
Tabela 4-2 - Propriedades elétricas e magnéticas dos materiais.	93
Tabela 4-3 - Resumo dos resultados obtidos.	112

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	1
1.1 MOTIVAÇÃO	1
1.2 CONFIGURAÇÕES DE BLINDAGENS	4
1.2.1 <i>Rearranjo dos cabos</i>	4
1.2.2 <i>Compensação</i>	4
1.2.3 <i>Materiais metálicos</i>	7
1.3 OBJETIVOS.....	10
1.4 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO	11
2 PROBLEMA MAGNÉTICO: CÁLCULO DO CAMPO MAGNÉTICO GERADO POR LINHAS SUBTERRÂNEAS	13
2.1 INTRODUÇÃO	13
2.2 SOLUÇÕES PARA DETERMINAÇÃO DO CAMPO MAGNÉTICO GERADO POR LINHAS SUBTERRÂNEAS ...	13
2.3 MÉTODOS NUMÉRICOS PARA CÁLCULO DO CAMPO	17
2.3.1 <i>Método dos elementos finitos</i>	18
2.4 METODOLOGIA PARA CÁLCULO DO CAMPO MAGNÉTICO	21
2.4.1 <i>Condições de contorno</i>	22
2.4.2 <i>Refinamento da malha</i>	24
2.5 VALIDAÇÃO DA METODOLOGIA UTILIZADA PARA O CÁLCULO DO CAMPO MAGNÉTICO.....	27
2.5.1 <i>Soluções analíticas</i>	27
2.5.2 <i>Soluções numéricas</i>	33
2.5.3 <i>Validação experimental</i>	45
2.6 CONCLUSÃO.....	55
3 PROBLEMA TÉRMICO: CÁLCULO DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA NAS PROXIMIDADES DE LINHAS SUBTERRÂNEAS	56
3.1 INTRODUÇÃO	56
3.2 CÁLCULO DA AMPACIDADE	56
3.3 METODOLOGIA PARA CÁLCULO DA TEMPERATURA	61
3.3.1 <i>Condições de contorno</i>	62
3.4 ACOPLAMENTO ENTRE OS PROBLEMAS MAGNÉTICO E TÉRMICO	65
3.5 RESISTIVIDADE TÉRMICA DO SOLO	68
3.6 VALIDAÇÃO DA METODOLOGIA APRESENTADA PARA O CÁLCULO DA TEMPERATURA	73
3.6.1 <i>Placa horizontal</i>	76
3.6.2 <i>“U” invertido</i>	79
3.6.3 <i>Configuração em “H”</i>	80
3.7 CONCLUSÃO.....	84
4 AVALIAÇÃO DA EFICIÊNCIA DE DIFERENTES BLINDAGENS – ESTUDO DE CASOS	85
4.1 INTRODUÇÃO	85
4.2 TRECHO NORMAL DE LINHA	85
4.3 REARRANJO DOS CABOS	87
4.4 COMPENSAÇÃO PASSIVA	90
4.5 BLINDAGENS METÁLICAS – PLACAS ABERTAS	92
4.5.1 <i>Placa horizontal plana</i>	94
4.5.2 <i>Configuração em “U” invertido</i>	98

4.5.3	<i>Configuração em “H”</i>	102
4.6	BLINDAGENS FECHADAS	106
4.7	CONCLUSÕES	111
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	113
5.1	CONCLUSÕES	113
5.1.1	<i>Rearranjo dos cabos</i>	113
5.1.2	<i>Loops passivos</i>	115
5.1.3	<i>Blindagens abertas</i>	115
5.1.4	<i>Blindagens fechadas</i>	116
5.2	PROPOSTAS DE CONTINUIDADE	117
BIBLIOGRAFIA	119

1 INTRODUÇÃO

1.1 Motivação

Devido à crescente demanda de energia elétrica nos centros urbanos, valores cada vez mais elevados de campo magnético em baixa frequência têm sido encontrados nos mais diversos ambientes. Da mesma forma, cresce também a preocupação acerca dos problemas causados por estes campos, sendo dois deles os focos de maior atenção: as interferências eletromagnéticas causadas em equipamentos sensíveis e os efeitos nocivos à saúde humana. Sendo assim, as normas e leis que regulamentam a intensidade máxima do campo estão, a cada ano, mais restritivas, obrigando as concessionárias de energia a limitar o valor do campo magnético gerado por suas linhas. A título de exemplificação, muitos países adotam como critério os níveis de exposição ao campo magnético descritos na Comissão Internacional para a Proteção contra as Radiações Não Ionizantes (ICNIRP) [1]. Tais limites são descritos para dois tipos de exposição (Tabela 1-1): população em geral e ocupacional, sendo que esta última consiste de adultos que geralmente estão expostos em condições conhecidas e são treinados para estar cientes do risco potencial e tomar precauções apropriadas.

Tabela 1-1 - Limites de exposição do campo magnético para linhas de transmissão (ICNIRP).

Exposição	Valor eficaz do campo magnético (A/m)	Valor eficaz da indução magnética (μT)
População em geral	160	200
Ocupacional	800	1000

É importante ressaltar que nem todos os países adotam os limites do ICNIRP, sendo que muitos impõem níveis ainda mais restritos nos valores de campo aceitáveis. Como exemplo, a Tabela 1-2 ilustra os níveis admitidos de intensidade do campo magnético para alguns países que não levam em conta os valores mencionados na ICNIRP. Os valores especificados foram retirados de [2] e [3].

Tabela 1-2 - Limites de exposição à indução magnética para alguns países que não levam em conta a ICNIRP.

País	Indução magnética (μT)	Locais
Rússia	10	População em geral
	100	Trabalhadores
Polônia	48	População em geral
	160	Trabalhadores
Itália	10	Parques infantis, zonas residenciais, escolas e qualquer lugar onde a exposição normalmente é superior a 4 horas
	3	Deve ser assegurado durante o projeto de uma nova subestação
Suíça	1	Zonas residenciais, escolas, hospitais, postos de trabalho permanente, zonas frequentada por crianças
	ICNIRP	Demais áreas
Holanda	0,4	Escolas, sistemas novos
Suécia	0,1	Escolas

No Brasil, em março de 2010, a ANEEL publicou uma Resolução Normativa que limita as exposições em 83,3 μT para a população em geral e 416,7 μT para a população ocupacional [2]. Contudo, na cidade de São Paulo, novas restrições foram impostas, limitando nos valores de 10 μT para instalações existentes e 3 μT para novas instalações, para situações de exposições superiores a 4 horas [2].

Neste contexto, as linhas de transmissão subterrâneas apresentam-se muitas vezes como casos críticos, uma vez que geralmente submetem as regiões próximas à superfície do solo a níveis mais elevados de campo que as linhas aéreas, podendo, por vezes, ultrapassar os limites de campo magnético permitidos. Além disso, principalmente nos grandes aglomerados urbanos, é cada vez maior a necessidade de compatibilizar os equipamentos de transmissão de energia com as exigências ambientais e estruturais da cidade e, portanto, a utilização de linhas subterrâneas tem se tornado cada vez mais frequente. Dessa maneira, diversas soluções para a atenuação do campo magnético gerado por linhas subterrâneas vêm sendo propostas nas últimas décadas. Uma excelente revisão sobre estes diferentes métodos pode ser encontrada em [4], sendo os principais deles listados abaixo e uma pequena descrição de cada um conduzida nas seções seguintes.

- Rearranjo dos cabos
 - Configuração (horizontal, vertical, triangular, etc);

- Espaçamento entre fases;
- Profundidade dos cabos;
- Permutação de fases;
- Divisão de fases;
- Compensação
 - Compensação passiva;
 - Compensação ativa;
- Utilização de materiais metálicos
 - Ferromagnéticos;
 - Condutivos;

Contudo, a instalação de equipamentos próximos às linhas de transmissão subterrâneas pode influenciar de forma significativa o fluxo de calor e, conseqüentemente, a distribuição de temperatura nos condutores. Dessa forma, os elementos utilizados para a mitigação do campo podem causar uma elevação adicional na temperatura dos condutores, reduzindo então a corrente de operação permitida dos mesmos. Assim, para se selecionar o tipo de configuração para a blindagem do campo magnético, é muito importante realizar um estudo cuidadoso sobre o impacto causado na limitação da corrente de operação do sistema. Ou seja, o método utilizado deve atingir os níveis desejados de atenuação do campo e, ao mesmo tempo, comprometer de maneira mínima a ampacidade da linha. Neste contexto, diversos trabalhos vêm sendo conduzidos no intuito de avaliar a eficiência de diferentes configurações de blindagem do campo magnético gerado por linhas subterrâneas [4], [5], [6], [7], [8], [9] e [10]. Entretanto, na maioria dessas publicações, o esforço é concentrado apenas na determinação da eficácia na atenuação do campo, enquanto que informações quantitativas acerca de seus impactos na capacidade de transmissão não são facilmente encontradas [11].

1.2 Configurações de blindagens

Nesta seção são apresentadas as configurações usualmente utilizadas para a atenuação do campo magnético gerado por linhas subterrâneas. Além de uma breve descrição, os conceitos físicos associados a cada uma também são discutidos.

1.2.1 Rearranjo dos cabos

O rearranjo dos cabos é uma técnica utilizada na etapa inicial do projeto do sistema e pode diminuir o valor do campo com custos adicionais substancialmente baixos ou até mesmo nulos. Em linhas gerais, a configuração triangular proporciona níveis mais reduzidos de campo que a horizontal e vertical (considerando mesma distância e profundidade dos cabos) ([4] e [5]). Uma redução adicional pode ser obtida diminuindo a distância entre os condutores [4]. Além disso, como a intensidade do campo decai à medida que se afasta da fonte, incrementos na profundidade que os cabos estão enterrados resultam em valores mais reduzidos de campo em um mesmo ponto ([4] e [10]). A divisão de fases consiste em substituir um condutor por vários outros de tamanhos menores e rearranjá-los de uma forma otimizada. Embora seja eficiente, devido à multiplicidade de condutores necessária, esta solução é raramente aplicada, sobretudo em função de seu custo mais elevado ([4] e [5]).

1.2.2 Compensação

As técnicas de compensação consistem em utilizar um ou mais cabos isolados curto-circuitados em forma de laços (*loops*), devidamente posicionados e dimensionados, de modo a permitir a circulação de corrente nos mesmos. Neste contexto, a redução do campo gerado pelas correntes nas fases é resultado da oposição à qual este é submetido devido ao campo criado pelas correntes circulantes nos laços. A compensação pode ser passiva ou ativa, sendo que a diferença entre ambas consiste na forma com que é gerada a corrente que circula nos *loops*. Para a compensação passiva, a corrente é gerada por meio de indução. Ou seja, ao se inserir um ou mais laços nas proximidades da linha de transmissão, segundo a lei de Faraday, o fluxo magnético variável gera uma tensão induzida e, conseqüentemente, uma corrente induzida em cada espira. Assim, de acordo com a lei de Lenz, o campo gerado pela corrente induzida deve compensar aquele gerado pela linha (Figura 1.1).

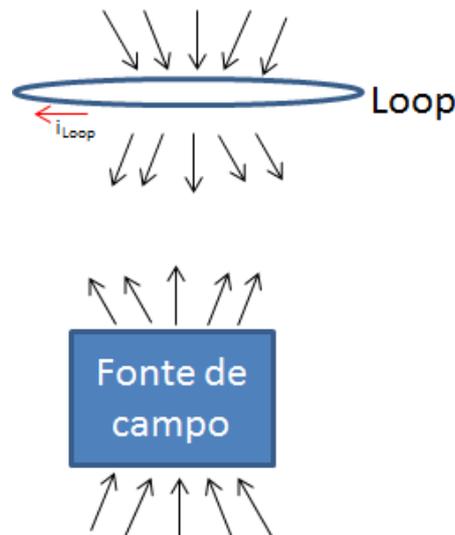


Figura 1.1 - Compensação passiva.

A eficiência desta técnica na atenuação do campo magnético depende da combinação de parâmetros geométricos e elétricos relacionados aos *loops*, tais como [4]:

Geometria – para que a atenuação do campo seja eficiente, geralmente a disposição dos laços deve seguir a mesma geometria da fonte de campo (linha).

Quantidade – Geralmente, quanto maior o número de *loops*, maior é a atenuação no campo.

Posicionamento – O posicionamento das espiras tem extrema importância na eficiência da técnica. Normalmente, quando são posicionadas centralizadas com a fonte, uma atenuação geral do campo é observada. No entanto, em alguns casos, deseja-se que o campo seja mitigado em apenas uma região de interesse. Nessa situação, maiores reduções no campo podem ser obtidas com o posicionamento dos laços nas proximidades da região de interesse. Os resultados mostrados em [12] exemplificam os diferentes níveis de atenuação do campo para uma mesma região em função da variação da posição dos laços.

Características elétricas dos laços - De uma maneira geral, quanto menor for o valor da resistência e da reatância indutiva dos cabos que constituem os *loops*, maior será a corrente induzida e, conseqüentemente, maior também será a atenuação do campo. Portanto, muitas vezes são adicionados capacitores em série com o intuito de se reduzir a reatância indutiva dos loops [4] e [13]. Entretanto, normalmente valores muito elevados de capacitância são requeridos, o que pode inviabilizar sua utilização.

Como o acoplamento entre os *loops* e os condutores da linha é realizado pelo ar, a porcentagem de corrente induzida e, conseqüentemente, os níveis de mitigação do campo, são demasiadamente restritos. Dessa forma, uma maneira de se incrementar a eficiência na atenuação do campo é aumentar o acoplamento existente entre os laços e as fases com a inserção de núcleos ferromagnéticos assim como exemplificado em [14] e [15]. Com o elevado acoplamento ocasionado devido à presença dos núcleos, frações superiores a 80 % da corrente nas fases podem ser induzidas nos *loops*. Dessa maneira, a eficiência da blindagem é substancialmente incrementada. É interessante ressaltar que os núcleos devem ser cuidadosamente projetados a fim de se evitar o efeito de saturação.

Por outro lado, na compensação ativa, a corrente circulante no *loop* é injetada por meio de uma fonte externa. Além disso, um sistema de controle é utilizado para se obter informações acerca da corrente nas fases e, assim, aplicar uma corrente nos laços que garanta a maior eficiência na atenuação do campo magnético. A Figura 1.2 ilustra de forma simplificada os principais componentes presentes na técnica de compensação ativa.

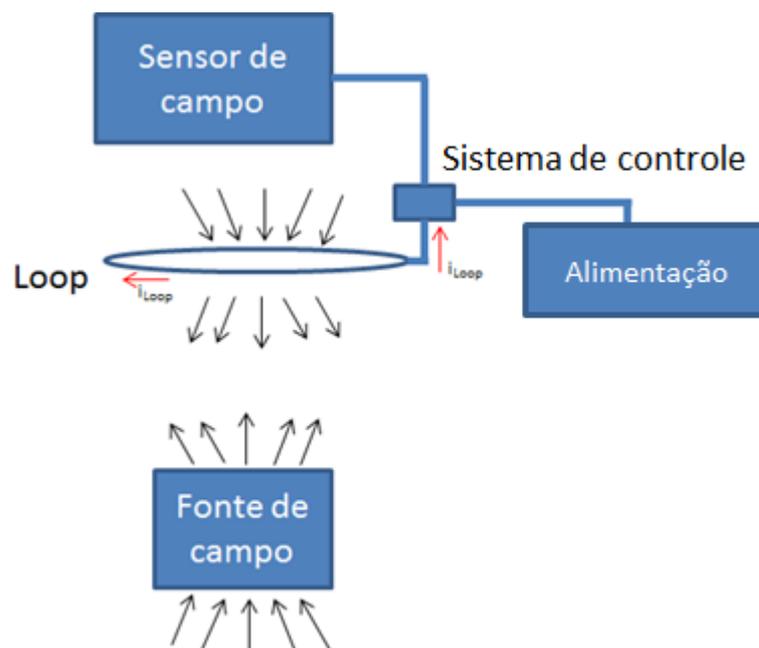


Figura 1.2 - Compensação ativa.

Ao contrário do que ocorre para a compensação passiva, neste caso a posição e as características elétricas dos *loops* não são parâmetros críticos para a eficiência da técnica; entretanto, posições ótimas podem ser obtidas para que a eficiência da atenuação seja alta com requisitos energéticos minimizados [12]. Além disso, como a corrente é injetada nos laços, normalmente alcançam-se níveis superiores de atenuação do campo. Contudo,

devido aos equipamentos externos necessários para o funcionamento, a compensação ativa possui custos mais elevados e é menos realizável que a compensação passiva.

1.2.3 Materiais metálicos

As blindagens constituídas de materiais metálicos normalmente são formadas por placas de espessura reduzida que podem ser dispostas como uma superfície aberta (blindagem aberta), ou por uma superfície que encerra certa região do espaço (blindagem fechada). Nesta situação, dois fenômenos físicos distintos podem contribuir para a atenuação do campo. O primeiro diz respeito aos materiais condutivos (condutividade elétrica elevada) e o segundo aos materiais ferromagnéticos (permeabilidade magnética elevada).

1.2.3.1 Materiais condutivos

O princípio físico que gera a atenuação do campo com a utilização de materiais condutivos é semelhante ao apresentado no caso dos *loops* passivos. Ao incidir sobre o material condutor, de acordo com a lei de Faraday, o fluxo magnético variável induz correntes parasitas no mesmo. As correntes induzidas geram um campo que se opõe ao campo gerado pela linha, atenuando-o. A Figura 1.3 ilustra o fenômeno quando uma placa de material condutivo é inserida logo acima dos condutores fase.

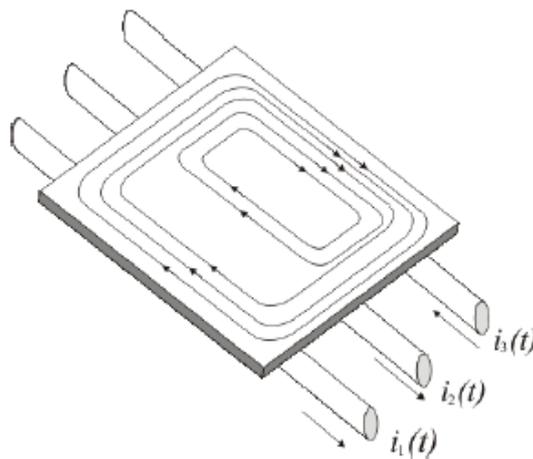


Figura 1.3 - Blindagem com material condutivo.

Evidentemente, os materiais utilizados para este tipo de blindagem devem possuir condutividade elétrica elevada, sendo os mais comuns o alumínio e o cobre. Apesar de

apresentar menor eficiência na atenuação do campo, muitas vezes opta-se pelo alumínio, devido ao seu custo mais reduzido e maior facilidade de manuseio que o cobre.

As blindagens condutivas podem ser do tipo abertas ou fechadas. Quando fechadas, são formadas por cilindros longos de seção circular e/ou trapezoidal, ou esferas. No entanto, normalmente esta configuração não é utilizada na prática, pois além de necessitar de um ótimo contato (solda) entre suas partes, geralmente ela necessita de grandes dimensões para atingir níveis de atenuação elevados [10]. Já a blindagem condutiva aberta é formada por placas finas que podem ser arranjadas de forma horizontal, sendo denominada placa plana, ou por blindagens parcialmente fechadas, conhecidas como “U” invertido e “H” (Figura 1.4).

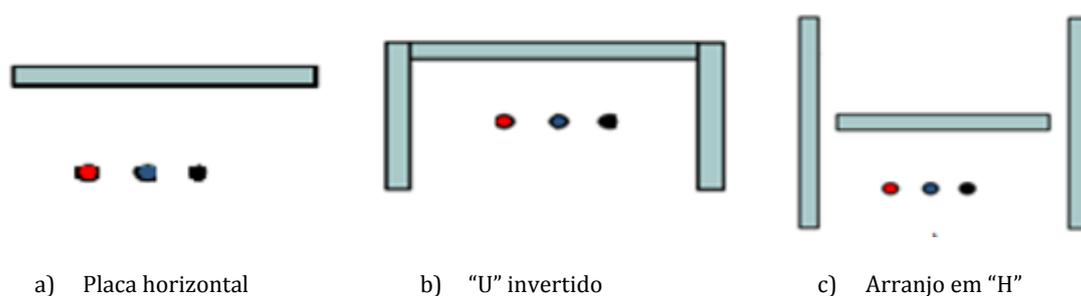


Figura 1.4 – Configurações de blindagens abertas.

A condutividade elétrica do material, as dimensões e espessura das placas, a distância em relação à linha e o tipo de configuração adotada para a blindagem são os principais parâmetros que controlam a eficiência na atenuação do campo.

Chapas perfazendo um "U" invertido proporcionam um maior efeito de blindagem em comparação às chapas planas ([4], [10] e [11]). Porém, por razões térmicas, os cabos de alimentação, por vezes, necessitam serem enterrados com um material especial, compactado, denominado *backfill* (ver capítulo 3) e, dependendo da situação, a presença da chapa em “U” invertido pode tornar esta operação muito difícil. Além disso, para obter maior eficiência de blindagem, deve-se garantir um ótimo contato entre as placas verticais que se encontram do mesmo lado da vala, além de uma boa conexão longitudinalmente dessas com as placas horizontais, o que requer um extenso trabalho de soldagem podendo onerar demasiadamente a obra [4], [6] e [10]. Mais especificadamente em [6], é comentado que o investimento necessário para se soldar as bordas de 900 m de linha, tornou essa solução impraticável.

Geralmente, o arranjo em “H” proporciona níveis de mitigação mais elevados que a configuração em “U” invertido. Outra vantagem da utilização deste formato de blindagem está relacionada à maior facilidade de instalação das placas e de aplicação e compactação do *backfil* ([4] e [10]). Entretanto, assim como para a configuração em “U” invertido, também é necessário garantir um bom contato elétrico entre as placas verticais que estiverem do mesmo lado da vala. Além disso, em intervalos regulares e nas extremidades, deve-se interligar eletricamente as placas verticais de ambos os lados da vala. Esta interligação é denominada “ponte elétrica” [4].

1.2.3.2 Materiais ferromagnéticos

A utilização de materiais ferromagnéticos pode alterar a distribuição espacial do campo magnético entre a fonte geradora e a área de interesse. Segundo a lei de Ampère e a lei de Gauss para o magnetismo, a componente tangencial do campo e a componente normal da densidade de fluxo devem ser sempre contínuas na fronteira entre dois meios constituídos de materiais diferentes (quando não há corrente na superfície). Dessa maneira, para satisfazer ambas as condições, devido à grande diferença entre os valores de permeabilidade magnética do ar e do material ferromagnético do qual é constituída a blindagem, o campo e a indução magnética alteram bruscamente de direção ao atingirem a superfície do material. Em outras palavras, o fluxo magnético produzido em uma fonte qualquer é “puxado” para o interior da blindagem, penetrando em uma direção aproximadamente perpendicular à sua superfície. Em seguida, já dentro do material, o fluxo é “desviado” paralelamente à superfície da blindagem até ser “liberado” de volta para o ar (Figura 1.5).

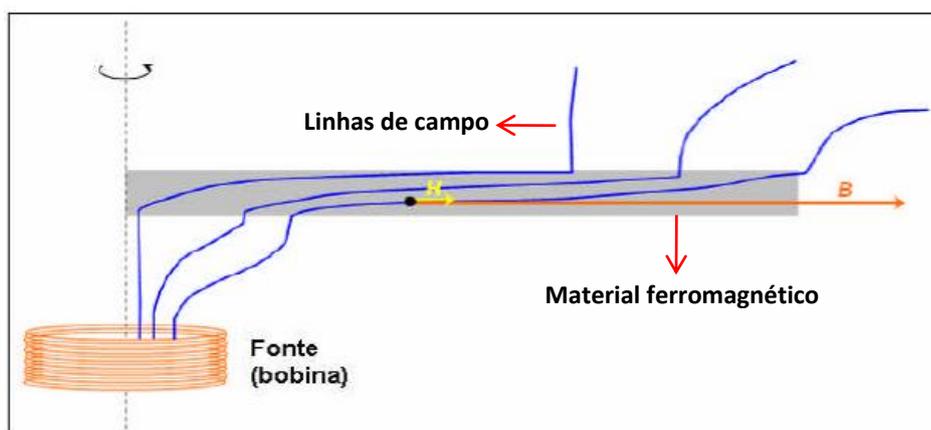


Figura 1.5 - Blindagem com material ferromagnético [10].

O número de linhas que podem ser “absorvidas” pelo material e, portanto, a eficiência do método, está diretamente ligada ao valor da permeabilidade magnética e das dimensões da blindagem. É interessante ressaltar que, em muitos casos, o material ferromagnético utilizado possui também condutividade elétrica considerável. Dessa forma, a blindagem por correntes induzidas no material também pode exercer papel importante para a atenuação do campo.

Assim como no caso dos materiais condutivos, a blindagem ferromagnética pode ser do tipo aberta ou fechada. Quando utilizada uma configuração aberta, as linhas de campo não podem acompanhar um circuito fechado de material ferromagnético, fazendo-as escapar, obrigatoriamente, pelo ar. Isso acarreta em um aumento substancial da relutância equivalente do caminho percorrido pelo fluxo, o que reduz de maneira drástica sua eficiência. Além disso, a eficiência da blindagem aberta de material ferromagnético é geralmente menor que a constituída de materiais condutivos equivalentes [4]. Por outro lado, as blindagens ferromagnéticas formadas por arranjos fechados são as alternativas que proporcionam maior redução da intensidade do campo magnético. Geralmente elas são formadas por tubos no formato cilíndrico ou por canaletas, também denominadas “*raceway*”. A eficiência da blindagem depende, sobretudo, da permeabilidade magnética e condutividade elétrica do material, além de suas dimensões. É interessante ressaltar que, para as blindagens fechadas, níveis extremamente elevados de densidade de fluxo magnético podem ocorrer no interior do material, levando-o à saturação e, conseqüentemente, a uma redução significativa da eficiência de blindagem.

1.3 Objetivos

Como discutido anteriormente, embora o estudo acerca da eficiência dos diversos métodos para blindagem do campo seja extenso, resultados quantitativos sobre a influência dessas técnicas na ampacidade da linha não são comuns. Dessa maneira, o principal objetivo deste trabalho consiste em realizar um estudo para avaliar a eficiência de diferentes técnicas de blindagem do campo magnético e caracterizar não só seu efeito na mitigação do campo, mas também seu impacto na capacidade de corrente admissível do sistema.

Para a determinação da eficácia na atenuação do campo, é apresentada uma metodologia baseada no método dos elementos finitos para o cálculo do campo magnético que contempla ambas as situações: com e sem a presença de equipamentos para

blindagem. Dessa maneira, torna-se possível obter valores quantitativos acerca da redução do campo para cada configuração de blindagem analisada.

Além disso, como a capacidade de condução de corrente da linha está diretamente ligada à temperatura de operação admissível dos condutores, para se determinar a ampacidade é apresentada uma metodologia, baseada também no método dos elementos finitos, para o cálculo da distribuição de temperatura nas proximidades de uma linha de transmissão subterrânea. Para que o cálculo seja realizado, é necessário um acoplamento entre os problemas térmico e magnético, ou seja, a partir do modelo utilizado para o cálculo do campo magnético, são obtidas as perdas por Efeito Joule de todos os elementos do sistema, que posteriormente são utilizadas como fonte de calor para a determinação da temperatura atingida pelos condutores no modelo para o cálculo da temperatura.

As configurações selecionadas para o estudo são aquelas geralmente encontradas na literatura e apresentadas anteriormente: rearranjo dos condutores, *loops* passivos, placas metálicas, canaleta fechada e tubos de aço.

1.4 Organização do texto

Este trabalho é composto por cinco capítulos, descritos a seguir.

No capítulo 2, é apresentada uma metodologia para o cálculo do campo magnético gerado por linhas de transmissão e/ou distribuição subterrâneas. Para isso, foi utilizado o programa FEMM, que é baseado no método dos elementos finitos. Este método permite a avaliação do campo para problemas de geometria e condições relativamente complexas, os quais não são contemplados por cálculos analíticos. Além disso, uma breve descrição sobre o método dos elementos finitos é apresentada e, por fim, uma validação computacional e experimental da metodologia proposta é realizada.

No capítulo 3, é apresentada uma metodologia, também baseada no método dos elementos finitos, para o cálculo da distribuição da temperatura na região próxima aos condutores de uma linha subterrânea, utilizando novamente o programa FEMM. Esta avaliação se torna extremamente importante, principalmente para a determinação da capacidade de condução de corrente da linha. Neste contexto, primeiramente são tecidos alguns comentários acerca do cálculo da ampacidade de uma linha subterrânea. Em seguida, a metodologia utilizada para a determinação da temperatura é apresentada e, por fim, uma validação computacional é conduzida.

Por meio da metodologia proposta nos capítulos 2 e 3, no capítulo 4 é realizado um estudo de casos com o objetivo de se avaliar a eficiência na atenuação do campo e o impacto na capacidade de transmissão da linha causado por diferentes configurações de blindagens.

No capítulo final, são apresentadas as principais conclusões obtidas a partir do trabalho desenvolvido, além de se discutir algumas propostas para a sua continuidade.

2 PROBLEMA MAGNÉTICO: CÁLCULO DO CAMPO MAGNÉTICO GERADO POR LINHAS SUBTERRÂNEAS

2.1 Introdução

Neste capítulo é apresentada uma metodologia baseada no método dos elementos finitos para o cálculo do campo magnético gerado por linhas subterrâneas. Primeiramente, algumas soluções analíticas são discutidas. Em seguida, uma breve descrição sobre o método dos elementos finitos é conduzida e, por fim, é realizada uma validação computacional e experimental da metodologia proposta.

2.2 Soluções para determinação do campo magnético gerado por linhas subterrâneas

A eficiência de um método para a mitigação do campo magnético pode ser melhor compreendida por meio do parâmetro denominado fator de redução. Este fator é definido pela razão entre a intensidade do campo original (sem a presença da blindagem) e o valor do campo atenuado, em um determinado ponto. Ou seja,

$$FR = \frac{B_0}{B_m} \quad (2.1)$$

onde B_0 é a intensidade da indução magnética gerada pela linha sem qualquer blindagem e B_m é o valor da indução magnética atenuada.

Diante do exposto, o primeiro desafio para se estimar a eficiência de uma configuração de blindagem consiste em obter uma metodologia para a determinação do campo magnético gerado pelas linhas subterrâneas nas duas situações: com e sem blindagem. Para isso, basicamente três opções são possíveis: soluções analíticas, cálculo baseado em métodos numéricos ou medições experimentais. Embora as medições experimentais expressem de forma mais realista a eficiência de uma blindagem, normalmente requerem o uso de diversos equipamentos, que muitas vezes não são facilmente acessíveis, inviabilizando a sua realização. As expressões analíticas são baseadas na lei de Biot-Savart ou em uma solução fechada para as Equações de Maxwell. Para situações nas quais não existe a presença de qualquer tipo de não linearidade e os

efeitos eletromagnéticos associados às correntes de Foucault e de deslocamento podem ser desprezados, o campo magnético gerado pela corrente elétrica em um fio condutor pode ser calculado aplicando-se diretamente a lei de Biot-Savart [4]. Sendo assim, por meio do princípio da superposição, este tipo de formulação permite uma avaliação do campo gerado a partir de diversas fontes (condutores), dispostas em diferentes arranjos, como em um sistema de transmissão de energia trifásico, por exemplo. Algumas equações simplificadas para o cálculo do campo magnético em uma variedade de configurações de linhas trifásicas convencionais e não convencionais podem ser encontradas em [16]. Neste trabalho, os autores utilizam a Lei de Biot-Savart e o princípio da superposição para deduzirem o campo resultante em um ponto suficientemente distante dos cabos (algumas vezes maior que o espaçamento entre os mesmos), contemplando diversos arranjos trifásicos de circuitos simples e duplos. Dessa maneira, para as técnicas de atenuação do campo magnético que se baseiam no simples rearranjo dos cabos condutores (alteração da configuração do circuito, variação do espaçamento entre cabos, divisão e transposição das fases, etc) ou na compensação passiva e ativa por meio de *loops*, é possível realizar uma aproximação do campo resultante e, conseqüentemente, do fator de redução, a partir de uma abordagem por meio da Lei de Biot-Savart. Em relação à compensação passiva, além de se conhecer a corrente injetada pelas fontes, é necessário determinar também a corrente que será induzida no circuito formado pelos *loops*. Para este tipo de sistema, é possível derivar uma formulação para o cálculo da corrente induzida a partir do circuito equivalente formado pela linha e os condutores dos *loops*, assim como mostrado em [13]:

$$I = -Z^{-1} \cdot jX \cdot I_p \quad (2.2)$$

onde I e I_p representam as correntes que circulam nos *loops* e nos condutores fase, respectivamente, Z é a matriz de impedâncias dos *loops* e X é a reatância mútua entre os *loops* e a linha.

Por outro lado, como mencionado, a lei de Biot-Savart não pode ser empregada em situações nas quais correntes de Foucault estão presentes. Dessa maneira, este tipo de abordagem não pode ser utilizada para computar o campo na presença de placas metálicas [4], pois seu princípio da mitigação é diretamente ligado à existência dessas correntes. Sendo assim, a utilização desses equipamentos para atenuação do campo magnético obriga uma avaliação a partir das Equações de Maxwell. Para configurações de blindagens geometricamente simples, é possível obter soluções fechadas para o cálculo do campo magnético gerado por condutores extremamente longos [4] e [17]. Neste contexto, devido

à menor complexidade da geometria, podem ser encontradas soluções analíticas para blindagens constituídas de um cilindro fechado, assim como mostrado em [4], [7] e [18]. Contudo, qualquer outra disposição diferente da circular oferece grandes dificuldades para uma formulação deste tipo, sendo necessárias algumas aproximações para o cálculo como, por exemplo, considerar que as placas possuem largura infinita ou propriedades elétricas ou magnéticas perfeitas. Em [8] é encontrada uma formulação analítica para a determinação do campo magnético gerado por condutores longitudinalmente longos, na presença de uma blindagem formada por uma placa plana horizontal de largura infinita posicionada logo acima dos cabos (Figura 2.1). A placa pode ser composta por N camadas, cada qual constituída de material com permeabilidade magnética μ_R e condutividade σ .

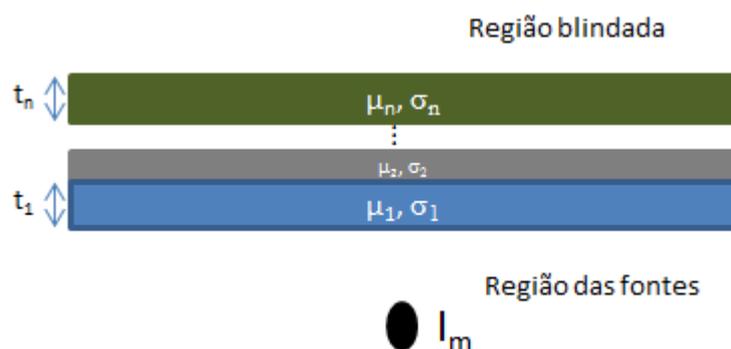


Figura 2.1 - Placa horizontal de largura infinita.

Resumidamente, o foco de [8] é analisar o impacto na atenuação do campo magnético de um arranjo composto por uma placa horizontal de apenas uma camada. Dessa maneira, a partir das formulações obtidas, o autor apresenta diretrizes para orientar o processo de construção e seleção dos parâmetros iniciais deste tipo de blindagem. Para isso, ele discute o efeito no fator de redução causado pela variação de algumas das principais características da blindagem: espessura e localização da placa, condutividade e permeabilidade magnética do material e distância entre as fontes e o ponto de observação. No entanto, ao confrontar os resultados obtidos a partir da solução analítica com outros medidos, os autores observaram que o cálculo se torna satisfatório apenas para placas de largura extremamente elevadas. Ou seja, o efeito causado pelas bordas laterais nas placas reais não é contemplado pela solução analítica proposta. Sendo assim, os resultados obtidos apenas são válidos para uma situação ideal na qual a blindagem possa ser considerada infinitamente larga. É interessante observar que, quanto mais próximas as fontes estiverem da placa, mais precisa se torna a suposição da largura infinita e, portanto, a solução analítica se aproxima da situação real. Dessa maneira, nota-

se que há um compromisso entre a largura da placa e a distância entre a blindagem e os condutores de corrente para que a aproximação por uma placa de extensão lateral infinita possa ser utilizada. Esta comparação é estudada em [17] onde, em um primeiro momento, é realizada uma avaliação em torno da validade da solução analítica em função da razão entre a largura da blindagem e sua distância para os condutores. A partir dos resultados alcançados, os autores concluem que para uma placa de largura “L” a uma distância média “h” dos condutores, quanto maior for a razão $L/2h$, menos pronunciados são os efeitos de borda e, portanto, mais precisa é a solução analítica. Para a situação particular analisada, é determinado que esta razão devesse ser no mínimo igual a 6, para que se torne razoável ignorar o efeito nas bordas da placa.

Para contabilizar os efeitos causados pela existência das bordas, em [19] é apresentada uma solução fechada, para a determinação do campo magnético na presença de uma placa metálica de largura finita, espessura desprezível e propriedades eletromagnéticas ideais: PEC ou PMC, que podem ser compreendidas como:

- PEC (condutor elétrico perfeito), que possui condutividade elétrica infinita e permeabilidade magnética igual à do ar.
- PMC (condutor magnético perfeito), o qual apresenta permeabilidade magnética infinita e condutividade elétrica igual a zero.

Embora em [19] a formulação analítica tenha sido confrontada com resultados encontrados por meio de cálculos numéricos, a validação obtida não pode ser estendida para qualquer configuração. Em [17] é mostrado que, para uma placa de cobre, por exemplo, dependendo da distância entre os condutores e a blindagem, a aproximação da placa por um PEC pode não ser aplicável, sendo que, quanto menor essa distância, menos precisa é a formulação analítica. Em relação à aproximação de uma placa por um PMC, um cuidado maior deve ser tomado, pois diversos materiais ferromagnéticos possuem condutividade elétrica considerável, o que pode inviabilizar esta aproximação. Além disso, ao contrário do caso anterior, quanto mais próximos estiverem os condutores da placa, melhor se torna a representação em PMC. Por fim, em [17] é concluído que ainda que os efeitos das bordas possam ser contemplados, este tipo de abordagem é menos precisa para o cálculo do campo nas regiões centrais às placas e, como uma aproximação em PEC ou PMC deve ser conduzida, não é possível realizar uma comparação entre diferentes materiais para o mesmo tipo de blindagem.

Diante do exposto, nota-se que, embora úteis para uma avaliação mais imediata acerca da intensidade do campo magnético, as formulações analíticas normalmente estão associadas a configurações geometricamente simples e dificilmente podem levar em conta as não homogeneidades e dificuldades geométricas impostas pelo sistema. Além disso, muitas vezes, devido às aproximações necessárias, juntamente à complexidade dos cálculos envolvidos, não são permitidas suposições realistas para que se possam obter resultados de caráter práticos [4]. Sendo assim, para situações compostas por blindagens formadas por arranjos relativamente complexos, geralmente opta-se pela utilização do cálculo numérico.

2.3 Métodos numéricos para cálculo do campo

Os métodos numéricos podem ser utilizados para a avaliação da intensidade do campo magnético a partir da solução de formulações baseadas nas Equações de Maxwell [7], [11], [20], [21] e [22]. Como discutido, eles são uma alternativa para o cálculo da eficiência de dispositivos para a atenuação do campo em situações não contempladas pelas soluções analíticas. Os principais métodos aplicados ao eletromagnetismo podem ser resumidos por [4]:

- Métodos de elemento de volume
 - Método dos elementos finitos (FEM);
 - Método das diferenças finitas (FDM);
 - Método das diferenças finitas no domínio do tempo (FDTD);
- Métodos integrais
 - Equações integrais (IE);
 - Método do elemento de fronteira (BEM);
 - Método dos momentos (MoM);
- Método da impedância (IM)
 - Métodos Híbridos;

- Método dos elementos finitos – elementos de fronteira (FEM-BEM);
- Método dos elementos finitos – elementos de fronteira – Analítico (para estruturas finas);

Dentre todos os citados, o método mais utilizado é o dos elementos finitos, podendo resolver problemas de eletromagnetismo, mecânica e dinâmica dos fluidos. Dessa maneira, a seguir é apresentada uma metodologia computacional para o cálculo do campo magnético baseada no método dos elementos finitos. Para isso, foi utilizado o *software* FEMM 4.2, que se encontra disponível gratuitamente em [23]. Contudo, antes é realizada uma breve descrição sobre o método, apresentada na sequência.

2.3.1 Método dos elementos finitos

Apesar de inicialmente utilizado para solução de problemas no campo de análise estrutural, há décadas o método dos elementos finitos tem provado ser uma ferramenta poderosa no cálculo de campos eletromagnéticos [24]. Resumidamente, FEM é um método numérico utilizado para resolver problemas governados por equações diferenciais com diversas condições de fronteira. Basicamente, a ideia por trás do método consiste, em um primeiro momento, dividir o domínio em um grande número de sub-regiões menores e de geometria simples. Dessa forma, ao longo de cada uma destas sub-regiões, a solução “verdadeira” é então aproximada por meio de uma interpolação de funções simplificadas. Se o domínio é dividido em um número suficiente dessas regiões menores, a solução obtida se aproxima muito da exata. Em seguida, obtém-se um problema de álgebra linear, sendo a resolução do problema original encontrada a partir da solução do sistema de equações. Dessa maneira, o processo para análise via método dos elementos finitos, normalmente inclui os cinco passos descritos a seguir:

- Formulação do problema
- Discretização do domínio;
- Seleção das funções de interpolação;
- Construção do sistema matricial;

- Solução do sistema de equações;

2.3.1.1 Formulação do problema

O primeiro passo do método consiste em formular o sistema de equações que será resolvido. Para isso, usualmente utiliza-se tanto o método dos resíduos ponderados (Galerkin) quanto a formulação via minimização de um funcional para se obter a “forma fraca” do problema. Particularmente, FEMM utiliza o método da minimização de um funcional (baseado na minimização de energia).

2.3.1.2 Discretização do domínio

Esta etapa é extremamente importante, uma vez que a maneira como a região de interesse é subdividida é determinante nos níveis de armazenamento de dados requeridos, no tempo necessário para realização dos cálculos e na precisão dos resultados obtidos [25]. Os subdomínios obtidos após a malha ser gerada (discretização) são denominados elementos. Esses têm geometrias variadas e podem ser compostos por segmentos de reta (geometria linear), triângulos, quadriláteros, tetraedros, prismas triangulares, paralelepípedos, etc, tal como mostrado na Figura 2.2.

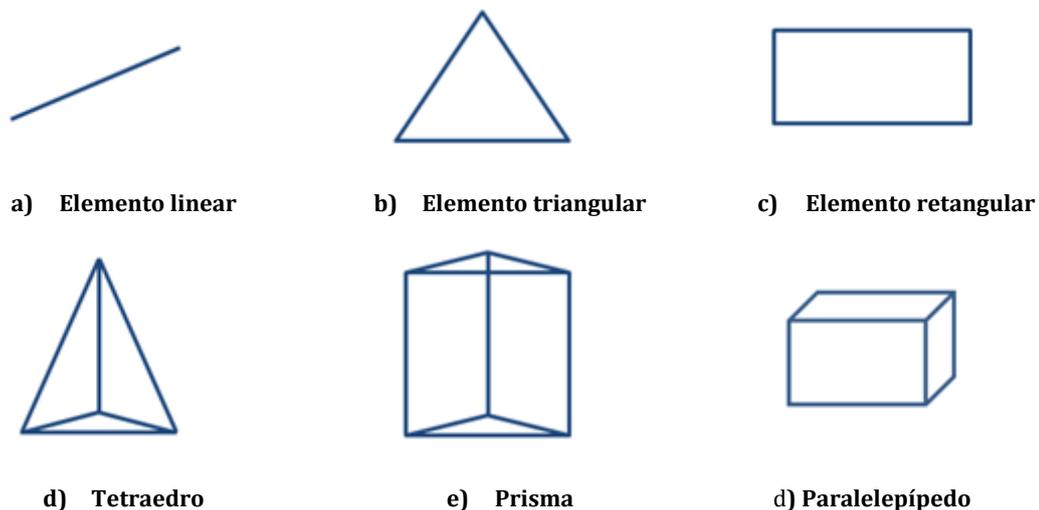


Figura 2.2 - Geometria dos elementos utilizados para discretizar o domínio.

Para um problema de duas dimensões, assim como realizado no FEMM, geralmente o domínio é dividido em elementos triangulares, uma vez que essa geometria permite a discretização de regiões irregulares. A Figura 2.3 mostra um exemplo de uma região particionada em elementos triangulares.

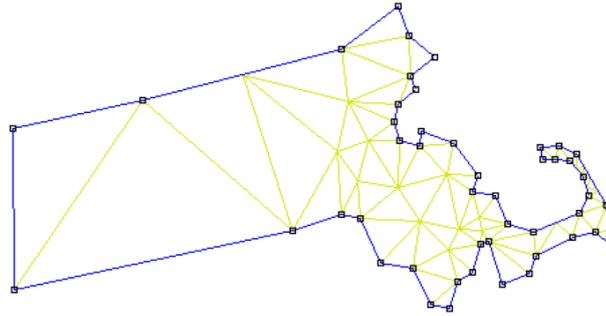


Figura 2.3–Exemplo de um domínio discretizado por elementos triangulares.

Os vértices de um triângulo são denominados de nós do elemento. No processo de gerar a malha, não só o domínio deve ser particionado pelos elementos triangulares, mas, geralmente, é necessário inserir uma ordenação dos nós tanto localmente (considerando apenas os nós de um elemento), quanto globalmente (considerando todos os nós do domínio). Um exemplo desse tipo de ordenação é mostrado na Figura 2.4.

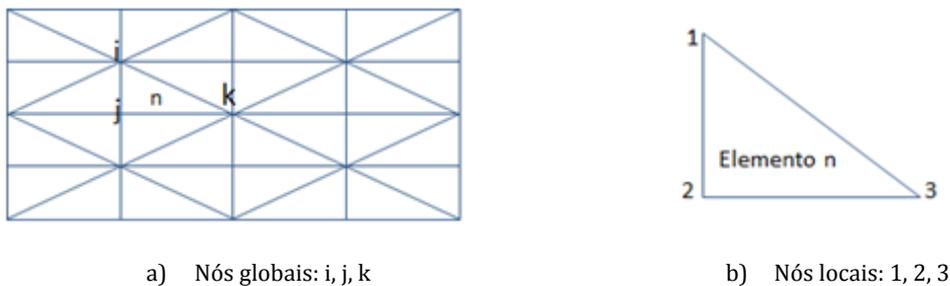


Figura 2.4–Representação da numeração global e local dos nós.

Dessa forma, para gerar a malha completa, o FEMM utiliza o programa “Triangle” que tem se mostrado um malhador rápido e eficiente em termos de memória, além de robusto.

2.3.1.3 Seleção das funções de interpolação

O próximo passo para a implementação do método é selecionar o tipo da função que será utilizada como aproximação da solução dentro de cada elemento. Normalmente, essa consiste em uma função polinomial. Polinômios de ordem elevada, embora aumentem a exatidão dos resultados, podem levar a formulações extremamente complexas [25]; portanto, geralmente opta-se por uma interpolação linear, assim como realizado no FEMM.

2.3.1.4 Construção do sistema matricial

Para construção do sistema matricial, a “forma fraca” obtida no primeiro passo é integrada elemento por elemento, resultando em um sistema de equações que pode ser representado por um sistema matricial do tipo:

$$K\phi = b \quad (2.3)$$

2.3.1.5 Solução do sistema de equações

A última etapa do método consiste em solucionar o problema de álgebra linear obtido a partir do sistema de equações.

Embora este sistema possa ser formado por milhares de incógnitas, existem diversos algoritmos que permitem solucioná-lo em um intervalo de tempo reduzido. Para todos os problemas, o FEMM utiliza variações do método do gradiente conjugado. Especificadamente para os problemas magnéticos harmônicos FEMM utiliza o método dos gradientes biconjugados.

2.4 Metodologia para cálculo do campo magnético

Neste trabalho, em todas as situações analisadas, o campo magnético é variável no tempo. Dessa forma, correntes de Foucault podem ser induzidas em materiais que apresentem condutividade diferente de zero. Como, normalmente, sistemas de transmissão e distribuição de energia funcionam na frequência fundamental de 50 ou 60 Hz, este pode ser considerado um problema de baixa frequência, de forma que ele encontra-se no regime denominado como “quase estática”. Considerando que os cabos são infinitamente longos na direção longitudinal (eixo “z” em coordenadas cartesianas), a equação diferencial parcial que descreve a distribuição do potencial vetor magnético “A”, ao longo de uma determinada região de interesse, é mostrada na Eq. (2.4):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial A}{\partial y} \right) - j\omega\sigma A + J_s = 0 \quad (2.4)$$

onde μ e σ são a permeabilidade magnética e condutividade elétrica do material respectivamente, ω é a frequência angular de alimentação do sistema e J_s é a densidade de corrente imposta pela fonte.

Com a solução obtida, o potencial vetor magnético é definido e, conseqüentemente, a densidade de corrente (J) para toda a região de interesse:

$$J = J_s - j\omega\sigma A \quad (2.5)$$

A partir daí, por meio da relação $\vec{B} = \nabla \times \vec{A}$, a densidade de fluxo magnético pode ser obtida. Além disso, com a densidade de corrente determinada na Eq. (2.5), torna-se possível encontrar as perdas por Efeito Joule presentes nas regiões de condutividade diferente de zero. Estas perdas são utilizadas como fontes de calor para a solução do problema térmico, como será mostrado no capítulo 3.

2.4.1 Condições de contorno

Para obter a solução desejada, é necessário definir as condições de contorno que deverão ser impostas. Além de satisfazer as condições de continuidade da componente normal da indução magnética e da componente tangencial do campo magnético na interface entre dois meios (quando não há corrente na superfície), o domínio que constitui o problema em questão (condutores subterrâneos, equipamentos de mitigação de campo, solo e ar) deve ser considerado aberto. No entanto, alcançar a solução do problema ao longo de uma região infinita exigiria dos computadores uma capacidade de memória também infinita para realizar a discretização do domínio. Dessa maneira, para solucionar este tipo de problema, diversas técnicas foram desenvolvidas na tentativa de representar um domínio aberto. A referência [24] apresenta uma revisão sobre as principais formas utilizadas para a representação de um domínio aberto para problemas eletromagnéticos relacionados à estática e quase estática. Dentre todos os apresentados, o método mais simples é o truncamento do limite externo. Basicamente, esta forma de representar o domínio considera que em uma fronteira suficientemente distante da região de interesse, o potencial ou sua derivada normal são nulos (condição homogênea de Dirichlet ou Neumann).

$$A = 0 \quad (2.6)$$

$$\frac{\partial A}{\partial n} = 0 \quad (2.7)$$

Segundo [24], para que os resultados obtidos sejam aceitáveis, essa fronteira deve estar posicionada em pelo menos cinco vezes a distância entre o centro do domínio e a região de interesse mais externa, tal como ilustrado Figura 2.5.

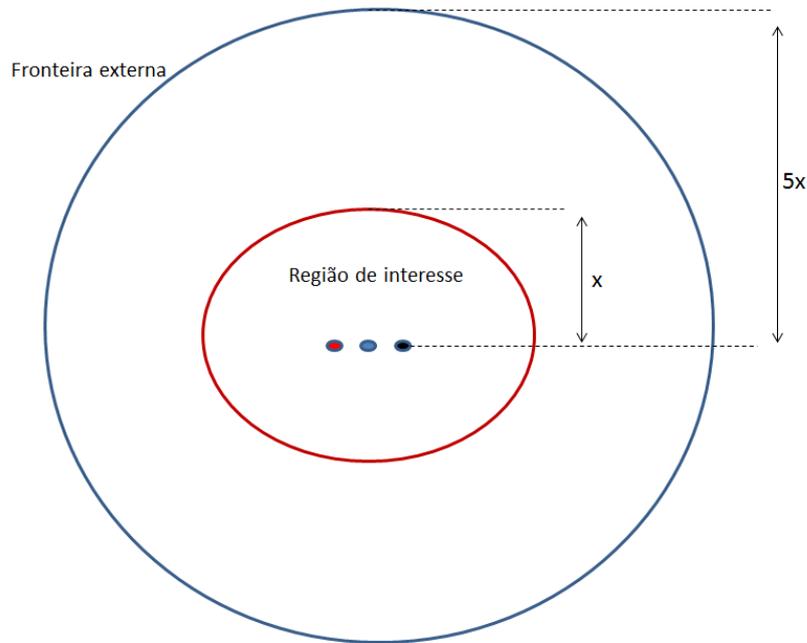


Figura 2.5 - Representação do tamanho do domínio.

Embora este método seja muito simples, para que os resultados não sejam comprometidos, o domínio real a ser utilizado deve ser bem maior que a região de interesse, o que acarreta em um aumento de memória e tempo necessários para a resolução do problema. Contudo, a parte do domínio mais externa à região de interesse normalmente pode ser discretizada de forma grosseira. Por exemplo, para o problema em questão, a intensidade do campo magnético é muito reduzida para regiões distantes aos cabos subterrâneos. Assim, como será discutido posteriormente, uma discretização relativamente “pobre” pode ser implementada, o que de certa forma ameniza o fato de se trabalhar em um domínio muito mais largo que a região de interesse (discretização “grosseira” ou “pobre” pode ser entendida como a utilização de quantidades reduzidas de elementos triangulares, possuindo então uma área de superfície elevada (Figura 2.6a)). Desta maneira, assim como em [21] e [22], este método foi utilizado no trabalho em questão para representar a existência de um domínio aberto. Além disso, como os cabos subterrâneos normalmente não se encontram enterrados a uma profundidade superior a dois metros e meio e, considerando que dificilmente há interesse sobre o valor do campo

magnético em pontos dois metros e meio acima da superfície do solo, tem-se que a distância entre a linha e a região de interesse mais externa não será superior a cinco metros. Tomando então a relação conservadora de aproximadamente dez vezes este valor, a fronteira externa na qual é aplicada a condição de Dirichlet homogênea ($A = 0$) estará situada em um raio de cinquenta metros ($R = 50$ m), tomado a partir do centro do domínio ($x = 0$ e $y = 0$).

2.4.2 Refinamento da malha

Outro aspecto importante que deve ser ressaltado em relação ao método dos elementos finitos é no que diz respeito à forma como o domínio é discretizado. Tal como foi comentado, o FEMM utiliza elementos triangulares para particionar o domínio, pois este tipo de elemento permite abranger, ou melhor, preencher todo o domínio com a discretização. Em outras palavras, utilizando-se triângulos de diferentes dimensões e posicionados de diferentes maneiras, é possível dividir todo o domínio, garantindo que nenhuma região ficará fora de algum elemento. Se ao contrário de elementos triangulares fossem utilizados quadrados, por exemplo, ter-se-ia uma dificuldade enorme para discretizar uma região que fosse composta por diversas curvas.

A densidade de elementos triangulares não deve ser a mesma para todo o domínio. Nas regiões em que é esperada uma maior variação do campo, é interessante ter-se um refinamento da malha, ou seja, uma densidade maior de elementos triangulares, como ilustrado na Figura 2.6.

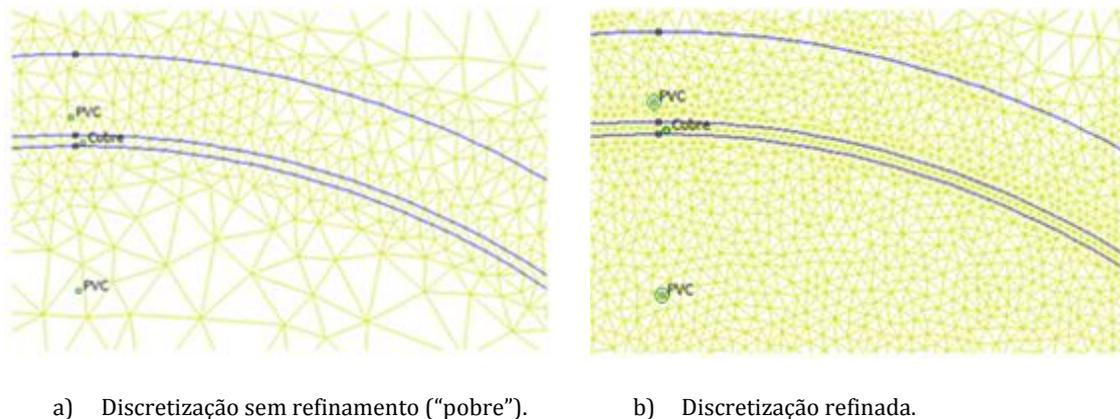


Figura 2.6-Exemplos de refinamento da malha.

Como a intensidade do campo magnético é inversamente proporcional à distância entre o ponto de observação e a fonte que o gera, conclui-se que há uma rápida diminuição

em seu valor nas proximidades dos cabos. Ou seja, próximo aos condutores a intensidade do campo possui valor elevado e diminui rapidamente para pontos ligeiramente mais afastados. A Figura 2.7 mostra a densidade de fluxo magnético nas proximidades de uma linha energizada formada por três condutores enterrados a 1,5 m abaixo da superfície do solo, separados por uma distância de 30 cm. Já a Figura 2.8 mostra o perfil da indução magnética em uma linha horizontal (paralela ao eixo “x”), posicionada 30 cm acima dos condutores. Nesta figura, a distância “0” indica a posição centralizada ao condutor do meio. Como pode ser observado, realmente há uma variação acentuada no valor do campo nas regiões mais próximas à linha.

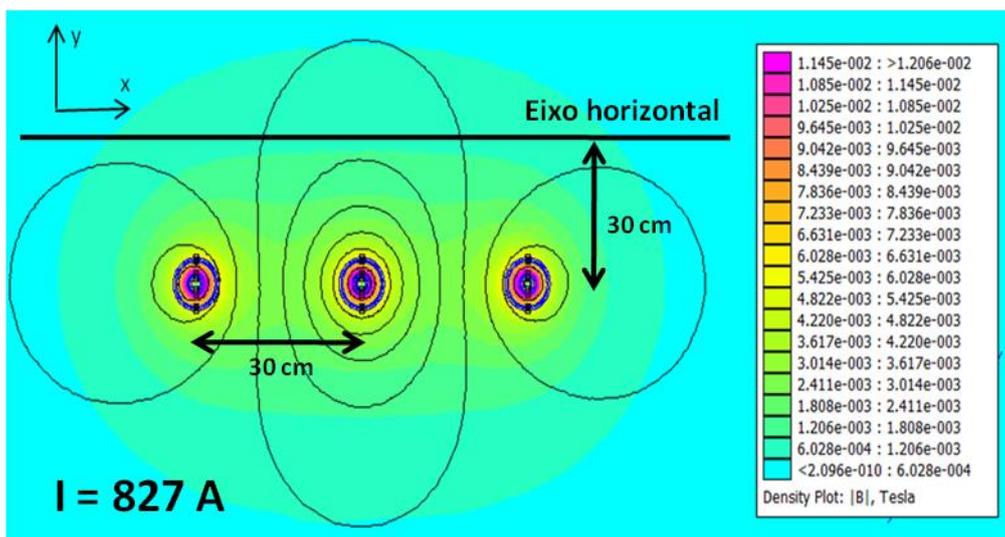


Figura 2.7 - Densidade de fluxo magnético nas proximidades dos condutores (o campo é mais intenso onde estão presentes as cores mais quentes (avermelhadas)).

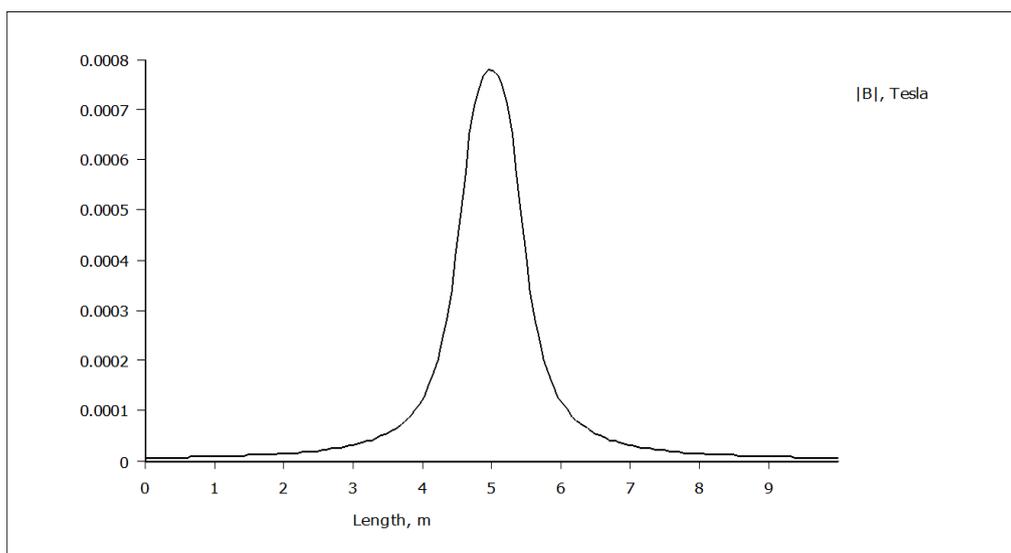


Figura 2.8 - Perfil da indução magnética em uma linha horizontal a 30 cm dos cabos.

Além das proximidades dos cabos, todas as regiões condutivas também merecem uma atenção especial. Isso porque, quando variável no tempo, ao entrar em contato com um meio condutivo, o campo sofre atenuação à medida que penetra neste material. Este fenômeno é denominado como efeito pelicular. A profundidade que o campo é capaz de adentrar o condutor depende essencialmente do valor da condutividade e da permeabilidade magnética do material, além da frequência de excitação do campo:

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega\mu_r\mu_0\sigma}} \quad (2.8)$$

onde δ é a profundidade de penetração na qual o campo decai para aproximadamente 37 % de seu valor inicial, ω é a frequência angular de excitação do campo ($2\pi f$), μ_r e μ_0 são as permeabilidades magnéticas relativas do material e do vácuo, respectivamente e σ a condutividade do material.

Dessa forma, como os cabos são constituídos por materiais de alta condutividade, dependendo da dimensão de seu diâmetro, o campo não irá penetrá-lo completamente, mesmo na frequência de 60 Hz. A Tabela 2-1 mostra os valores da profundidade de penetração para o cobre e o alumínio considerando uma frequência de 60 Hz. A variação do campo no interior do condutor é mostrada na Figura 2.9.

Tabela 2-1 - Parâmetros dos materiais

	Condutividade (MS/m)	Permeabilidade relativa (μ_r)	δ (mm)
Cobre	58	1	8,53
Alumínio	35,38	1	11

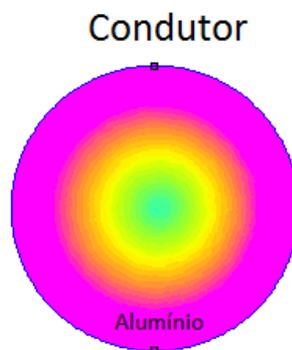


Figura 2.9 - Variação do campo no interior do condutor.

Observando a Figura 2.9, nota-se que devido ao efeito pelicular, o campo reduz rapidamente à medida que penetra para o interior do condutor. Da mesma forma, caso a blindagem do campo seja composta por materiais condutivos, esta também constitui região onde o efeito pelicular será pronunciado.

Portanto, também nessas duas regiões deve ser tomado um cuidado quanto à suas discretizações. Diante do exposto, assim como sugerido em [9], uma regra funcional diz que a espessura da malha deve ser de 4 a 6 vezes menor que a profundidade de penetração. Dessa maneira, é evidente que para situações nas quais estejam presentes materiais de alta condutividade e permeabilidade magnética, mesmo na frequência de 60 Hz malhas extremamente densas podem ser requeridas, onerando substancialmente a utilização do método.

2.5 Validação da metodologia utilizada para o cálculo do campo magnético

Com o intuito de validar a metodologia proposta para cálculo do campo magnético gerado por linhas subterrâneas, são realizadas comparações entre alguns resultados obtidos por meio de simulações utilizando o FEMM e valores previamente conhecidos. Primeiramente, são consideradas as situações nas quais é possível o cálculo do campo resultante em uma determinada região de interesse a partir de soluções analíticas. Em seguida, para alguns casos onde este tratamento não é permitido, os resultados obtidos por meio do FEMM são confrontados com outros obtidos na referência [11]. Por fim, resultados experimentais são utilizados para comparação.

2.5.1 Soluções analíticas

Como primeira abordagem, a presença de qualquer equipamento para blindagem não foi considerada. Ou seja, o sistema inicialmente avaliado é formado apenas pelos cabos enterrados no solo, como mostrado na Figura 2.10.

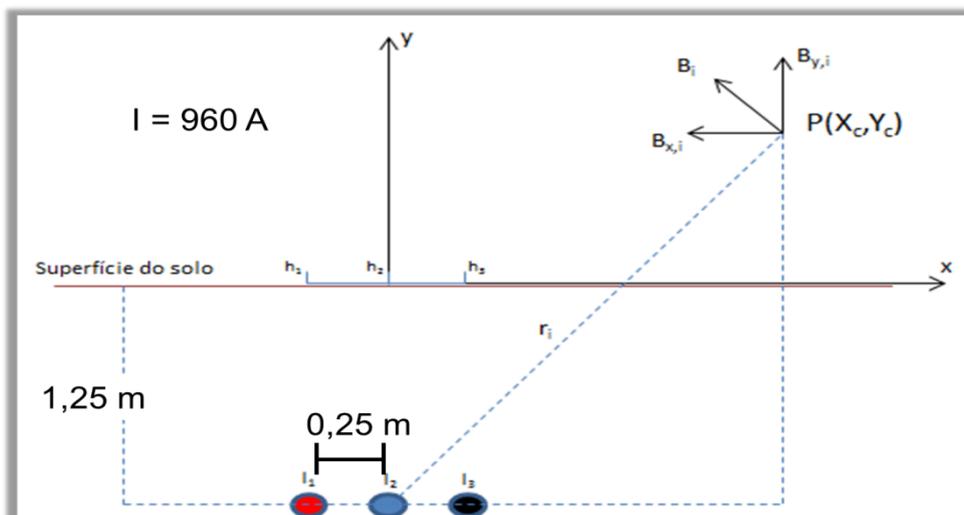


Figura 2.10 - Linha de transmissão subterrânea utilizada para a solução analítica.

A Figura 2.10 mostra um sistema trifásico de 132 kV, no qual os cabos estão dispostos horizontalmente, enterrados a 1,25 m de profundidade e separados de 25 cm, conduzindo uma corrente de 960 A. Os condutores utilizados são de cobre, com isolamento em XLPE e área da seção de 630 mm². Os parâmetros do cabo são mostrados na Tabela 2-2.

Tabela 2-2 - Parâmetros dos cabos

Diâmetro do Condutor (mm)	30,2
Espessura da isolação XLPE (mm)	18,25
Espessura da capa metálica (cobre) (mm)	0,45
Espessura do revestimento de PVC (mm)	3,2
Diâmetro externo (mm)	74

Como não existe a presença de nenhum material ferromagnético, pode-se ignorar qualquer tipo de não linearidade. Além disso, desprezando-se as correntes induzidas na blindagem metálica, no solo e as correntes de deslocamento (baixa frequência), o campo magnético resultante em um determinado ponto pode ser calculado a partir da aplicação da Lei de Biot-Savart e da superposição linear do campo produzido pela corrente em cada condutor (princípio da superposição). Ainda, considerando que os cabos são infinitamente longos na direção longitudinal, o campo resultante gerado por “n” condutores pode ser calculado por [2]:

$$B = \left(\sum_{i=1}^n B_{xi} \right) a_x + \left(\sum_{i=1}^n B_{yi} \right) a_y \quad (2.9)$$

$$B_{xi} = \frac{-\mu_0 I_i}{2\pi r_i^2} (Y_c + d)$$

$$B_{yi} = \frac{-\mu_0 I_i}{2\pi r_i^2} (X_c + h_i) \quad (2.10)$$

onde:

a_x, a_y – Vetor unitário na direção horizontal (x) e na direção vertical (y);

d, I_i – profundidade e corrente do condutor “i”;

X_c, Y_c – Coordenada do ponto de interesse (m);

h_i – coordenada x do cabo condutor “i” (m);

r_i – distância entre o condutor “i” e o ponto de interesse (m);

μ_0 – Permeabilidade magnética do vácuo;

O perfil do campo foi avaliado a 1 metro acima da superfície do solo em uma linha horizontal no intervalo de -5 a 5 m em relação à origem, com incrementos de 50 cm totalizando 10 m de comprimento. A origem é considerada como o ponto diretamente acima do condutor central sobre a superfície do solo. Os resultados obtidos tanto com o FEMM quanto com a solução analítica são mostrados na Figura 2.11 e na Tabela 2-3.

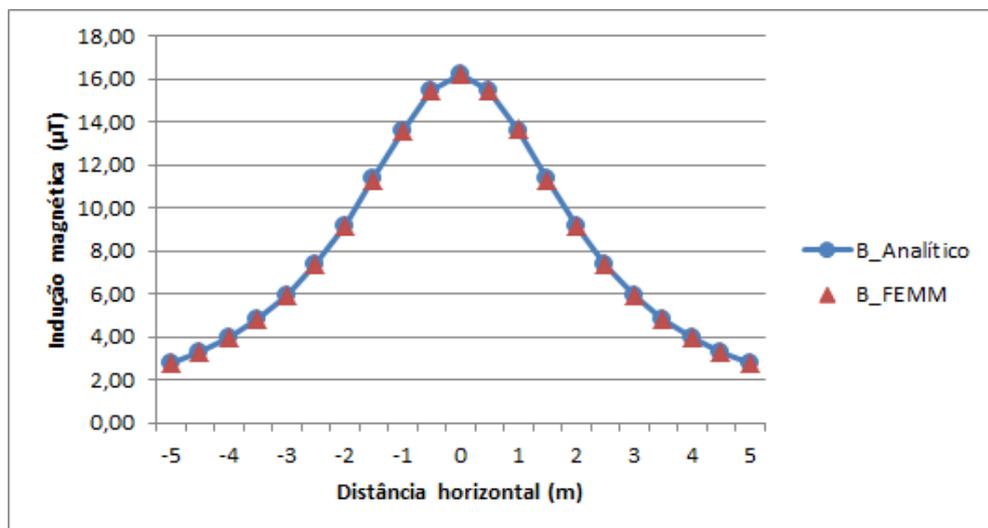


Figura 2.11 - Cálculo da indução magnética com o FEMM e com a solução analítica

Tabela 2-3 - Comparação entre os resultados obtidos com o FEMM e com a fórmula analítica.

Distância horizontal(m)	FEMM (μT)	Fórmula Analítica (μT)	Diferença (%)
-5	2,79	2,77	0,70
-4,5	3,30	3,29	0,39
-4	3,98	3,96	0,66
-3,5	4,83	4,81	0,45
-3	5,94	5,92	0,21
-2,5	7,37	7,36	0,12
-2	9,16	9,18	-0,16
-1,5	11,35	11,35	0,02
-1	13,61	13,64	-0,24
-0,5	15,44	15,51	-0,51
0	16,21	16,26	-0,25
0,5	15,47	15,51	-0,30
1	13,60	13,64	-0,34
1,5	11,31	11,35	-0,35
2	9,16	9,18	-0,23
2,5	7,35	7,36	-0,20
3	5,94	5,92	0,34
3,5	4,83	4,81	0,34
4	3,99	3,96	0,79
4,5	3,30	3,29	0,30
5	2,79	2,77	0,64

É evidente que o cálculo utilizando o FEMM se aproxima bastante do valor obtido analiticamente, sendo que a diferença entre os cálculos não foi maior que 0,8 % para nenhum ponto. É interessante ressaltar que o método dos elementos finitos obtém uma solução aproximada, ou seja, uma solução exata só seria possível com a utilização de infinitos elementos para discretizar o domínio.

Contudo, a motivação em utilizar o método é justamente na possibilidade do cálculo do campo para sistemas de configurações complexas com a presença de diferentes materiais. Além disso, como o objetivo do trabalho é, em linhas gerais, o estudo de diversas formas de blindagem do campo magnético, faz-se necessária uma validação da metodologia de cálculo dentro de situações como estas. Neste intuito, primeiramente foi determinado o perfil do campo magnético gerado pela mesma configuração de condutores mostrada na Figura 2.10, agora considerando a presença de uma blindagem formada por uma placa horizontal metálica inserida logo acima dos cabos (Figura 2.12).

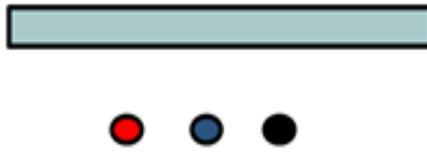


Figura 2.12 - Blindagem formada por placa horizontal.

Tal placa é constituída de cobre, possui espessura de 3 mm, é posicionada a 10 cm acima dos condutores e é considerada infinitamente larga (largura igual a 10 m). Nesta situação, como discutido na seção 2.2, em [8] encontra-se uma solução analítica simplificada para o cálculo do campo produzido por um sistema trifásico, dada por

$$B = \frac{\sqrt{3}\mu_0 Id}{\pi r^3} \frac{2\sqrt{2}\mu_r \delta}{\left| e^{(1+j)/\delta} - e^{-(1+j)/\delta} \right|} \quad (2.11)$$

onde:

μ_r – Permeabilidade magnética relativa do meio;

I – Corrente (A);

d – Espaçamento médio entre os condutores;

$$r = \sqrt{X_C^2 + Y_C^2} ;$$

t – Espessura da placa;

δ – Profundidade de penetração;

A Figura 2.13 e a Tabela 2-4 mostram os resultados obtidos por meio do FEMM confrontados com aqueles extraídos da solução analítica mostrada na Eq. (2.11). Novamente, o campo foi avaliado a uma altura de 1 m acima da superfície do solo, em uma linha horizontal no intervalo de -5 a 5 m em relação à origem.

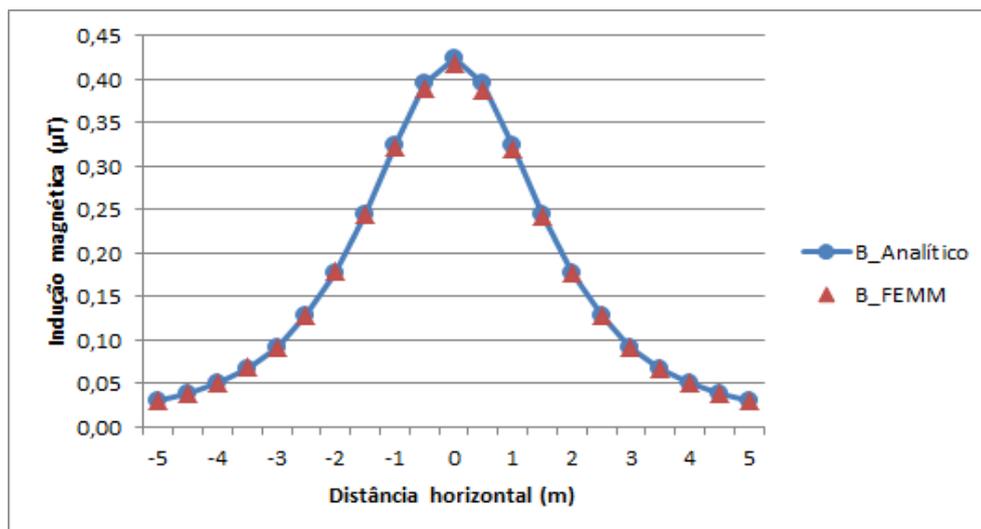


Figura 2.13 - FEMM x Solução analítica (placa infinita).

Tabela 2-4 - Comparação entre os resultados obtidos com o FEMM e com a fórmula analítica

Distância horizontal (m)	FEMM (μT)	Fórmula Analítica (μT)	Diferença (%)
-5	0,03	0,03	0,23
-4,5	0,04	0,04	-0,22
-4	0,05	0,05	0,53
-3,5	0,07	0,07	1,39
-3	0,09	0,09	-0,01
-2,5	0,13	0,13	0,71
-2	0,18	0,18	0,45
-1,5	0,24	0,24	-0,10
-1	0,32	0,32	-0,70
-0,5	0,39	0,40	-1,25
0	0,42	0,42	-1,65
0,5	0,39	0,40	-1,75
1	0,32	0,32	-1,19
1,5	0,24	0,24	-0,54
2	0,18	0,18	-0,06
2,5	0,13	0,13	0,39
3	0,09	0,09	0,17
3,5	0,07	0,07	-0,64
4	0,05	0,05	0,66
4,5	0,04	0,04	0,37
5	0,03	0,03	-0,32

Os cálculos utilizando o FEMM estiveram de acordo com aqueles obtidos pela solução analítica, apresentando uma diferença percentual absoluta máxima inferior a 2 %.

É interessante ressaltar que esta aproximação mostrou-se satisfatória apenas porque a placa foi considerada de largura muito extensa. Ou seja, à medida que esta largura é diminuída, a equação não se torna mais válida para a determinação do campo. Sendo assim, para o trabalho em questão, esta aproximação é meramente didática, pois, para situações compatíveis com a realidade, dificilmente as placas podem ser consideradas de largura infinita. Isso porque, além de um custo demasiado elevado para se construir uma placa de cobre, por exemplo, extremamente larga, esta dimensão é limitada pela própria largura da vala em que os cabos foram enterrados. Sendo assim, para ter-se uma avaliação do cálculo realizado com o FEMM em uma situação nas quais não é realizada nenhuma aproximação acerca das dimensões das placas, foram utilizados os resultados mostrados em [11]. Nessa referência, os autores utilizam também o método dos elementos finitos para avaliar a eficiência de três tipos de blindagens abertas condutivas.

2.5.2 Soluções numéricas

Em [11] são encontrados resultados acerca da eficiência da atenuação do campo para três tipos de configurações de blindagem abertas condutivas: placa horizontal, “U” invertido e “H”. O sistema analisado em [11] é a mesma configuração de linha mostrada na Figura 2.10, com a frequência de alimentação em 50 Hz. Para cada uma dessas configurações, é mostrado um estudo paramétrico a respeito da influência da variação de alguns parâmetros geométricos na atenuação do campo.

Dessa forma, a seguir são realizadas comparações entre os valores de campo calculados em [11] com aqueles obtidos por meio do FEMM. É interessante observar que para todos os casos, o campo é avaliado em apenas um ponto de interesse, situado 1 m acima da superfície do solo e alinhado ao condutor central.

2.5.2.1 Placa horizontal

A primeira configuração analisada é formada por uma placa horizontal constituída de cobre, de largura “L”, espessura “e” e distante “d” dos condutores da linha. Como a eficiência deste tipo de arranjo depende basicamente dos três parâmetros citados, a seguir é realizado um estudo sobre a importância de cada um deles em relação ao fator de redução resultante.

A. Variação da distância

Primeiramente foi testada a variação do campo magnético no ponto de interesse em função da distância entre a blindagem e os condutores. Nessa situação, foi utilizada uma placa plana com 1 m de largura e 3 mm de espessura, variando-se a distância entre a placa e a linha de 0,05 m à 0,45 m, como mostrado na Figura 2.14. Os resultados obtidos são mostrados nas Figura 2.15 e da Tabela 2-5, sendo “FR” o fator de redução para cada situação analisada.

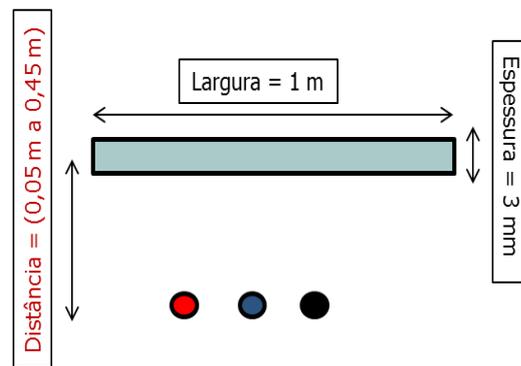


Figura 2.14 - Variação da distância entre a blindagem e condutores.

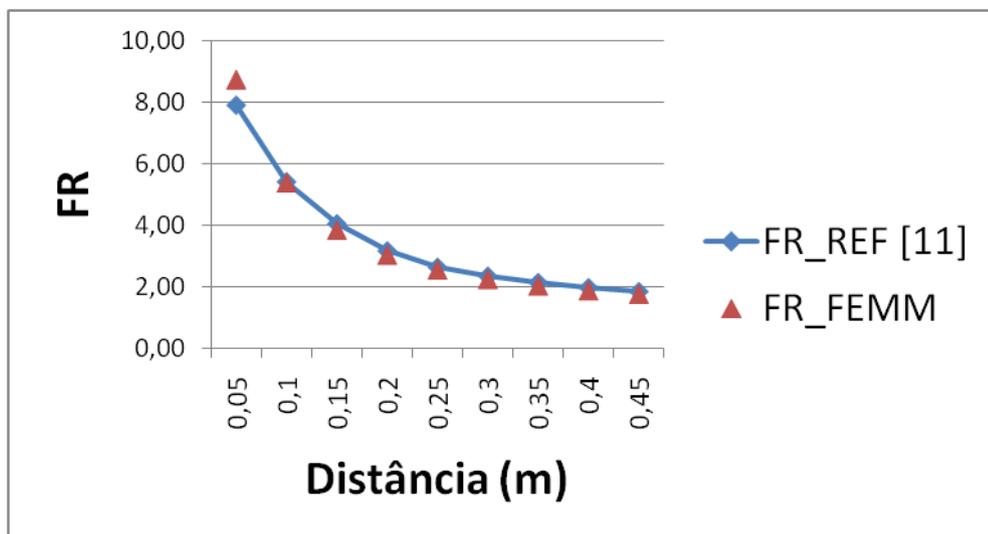


Figura 2.15 - Fator de redução com a variação da distância entre blindagem e condutores .

Tabela 2-5 - Comparações dos resultados com a variação da distância entre blindagem e condutores.

Distância(cm)	FEMM (μT)	REF [11](μT)	Diferença (%)
5	1,85	2,04	-9,14
10	3,00	2,97	0,88
15	4,19	3,96	5,81
20	5,30	5,06	4,80
25	6,29	6,07	3,62
30	7,13	6,80	4,85
35	7,88	7,45	5,71
40	8,53	8,08	5,68
45	9,09	8,63	5,34

Por meio da Figura 2.15 e da Tabela 2-5 pode ser observado que os resultados encontrados utilizando o FEMM estiveram de acordo com aqueles apresentados em [11], apresentando diferenças inferiores a 10 %. Como era esperado, quanto maior a distância entre a placa e a linha, menores são as correntes induzidas e, portanto menor é também a eficiência da blindagem. As pequenas diferenças percentuais podem ser explicadas pelo fato de que em [11] não é mostrado um detalhamento mais preciso de como a formulação foi realizada. Por exemplo, não foi possível ter acesso à forma como a malha foi discretizada, quais condições de fronteira foram aplicadas ou qual o tamanho de domínio utilizado, que certamente leva a resultados ligeiramente distintos. Além disso, para a situação em que a placa se encontra mais próxima dos condutores, devido às perdas por Efeito Joule mais acentuadas, provavelmente ocorre um aquecimento considerável da mesma, podendo diminuir de forma significativa o valor da condutividade elétrica do cobre e, portanto seu poder de blindagem. Contudo, neste momento a variação da condutividade com a temperatura ainda não é considerada.

B. Variação da largura

O segundo parâmetro testado é a largura da placa. Para isso, foi utilizada uma placa situada a 0,1 m dos condutores da linha e com espessura igual a 3 mm. A largura foi variada entre os valores de 0,6 m a 1,4 m, como mostrado na Figura 2.16. A Figura 2.17 e a Tabela 2-6 mostram as comparações entre os resultados obtidos utilizando o FEMM e aqueles fornecidos em [11].

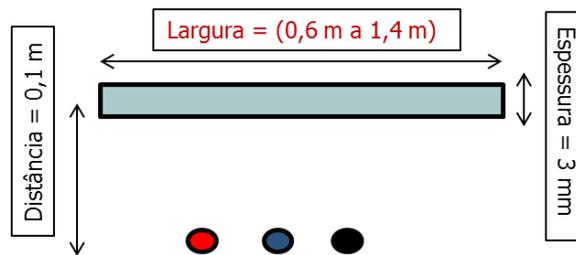


Figura 2.16 - Variação da largura da placa horizontal.

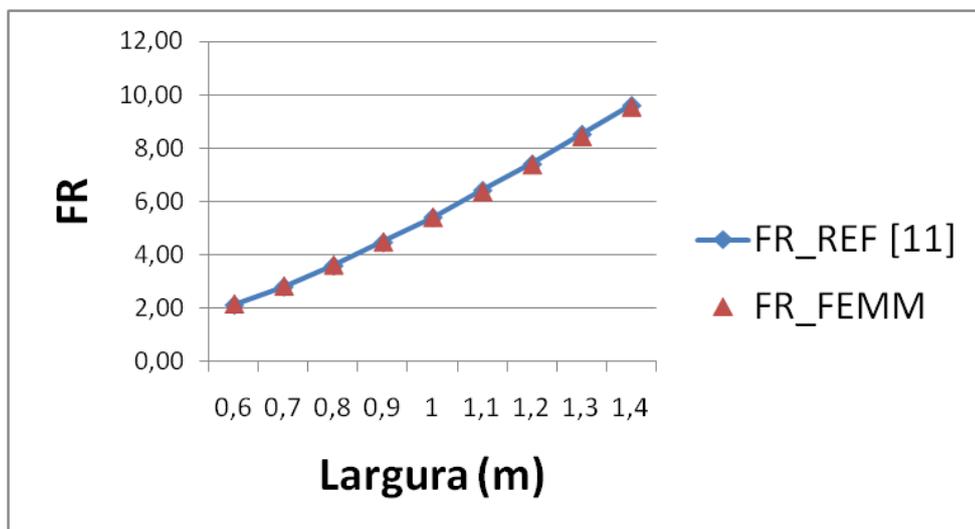


Figura 2.17-Fator de redução com a variação da largura da blindagem.

Tabela 2-6 - Comparações dos resultados para variações na largura.

Largura (m)	FEMM (μT)	REF [11] (μT)	Diferença (%)
0,6	7,48	7,53	-0,73
0,7	5,71	5,71	-0,10
0,8	4,47	4,46	0,15
0,9	3,61	3,59	0,51
1	3,00	2,97	0,88
1,1	2,54	2,50	1,57
1,2	2,19	2,17	1,05
1,3	1,92	1,89	1,63
1,4	1,70	1,68	1,28

Os resultados obtidos por meio do FEMM estiveram novamente de acordo com aqueles encontrados em [11]. Além disso, como era esperado, quanto mais larga é a placa horizontal, maior é sua eficiência de blindagem. Nota-se também uma tendência de

continuidade do decrescimento do campo à medida que se aumenta a largura. Porém, na prática esta dimensão é limitada pela largura da vala onde se encontram os cabos.

C. Variação da espessura

O último parâmetro avaliado é a espessura da chapa. Para isso, como anteriormente, a placa foi situada a uma distância de 0,1 m dos condutores com a largura fixada no valor de 1 m. A espessura foi variada de 3 mm a 15 mm, como mostrado na Figura 2.18. Os resultados encontrados são mostrados na Figura 2.19 e na Tabela 2-7.

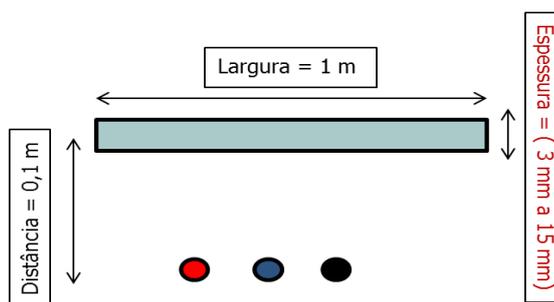


Figura 2.18 - Variação da espessura da placa horizontal.

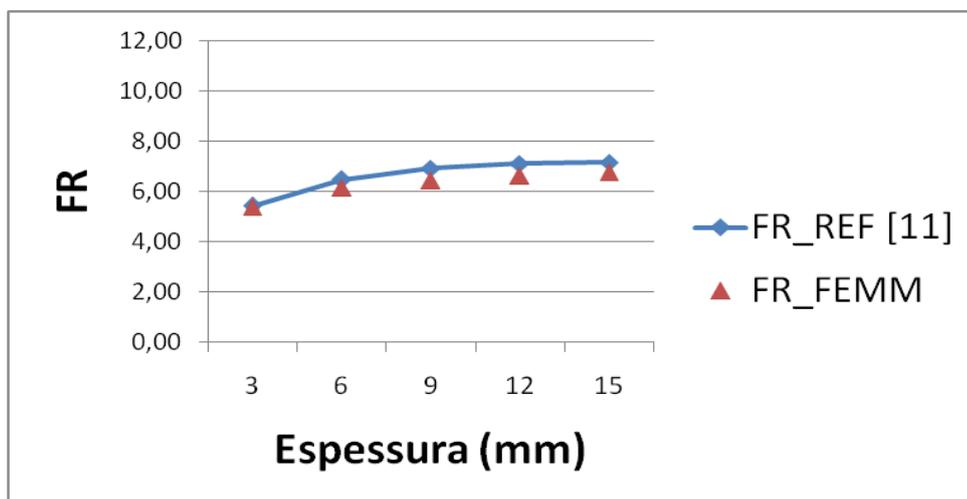
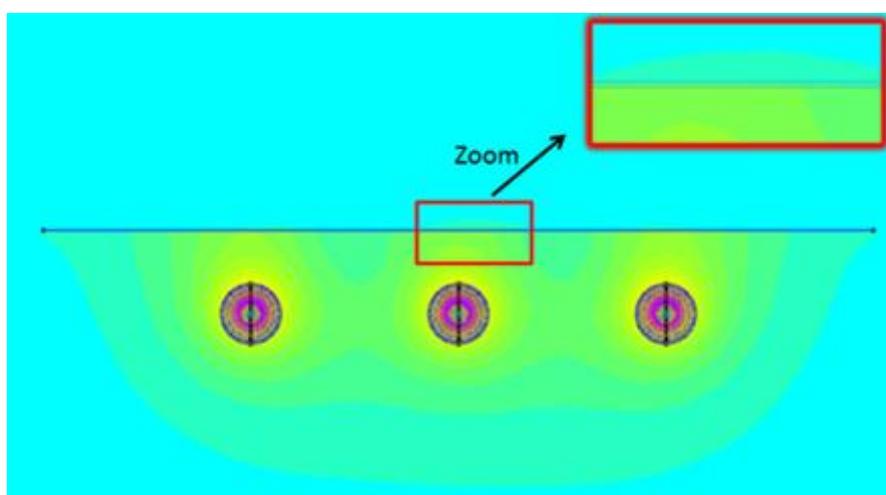


Figura 2.19-Fator de redução com a variação da espessura da blindagem.

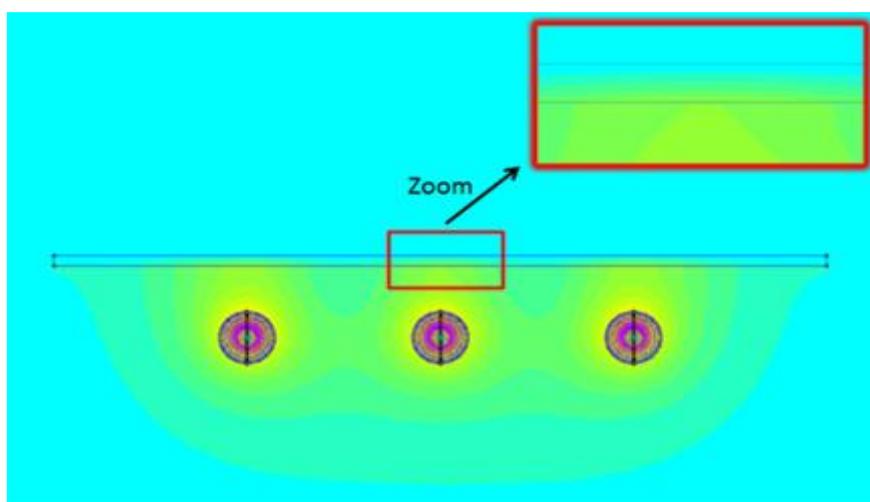
Tabela 2-7 - Comparações dos resultados para variações na espessura.

Espessura (mm)	FEMM (μT)	REF [11] (μT)	Diferença (%)
3	3,00	2,97	0,88
6	2,63	2,49	5,76
9	2,52	2,33	8,12
12	2,44	2,26	7,99
15	2,39	2,25	6,29

Observando a Figura 2.19 e a Tabela 2-7, nota-se que, neste caso, os valores confrontados também se mostraram coerentes, apresentando, em todas as situações, diferenças inferiores a 10 %. Além disso, percebe-se uma tendência de estabilização do fator de redução à medida que se aumenta a espessura da placa. Isso ocorre porque, para o cobre, considerando a frequência de excitação em 50 Hz, a profundidade de penetração do campo é de aproximadamente 9,3 mm. Dessa forma, para espessuras muito superiores à profundidade de penetração, o campo já se encontra substancialmente atenuado dentro da blindagem e, portanto, não se torna possível maiores incrementos no fator de redução. A Figura 2.20 exemplifica o que foi discutido acima, mostrando a densidade de fluxo magnético nas proximidades da placa para espessuras de 3 e 15 mm. As cores mais quentes (vermelho, laranja, amarelo) indicam uma intensidade do campo mais elevada.



a)



b)

Figura 2.20 - Densidade de fluxo magnético no interior da placa horizontal: a) espessura de 3 mm; b) espessura de 15 mm.

Pela Figura 2.20 b), nota-se que para a espessura de 15 mm, a região em azul (intensidade mais baixa do campo) já se inicia mesmo dentro da placa. Ou seja, quase nenhum ganho no fator de redução é gerado para placas ainda mais espessas, pois a capacidade de atenuação da blindagem já se encontra “saturada”.

Sendo assim, por meio dos resultados obtidos, pode-se concluir que para as três variações nos parâmetros geométricos da blindagem com a placa plana, o cálculo do campo magnético utilizando a metodologia proposta esteve bastante próximo daquele apresentado em [11], apresentando diferenças inferiores a 10 % em todas as situações. A seguir, são apresentadas as comparações realizadas utilizando uma segunda maneira de se blindar o campo, denominada configuração em “U” invertido.

2.5.2.2 “U” invertido

A segunda configuração de blindagem analisada é a denominada “U” invertido.

Para esta situação, existe um novo parâmetro geométrico a ser avaliado que é justamente a altura das placas verticais. Neste intuito, utilizando uma placa horizontal com 1 m de largura, 3 mm de espessura e situada a 0,1 m dos condutores da linha, o comprimento das placas verticais foram variadas de 0,1 a 0,5 m, conforme mostrado na Figura 2.21. Já a Figura 2.22 e a Tabela 2-8 mostram a comparação entre os valores encontrados com o FEMM e na referência [11].

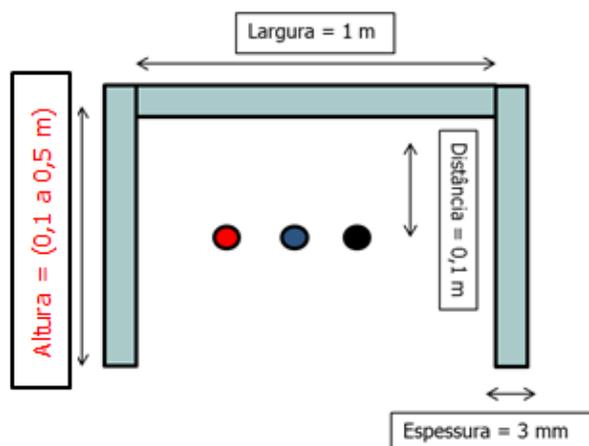


Figura 2.21 - Variação da altura das placas verticais.

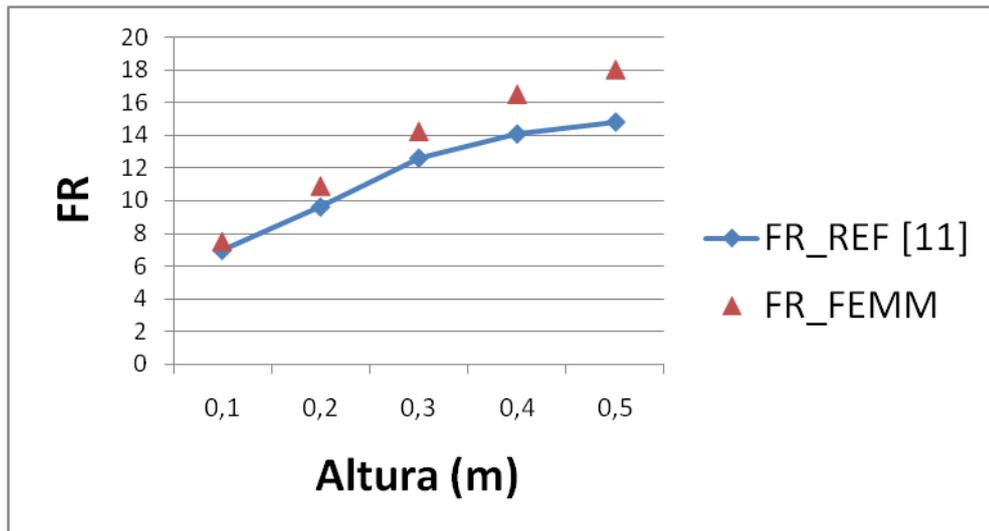


Figura 2.22–Fator de redução com a variação da altura das placas verticais.

Tabela 2-8 - Comparações dos resultados com variações na altura da placa vertical.

Altura (m)	FEMM (μT)	REF [11] (μT)	Diferença (%)
0,1	2,17	2,31	-6,20
0,2	1,49	1,68	-11,04
0,3	1,14	1,28	-10,97
0,4	0,98	1,15	-14,24
0,5	0,90	1,09	-17,37

Observando os resultados, nota-se que, apesar de seguirem a mesma tendência, em alguns pontos a diferença entre os resultados mostrados foi elevada, chegando a ser superior a 17 %. Como mencionado anteriormente, além da diferença na forma de discretizar o domínio, condições de fronteiras, etc, um possível aquecimento das placas e, conseqüentemente, uma alteração no valor da sua condutividade elétrica, pode ser fator determinante para a existência dessas diferenças nos valores obtidos. Em [11], a variação da condutividade elétrica com a temperatura foi considerada por meio da Eq. (2.12):

$$\sigma(\theta) = \frac{\sigma_0}{1 + \alpha(\theta - 20)} \quad (2.12)$$

onde:

σ_0 – Condutividade do material a 20 °C;

α – Coeficiente de temperatura do material a 20 °C;

θ – Temperatura (°C);

Nesta situação, é provável que a placa sofra um aquecimento capaz de causar uma diminuição na condutividade do cobre e, portanto, da eficiência de blindagem. Para ilustrar tal fato, é considerado no exemplo hipotético a seguir que, devido às perdas por Efeito Joule causadas pelas correntes induzidas nas placas, elas atinjam supostamente uma temperatura média de 45°C. Isso resulta em uma redução da condutividade do cobre para 52.81 MS/m (aproximadamente 9 % menor). Neste caso, os novos resultados encontrados são mostrados na Figura 2.23 e na Tabela 2-9.

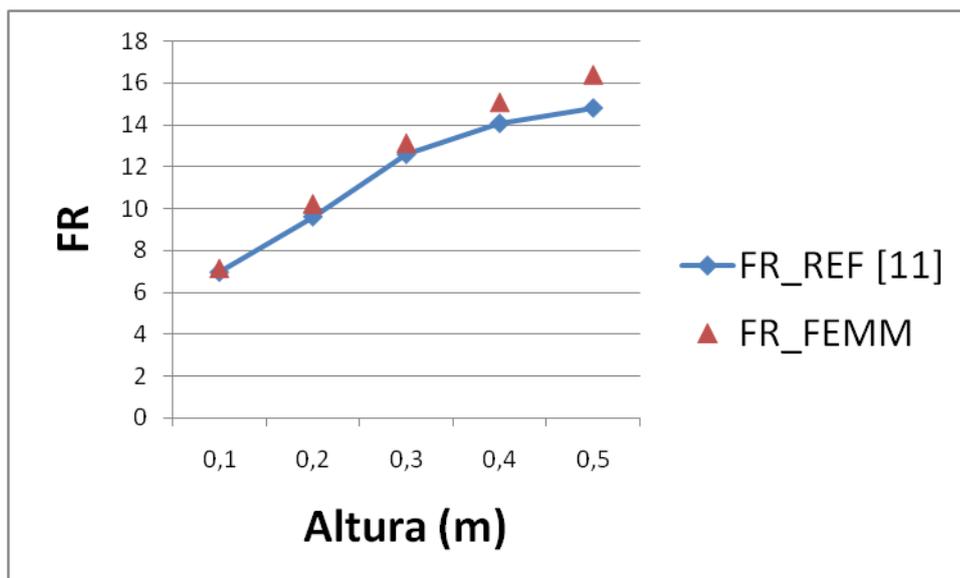


Figura 2.23–Fator de redução com a variação da altura das placas verticais para uma temperatura média das placas igual a 45 °C.

Tabela 2-9 - Comparações dos resultados com variações a altura da placa vertical a 45 °C.

Altura (m)	FEMM (μT)	REF [11] (μT)	Diferença (%)
0,1	2,26	2,31	-2,10
0,2	1,58	1,68	-5,62
0,3	1,23	1,28	-3,78
0,4	1,07	1,15	-6,40
0,5	0,99	1,09	-9,43

Por meio da Figura 2.23 e da Tabela 2-9, pode-se observar que, ao se considerar a variação da condutividade elétrica devido a um possível aquecimento da placa, os resultados se tornaram mais próximos, reduzindo a diferença máxima obtida para aproximadamente 9 %. Sendo assim, fica evidente que o cálculo da distribuição de temperatura é de extrema importância não apenas para a determinação da ampacidade dos cabos, mas também para a quantificação correta do efeito de atenuação do campo das

placas. É interessante observar também que, nesta situação, o arranjo em “U” invertido proporciona níveis mais altos de atenuação do campo em comparação com aqueles obtidos com a placa horizontal, pois, para este arranjo de blindagem, pode-se alcançar uma redução do campo superior a 15 vezes, porém com o dobro de material utilizado.

Por fim é apresentada a seguir a última forma de blindagem presente em [11] denominada configuração em “H”.

2.5.2.3 Configuração em “H”

A configuração em “H” pode ser considerada como uma evolução do esquema em “U” invertido, uma vez que as placas verticais são estendidas acima da placa horizontal.

Este arranjo possui uma geometria complexa e por isso inúmeros parâmetros podem ser avaliados. Dessa forma, mais dois parâmetros geométricos foram analisados: largura da placa horizontal e posição relativa entre a placa horizontal e as verticais. Primeiramente, são mostrados todos os resultados e, posteriormente, tecidos os comentários a respeito de todos os resultados atingidos.

1. Variação da largura da placa horizontal

Inicialmente, é estudado o efeito na blindagem do campo magnético com a variação da largura da placa horizontal. Para isso, foi simulado o sistema quando utilizadas placas verticais com 1 m de altura, separadas de 1,2 m, sendo todas de espessura igual a 3 mm. A largura da placa horizontal foi variada entre os valores de 0,6 m a 1,1 m, sendo que esta se encontra a 0,1 m dos cabos, tal como mostrado na Figura 2.24. A Figura 2.25 e a Tabela 2-10 mostram as comparações obtidas nesta situação.

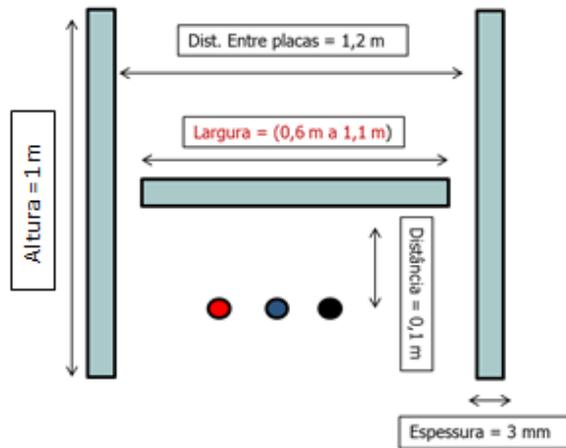


Figura 2.24 - Variação da largura da placa horizontal.

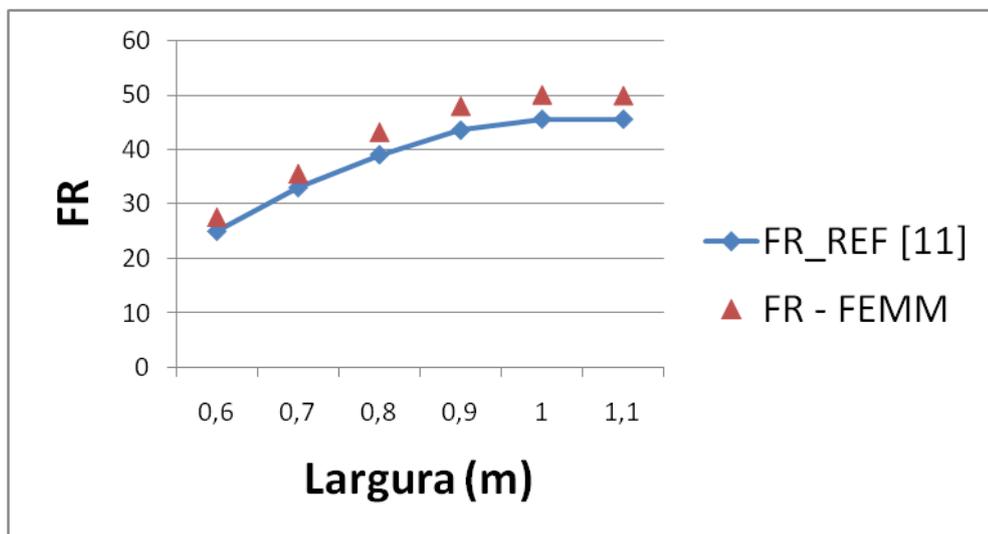


Figura 2.25-Fator de redução com a variação da largura da placa horizontal.

Tabela 2-10 - Comparações dos resultados com variações na largura da placa horizontal.

Largura (m)	FEMM (μT)	REF [11] (μT)	Diferença (%)
0,6	0,59	0,64	-8,74
0,7	0,46	0,49	-6,65
0,8	0,38	0,41	-9,13
0,9	0,34	0,37	-8,78
1	0,32	0,35	-8,52
1,1	0,32	0,35	-8,25

À medida que a largura da placa horizontal é aumentada, maior também torna-se a atenuação do campo. Contudo, ao contrário dos resultados encontrados para a

configuração com apenas a placa plana, neste caso a eficiência de blindagem tende a se estabilizar para larguras cada vez maiores.

2. Variação da posição das placas verticais

O segundo parâmetro a ser analisado é a posição das placas verticais em relação à horizontal. Para isso, o sistema é simulado quando utilizadas placas verticais com 1 m de comprimento separadas também por 1 m. A largura da placa horizontal é fixada em 0,8 m e, como anteriormente, todas possuem 3 mm de espessura. As placas verticais foram mantidas inicialmente completamente acima da horizontal (posição igual a 0 m). Em seguida, sua posição foi variada para baixo até que ela se encontrasse completamente abaixo da placa horizontal (posição igual a 1 m). Os resultados obtidos para o caso em questão são mostrados na Figura 2.26.

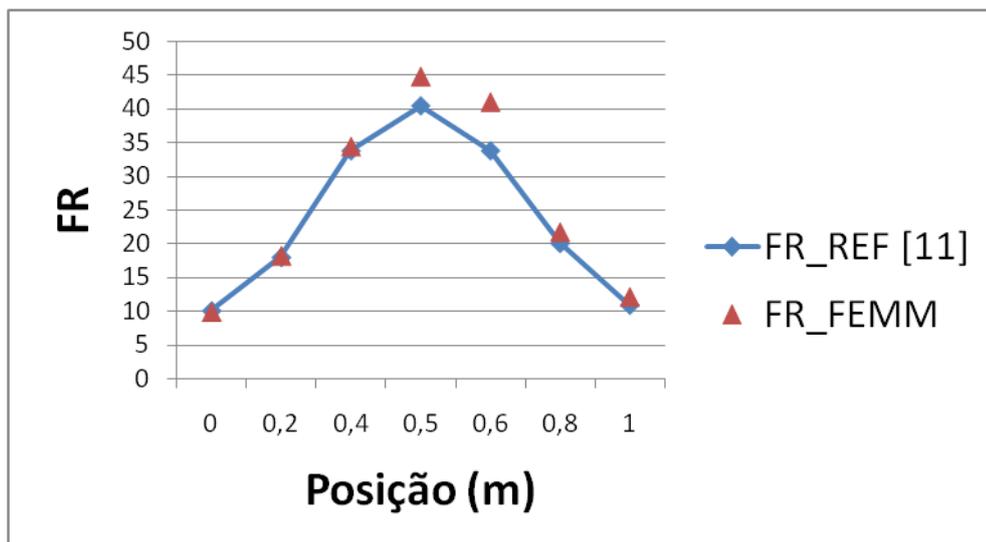


Figura 2.26–Fator de redução com a variação da posição das placas verticais.

Tabela 2-11 - Comparações dos resultados com variações na posição das placas verticais.

Posição (m)	FEMM (μT)	REF [11] (μT)	Diferença (%)
0	1,64	1,61	2,03
0,2	0,89	0,90	-0,78
0,4	0,47	0,48	-1,14
0,5	0,36	0,40	-9,06
0,6	0,40	0,48	-17,05
0,8	0,75	0,81	-7,23
1	1,34	1,49	-9,93

Por meio da Figura 2.26, nota-se que existe uma posição ótima para a instalação das placas verticais. Ou seja, quanto mais centralizadas estiverem, maior é o poder de atenuação do campo da configuração. Além disso, observa-se que para as situações avaliadas, a configuração em “H” foi aquela que proporcionou maiores atenuações no campo magnético gerado pela linha, apresentando fator de redução superior a 40.

Entretanto, analisando as Figura 2.25 e Figura 2.26, nota-se que, assim como a configuração em “U” invertido, para o arranjo em “H” também houve alguns desvios nas comparações dos resultados, chegando a apresentar diferenças superiores a 17%. Tais diferenças de fato são esperadas, pois a variação da condutividade elétrica com a temperatura não foi considerada, conforme já discutido anteriormente. Dessa maneira, no capítulo 3, após a apresentação da metodologia para a determinação da temperatura, estas situações serão reavaliadas levando-se em conta a variação da condutividade das placas com a temperatura.

2.5.3 Validação experimental

Testes utilizando *loops* passivos foram realizados para a comparação de resultados experimentais com aqueles obtidos por meio do FEMM. A montagem foi construída no Laboratório de Extra Alta Tensão (LEAT) da UFMG, e corresponde a três cabos que representam uma linha de alta tensão, alimentados por um transformador de 13,8/0,22 kV, curto circuitados em um de seus terminais. A corrente medida foi de 120 A no condutor central e de 117 A nos laterais. A distância empregada entre os cabos foi de 75 cm, como ilustrado na Figura 2.27. Tomou-se a medição do campo a uma altura de 1,50 metros em relação aos cabos percorrendo assim uma faixa de 3 metros à direita e 3 metros à esquerda dos condutores.

Para realizar as medições de campo foi utilizado o analisador de campo EFA 300, fabricado pela “NARDA Safety Test Solutions”. Embora a frequência selecionada para as medições do campo foi de 60 Hz, este instrumento permite medições em uma faixa de 5 Hz a 32 kHz podendo medir a densidade de fluxo magnético de 100 nT a 32 mT. Para as configurações utilizadas, o erro típico é de 5 %.

A Figura 2.28 e a Tabela 2-12 mostram o perfil do campo quando nenhum tipo de blindagem está presente.

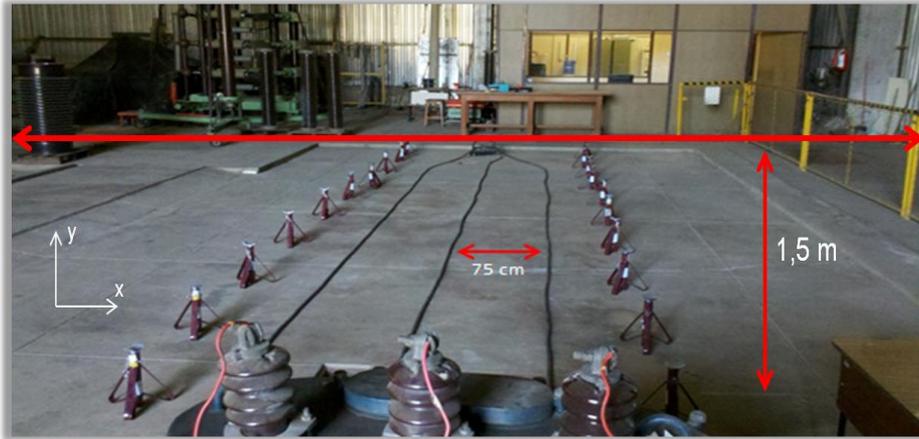


Figura 2.27 - Montagem experimental da linha trifásica.

Tabela 2-12 - Valores simulados e medidos sem a presença dos *loops* (pontos medidos a 1,5 m acima da linha).

Distância horizontal (m)	Medido (μT)	FEMM (μT)	Diferença (%)
-3,00	2,35	2,81	19,44
-2,50	3,10	3,73	20,32
-2,00	4,38	5,04	14,99
-1,50	5,95	6,86	15,21
-1,00	8,10	8,94	10,32
-0,50	9,83	10,74	9,28
0,00	10,15	11,36	11,91
0,50	9,28	10,70	15,31
1,00	7,77	8,95	15,20
1,50	6,43	6,85	6,48
2,00	4,85	5,03	3,74
2,50	3,33	3,73	11,95
3,00	2,37	2,80	18,33

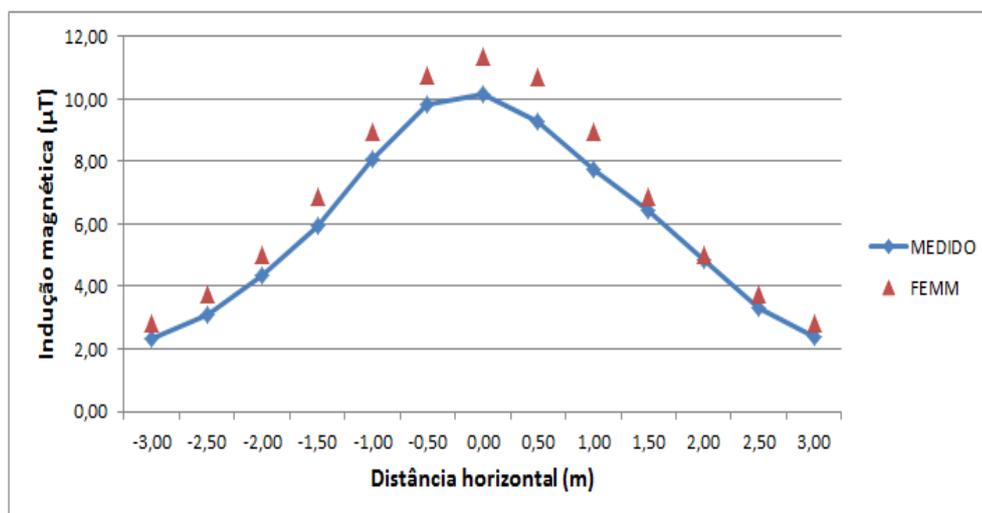


Figura 2.28 - Comparação entre os resultados medidos e os obtidos com o FEMM, sem nenhuma blindagem (pontos medidos a 1,5 m acima da linha).

As correntes utilizadas para simulação foram as mesmas medidas: 120 A no condutor central e 117 A nos condutores laterais. Contudo, durante o processo de medição, notaram-se algumas variações nas correntes medidas, o que, provavelmente, contribui para a existência das diferenças encontradas nos resultados. Além disso, foram observadas ligeiras alterações no espaçamento entre as fases ao longo de todo o circuito, uma vez que não foi possível um meio para fixá-las de forma exata nas posições corretas. Outro fator importante que possivelmente contribui para a qualidade das medições é a sensibilidade do medidor. Isto é, durante o processo de medição, notou-se uma variação considerável do valor medido devido a pequenas alterações no posicionamento do medidor. Ainda em relação às diferenças encontradas, o comprimento da linha utilizada foi de aproximadamente 8 metros e os pontos de medição foram posicionados 1,5 metros acima dos cabos. Sendo assim, para esta situação, a consideração de uma linha infinita realizada nas simulações pode não ter sido completamente satisfeita.

Aproximando-se os pontos de medição para uma distância de 90 cm em relação à linha e, reduzindo-se a distância entre os condutores para 30 cm, por exemplo, a consideração de uma linha infinita torna-se mais consistente, diminuindo as diferenças entre os valores calculados e medidos, como mostrado na Figura 2.29 e na Tabela 2-13.

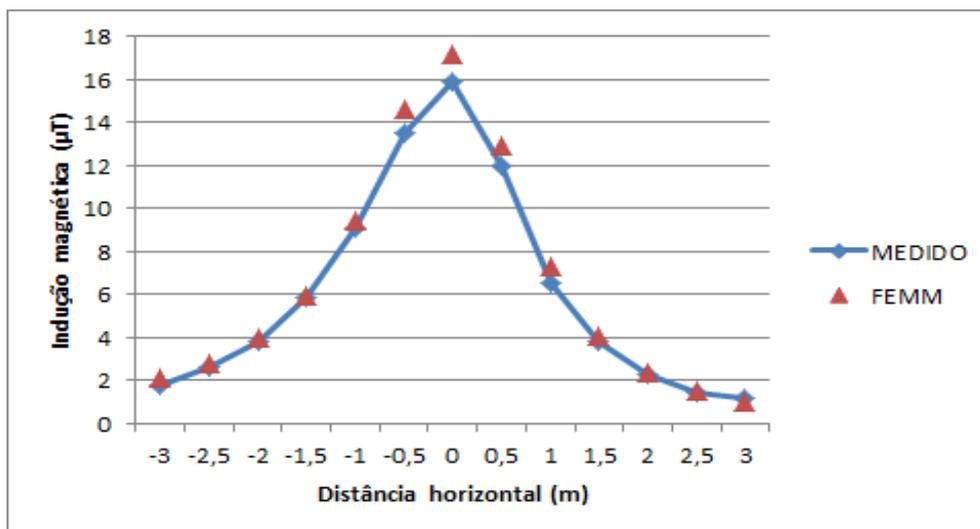


Figura 2.29 - Comparação entre os resultados medidos e os obtidos com o FEMM, sem nenhuma blindagem (pontos medidos a 90 cm acima da linha).

Tabela 2-13 - Valores simulados e medidos sem a presença dos loops (pontos medidos a 90 cm acima da linha).

Distância horizontal (m)	Medido (μT)	FEMM (μT)	Diferença (%)
-3	1,81	2,13	17,73
-2,5	2,61	2,82	8,23
-2	3,82	3,95	3,44
-1,5	5,87	5,91	0,67
-1	9,1	9,42	3,47
-0,5	13,54	14,61	7,89
0	15,9	17,14	7,80
0,5	11,95	12,92	8,10
1	6,53	7,33	12,31
1,5	3,78	4,05	7,11
2	2,25	2,38	5,90
2,5	1,42	1,50	5,75
3	1,2	1,00	16,53

Em seguida, as comparações são realizadas considerando a presença de *loops* passivos para promover a atenuação do campo. Os *loops* foram alojados logo acima dos cabos por meio de pranchas de MDF sobre cavaletes mecânicos de alturas ajustáveis. Para compô-los, utilizaram-se cabos de cobre e área da seção de 95 mm², dispostos a uma

altura de 35 cm acima dos cabos, tendo cada *loop* 13 m de perímetro. Para a simulação, os *loops* foram considerados de comprimento longitudinal infinito, o que possibilita a solução de um problema em 2 dimensões.

Os testes foram realizados com a presença de 1, 2, 4 e 8 *loops*, dispostos em geometrias retangulares, como ilustrado nas Figuras 2.30, 2.31, 2.32 e 2.33, respectivamente. Os resultados obtidos são mostrados a seguir.



Figura 2.30 - 1 *loop* retangular.



Figura 2.31 - 2 *loops* retangulares.



Figura 2.32 - 4 *loops* retangulares.

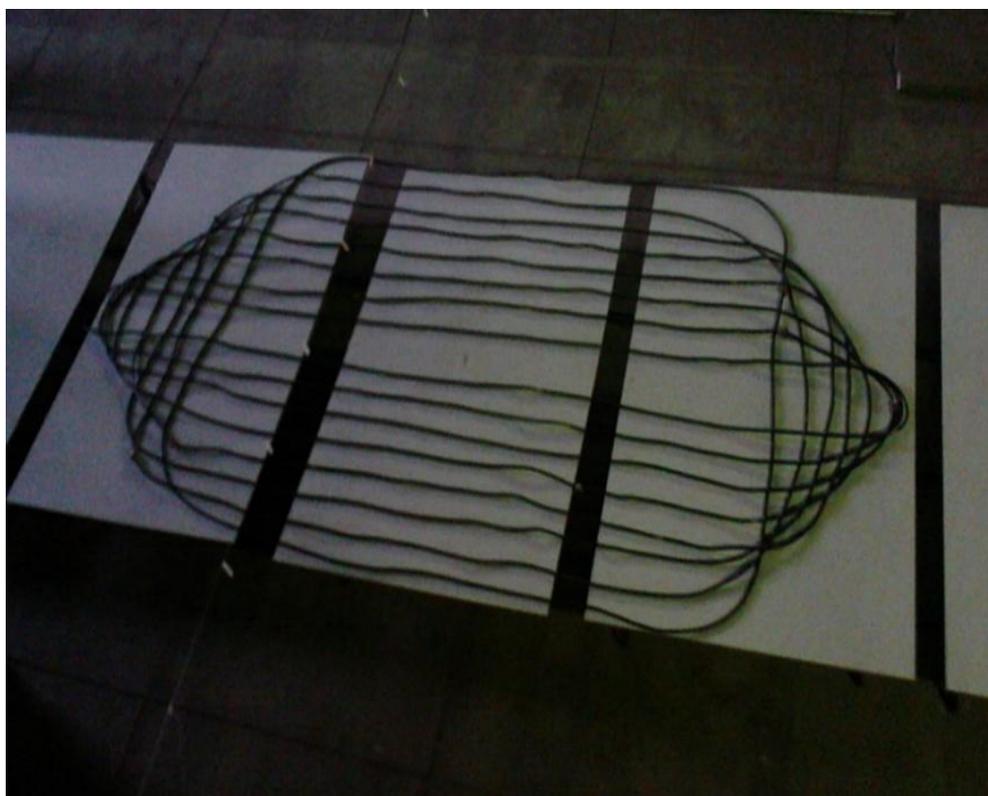


Figura 2.33 - 8 *loops* retangulares.

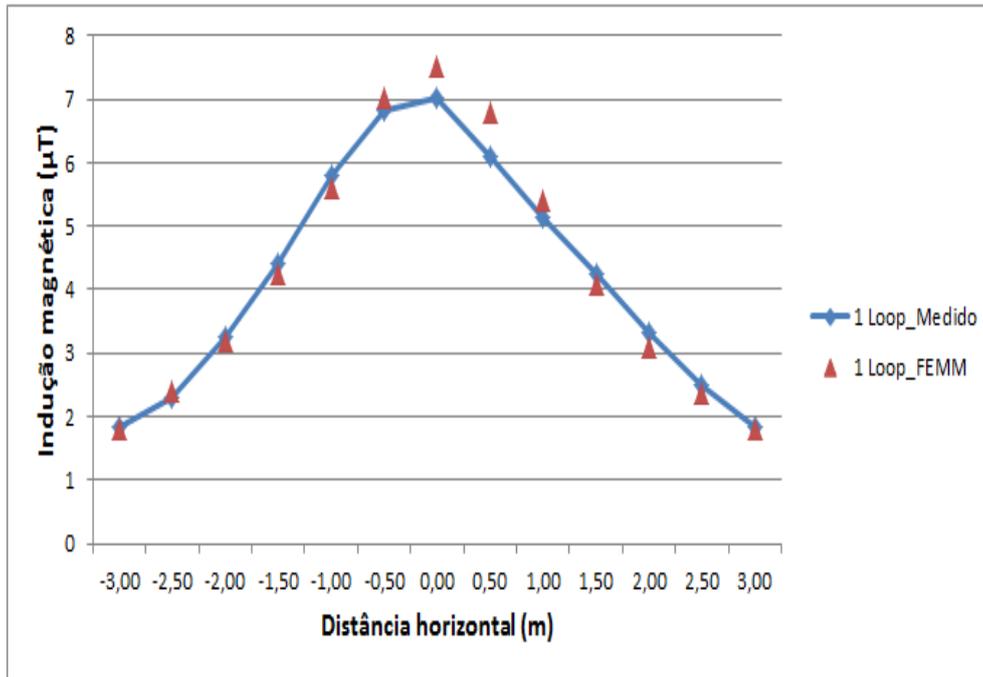


Figura 2.34 - Comparações dos resultados com a presença de 1 loop.

Tabela 2-14 - Resultados com a presença de 1 loop.

Distância horizontal (m)	1Loop Medido (μT)	1Loop FEMM (μT)	Diferença (%)	FR Medido	FR FEMM
-3,00	1,83	1,82	-0,82	1,28	1,55
-2,50	2,31	2,39	3,33	1,34	1,56
-2,00	3,24	3,20	-1,29	1,35	1,57
-1,50	4,4	4,25	-3,36	1,35	1,61
-1,00	5,81	5,60	-3,54	1,39	1,59
-0,50	6,83	7,00	2,53	1,44	1,53
0,00	7,01	7,51	7,19	1,45	1,51
0,50	6,11	6,79	11,20	1,52	1,57
1,00	5,14	5,39	4,87	1,51	1,66
1,50	4,25	4,08	-3,92	1,51	1,68
2,00	3,31	3,09	-6,54	1,47	1,63
2,50	2,49	2,35	-5,57	1,34	1,59
3,00	1,82	1,80	-0,84	1,30	1,55

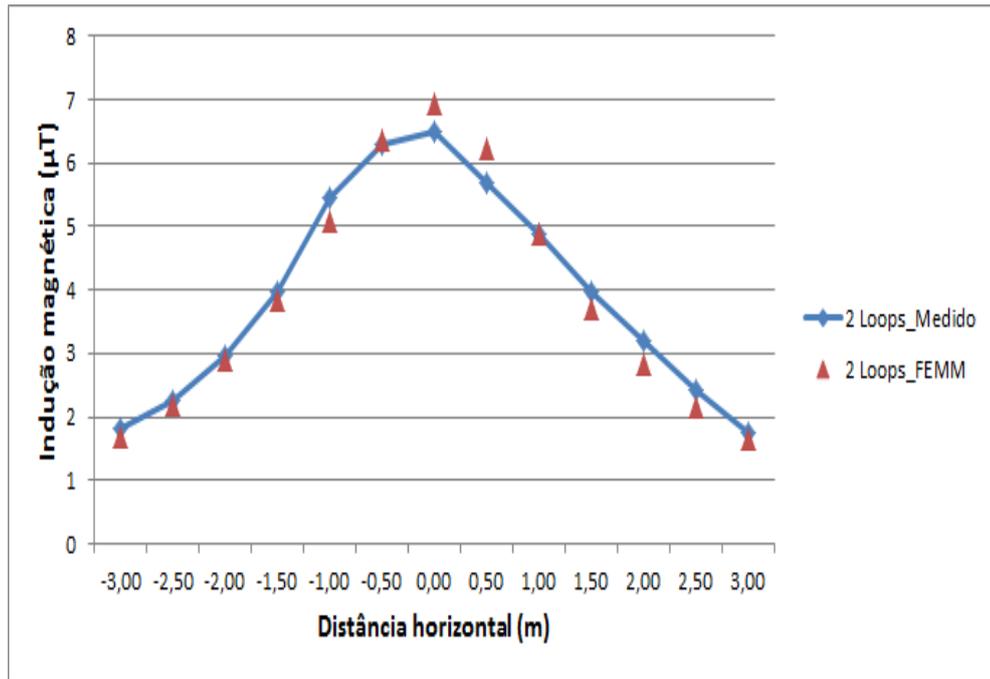


Figura 2.35 - Comparações dos resultados com a presença de 2 loops.

Tabela 2-15 - Resultados com a presença de 2 loops.

Distância horizontal (m)	2Loops Medido (μT)	2Loops FEMM (μT)	Diferença (%)	FR Medido	FR FEMM
-3,00	1,81	1,67	-7,61	1,30	1,68
-2,50	2,24	2,19	-2,38	1,38	1,71
-2,00	2,96	2,88	-2,60	1,48	1,75
-1,50	3,98	3,83	-3,86	1,49	1,79
-1,00	5,45	5,07	-6,89	1,49	1,76
-0,50	6,28	6,37	1,41	1,57	1,69
0,00	6,48	6,92	6,75	1,57	1,64
0,50	5,69	6,22	9,35	1,63	1,72
1,00	4,88	4,88	-0,02	1,59	1,83
1,50	3,97	3,72	-6,39	1,62	1,84
2,00	3,18	2,83	-11,14	1,53	1,78
2,50	2,41	2,16	-10,29	1,38	1,72
3,00	1,76	1,66	-5,47	1,35	1,69

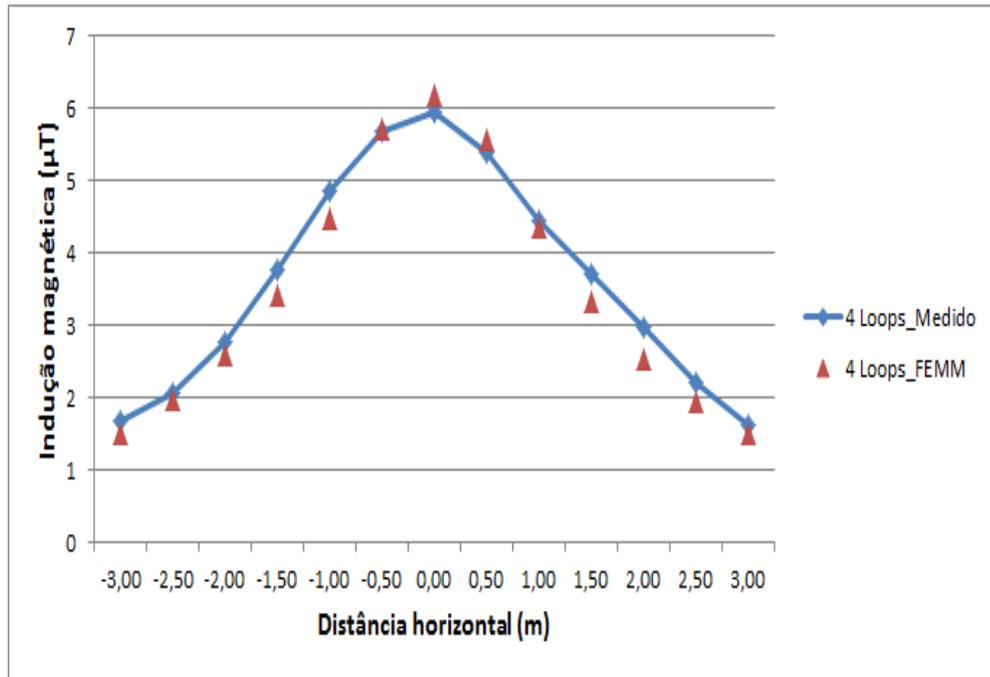


Figura 2.36 - Comparações dos resultados com a presença de 4 loops.

Tabela 2-16 - Resultados com a presença de 4 loops.

Distância horizontal (m)	4Loops Medido (μT)	4Loops FEMM (μT)	Diferença (%)	FR Medido	FR FEMM
-3,00	1,67	1,51	-9,30	1,41	1,85
-2,50	2,07	1,97	4,72	1,50	1,89
-2,00	2,78	2,59	6,88	1,58	1,95
-1,50	3,76	3,40	9,46	1,58	2,01
-1,00	4,87	4,48	8,09	1,66	2,00
-0,50	5,69	5,73	-0,62	1,73	1,88
0,00	5,96	6,18	-3,70	1,70	1,84
0,50	5,38	5,56	-3,43	1,72	1,92
1,00	4,44	4,35	2,10	1,75	2,06
1,50	3,71	3,31	10,71	1,73	2,07
2,00	2,96	2,54	14,29	1,64	1,98
2,50	2,21	1,95	11,61	1,51	1,91
3,00	1,63	1,51	7,45	1,45	1,86

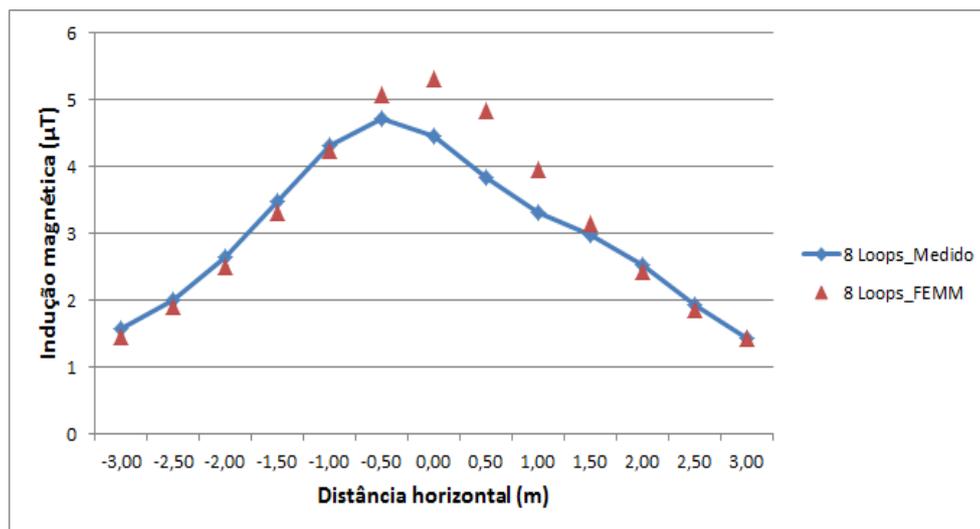


Figura 2.37 - Comparações dos resultados com a presença de 8 loops.

Tabela 2-17 - Resultados com a presença de 8 loops.

Distância horizontal (m)	8Loops Medido (μT)	8Loops FEMM (μT)	Diferença (%)	FR Medido	FR FEMM
-3,00	1,57	1,45	-7,92	1,50	1,94
-2,50	2,01	1,90	5,59	1,54	1,97
-2,00	2,65	2,51	5,17	1,65	2,00
-1,50	3,49	3,31	5,25	1,70	2,07
-1,00	4,32	4,23	2,04	1,88	2,11
-0,50	4,72	5,07	-7,39	2,08	2,12
0,00	4,46	5,32	-19,25	2,28	2,14
0,50	3,84	4,84	-26,15	2,42	2,21
1,00	3,31	3,96	-19,68	2,35	2,26
1,50	2,98	3,14	-5,31	2,16	2,18
2,00	2,52	2,43	3,62	1,92	2,07
2,50	1,93	1,86	3,69	1,73	2,01
3,00	1,42	1,43	-0,99	1,67	1,96

Como podem ser observados, de maneira geral, os resultados obtidos com o FEMM estiveram de acordo com os medidos. Todos os problemas citados para a situação sem qualquer blindagem também foram encontrados neste momento. Além disso, os valores mais elevados para o fator de redução obtidos com o FEMM podem ser explicados pelo fato de que, ao contrário do que ocorre nas simulações, na situação real os contatos elétricos na extremidade curto circuitada dos *loops* não são perfeitos, podendo ocasionar uma pequena elevação na resistência total de cada laço. Sendo assim, para uma mesma

tensão induzida, uma parcela inferior de corrente circulará nos *loops*, proporcionando uma menor atenuação do campo. Outro elemento que possivelmente contribui para as diferenças encontradas é o fato de terem sido empregados *loops* com comprimentos relativamente curtos. Isso pode não garantir com exatidão a consideração realizada nas simulações de que os laços são infinitamente longos e ter influência direta nos resultados.

Por fim, é interessante ressaltar que, a partir dos resultados experimentais e computacionais obtidos, nota-se que, para todas as configurações de blindagens utilizando *loops* passivos, o fator de redução se mostrou extremamente baixo em comparação com aqueles encontrados com as placas metálicas, sendo em todos os casos inferior a 2,5. Além disso, dentre as analisadas, a melhor configuração foi o arranjo com 8 *loops* mostrado na Figura 2.33.

2.6 Conclusão

Este capítulo apresentou uma metodologia para o cálculo do campo magnético gerado por linhas subterrâneas. Para isso, foi utilizado o programa FEMM, que é baseado no método dos elementos finitos, e assim a intensidade do campo pôde ser computada mesmo na presença de dispositivos para sua blindagem. Uma breve descrição acerca do método dos elementos finitos foi apresentada. Por fim, uma validação a partir de resultados computacionais e experimentais foi incluída. Para isso, primeiramente foram consideradas situações nas quais são possíveis soluções analíticas para o problema. Em seguida, para configurações mais complexas, os resultados obtidos por meio do FEMM foram confrontados com aqueles mostrados em [11]. E, finalmente, testes experimentais com *loops* passivos foram conduzidos com intuito de se comparar os resultados simulados com os medidos.

Diante do exposto, conclui-se que a metodologia apresentada para o cálculo do campo magnético com ou sem a presença de equipamentos para blindagem do campo mostrou-se coerente. Além disso, por meio dos resultados obtidos, nota-se que a avaliação da distribuição de temperatura é importante não apenas para a determinação da ampacidade dos cabos, mas também para que a eficiência da blindagem e, portanto, o campo, sejam corretamente calculados. Sendo assim, no próximo capítulo é apresentada a metodologia proposta para o cálculo da distribuição de temperatura no sistema.

3 PROBLEMA TÉRMICO: CÁLCULO DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA NAS PROXIMIDADES DE LINHAS SUBTERRÂNEAS

3.1 Introdução

Neste capítulo, é apresentada uma metodologia baseada no método dos elementos finitos para o cálculo da distribuição da temperatura na região próxima aos condutores de uma linha subterrânea. Conforme discutido no capítulo anterior, esta abordagem é extremamente importante, principalmente para uma avaliação acerca do impacto que as configurações de blindagens podem causar na operação da linha.

Inicialmente, uma discussão acerca da determinação da ampacidade de linhas subterrâneas é conduzida. Em seguida, a metodologia utilizada é apresentada e, por fim, uma validação computacional é realizada por meio da comparação dos resultados obtidos com outros previamente conhecidos.

3.2 Cálculo da ampacidade

O interesse em determinar a elevação de temperatura a que os cabos subterrâneos estarão sujeitos vem da necessidade dos projetistas em estimar a ampacidade (capacidade de condução de corrente) destes condutores. É oportuno ressaltar que existem basicamente três tipos de ampacidade: em operação normal, em regime transitório ou de emergência e em curto circuito. No caso do presente trabalho, apenas a capacidade de conduzir corrente elétrica em operação normal é de interesse.

A ampacidade dos condutores presentes em uma linha de transmissão é extremamente dependente da temperatura suportável por seu isolamento. Ou seja, a quantidade de calor que o sistema formado pela linha pode dissipar para o meio tem papel preponderante na estimação da máxima corrente permitida nos cabos [26]. Neste contexto, a instalação de equipamentos próximos às linhas de transmissão subterrâneas, além de representarem novas fontes de calor, podem influenciar de forma significativa o fluxo do mesmo e, conseqüentemente, a distribuição de temperatura nos condutores. Dessa forma, os elementos utilizados para a atenuação do campo, podem causar uma elevação adicional na temperatura da linha, reduzindo então sua corrente de operação [11]. Assim, para se selecionar o tipo de configuração para a blindagem do campo

magnético, é muito importante a realização de um estudo cuidadoso sobre o impacto causado por estes dispositivos na capacidade de condução de corrente do sistema.

No intuito de se obter uma formulação prática para o cálculo do aquecimento de condutores subterrâneos, em [27] é apresentada uma solução extremamente útil para se determinar a elevação de temperatura e a capacidade de condução de corrente dos cabos. Basicamente, os autores realizam o estudo térmico partindo da premissa de que o calor gerado pelos condutores no interior do solo atravessa toda a região desde o local onde é gerado até a superfície, onde é dissipado para o ar. Desta maneira, resumidamente, a análise consiste em dividir este caminho percorrido pelo fluxo de calor em camadas, sendo que cada uma destas representa uma determinada região com propriedades térmicas diferentes. Com isso, o fluxo de calor produz uma elevação de temperatura (ΔT) no intervalo delimitado pelo material presente na camada em consideração, a qual pode ser contabilizada por:

$$\Delta T = W_g \times R_T \quad (3.1)$$

onde W_g e R_T representam o calor gerado (W) e a resistência térmica (K/W) respectivamente.

Assim, a elevação total de temperatura nos condutores é o somatório de cada ΔT referente aos subintervalos, desde os locais onde o calor é gerado até a superfície do solo, como ilustrado na Figura 3.1.



Figura 3.1 - Representação da elevação de temperatura (ΔT) em cada região.

Dessa maneira, para se identificar cada uma das camadas que o fluxo de calor irá atravessar é necessário, primeiramente, conhecer o interior dos cabos, ou seja, é preciso

entender alguns de seus aspectos construtivos. Neste contexto, embora possam apresentar diferentes formas e tipos de fabricação, os cabos de alta tensão com isolamento polimérica possuem basicamente a mesma forma de construção. Geralmente, este tipo de cabo é constituído por: um condutor, normalmente de cobre ou alumínio; blindagem do condutor; camada isolante; blindagem da isolação; blindagem metálica; armadura; e cobertura externa, tal como mostrado na Figura 3.2.



Figura 3.2 - Constituição de um cabo elétrico isolado [2].

As blindagens do condutor e da isolação são constituídas de material polimérico semicondutor e possuem finalidades semelhantes. Ambas são utilizadas para eliminarem a presença de vazios ionizáveis entre suas superfícies de contato podendo evitar assim a ocorrência de descargas parciais. Além disso, a blindagem do condutor também garante uma uniformidade na distribuição do campo elétrico na superfície do condutor. A blindagem metálica é aplicada sobre a blindagem da isolação e tem como principais funções confinar o campo elétrico no interior da isolação, fornecer um caminho de baixa impedância para escoamento das correntes de curto-circuito e propiciar uma distribuição simétrica e radial do campo elétrico na isolação [28]. Além disso, é aplicada uma fita de bloqueio sob a blindagem metálica com o intuito de evitar a penetração de água no núcleo do cabo isolado [10]. A armadura tem como principal função uma proteção adicional contra danos mecânicos, sendo muitas vezes inexistente caso os cabos não sejam submetidos a grandes esforços mecânicos. Por fim, tem-se a capa externa, constituída de material isolante, cujo principal objetivo é proteger o núcleo dos cabos, sobretudo em sua fase de instalação.

Conforme observado nos parágrafos acima, o cabo utilizado em linhas subterrâneas pode ser então decomposto em diversas camadas, cada qual com suas propriedades térmicas pertinentes. Em geral, a região percorrida pelo calor gerado nos condutores pode ser dividida em quatro intervalos. O primeiro é aquele entre o condutor e a blindagem metálica, onde se encontra o material isolante. Na existência das blindagens não metálicas do condutor e da isolação, estas fitas semicondutoras são consideradas parte do material isolante. O segundo intervalo é aquele que compreende a região entre a blindagem e a armadura metálica. Em terceiro lugar, e ainda dentro do cabo, é considerado o subintervalo constituído pela cobertura externa do cabo. Por fim, o calor atravessa toda a região externa ao cabo até atingir a superfície do solo. Assim, este último intervalo compreende tudo o que está entre o cabo e a superfície (dutos, *backfill*, solo nativo, etc). Dessa maneira, pode ser concluído que o fluxo de calor ao atravessar cada uma das regiões descritas, gera a elevação de temperatura total no condutor. É importante ressaltar que, como será discutido na seção 3.5, a resistência térmica do meio que circunda os cabos é aquela de maior influência no aquecimento das linhas subterrâneas.

Diante do exposto, tratando a diferença de temperatura, o fluxo de calor e a resistência térmica como uma diferença de potencial, corrente e resistência elétrica, respectivamente, pode-se entender a dinâmica da transferência de calor nos sistemas de cabos como uma analogia aos circuitos elétricos, o que facilita muito a compreensão da distribuição de temperatura nos condutores, como ilustrado na Figura 3.3.

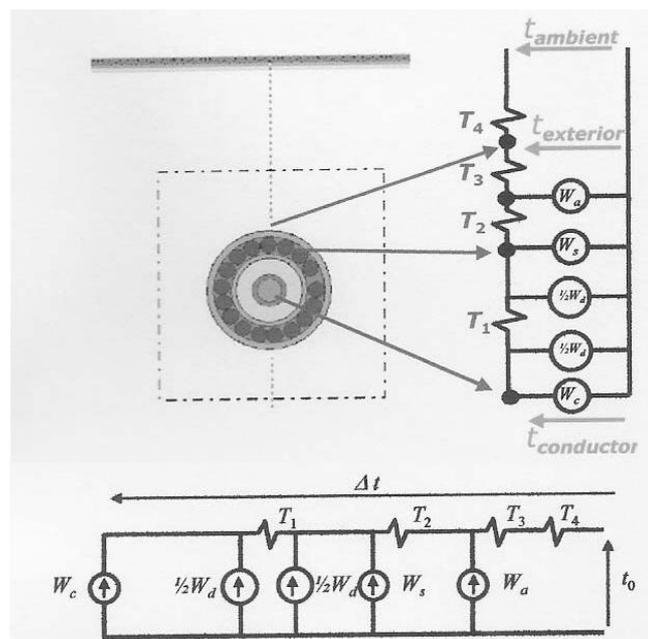


Figura 3.3 - Circuito elétrico equivalente para transferência de calor [26].

Nessa situação, T_1 representa a resistência térmica entre o condutor e a blindagem, T_2 aquela entre a blindagem e a armadura (quando não há a presença de uma armadura $T_2 = 0$), T_3 é a resistência térmica da cobertura externa e T_4 refere-se àquela do ambiente externo. As fontes de corrente mostradas representam as possíveis fontes de calor internas aos cabos. Sendo assim, cada uma dessas fontes pode ser caracterizada como:

- W_c é o calor gerado no condutor propriamente dito, ou seja, são as perdas por Efeito Joule no cabo, representadas por RI^2 . É interessante observar que, para o cálculo dessas perdas, devem ser contemplados ambos os efeitos: pelicular e proximidade, além da variação da condutividade elétrica do material condutor com a temperatura para determinação de “R”.
- W_d é o calor gerado no material isolante, denominado perdas no dielétrico. Este tipo de perdas apenas se torna importante para situações em que o nível de tensão é elevado, sendo que, segundo [27] e [29], para cabos em XLPE preenchido, elas devem ser consideradas somente para sistemas que operem com tensão acima de 63 kV fase-terra.
- W_s é o calor gerado no interior da blindagem metálica. Este fator consiste em basicamente dois tipos de perdas: aquelas causadas pelas correntes circulantes e pelas correntes induzidas na blindagem. Dessa maneira, não só o tipo de material utilizado, mas também a forma como é feito o aterramento da blindagem tem influência direta nessas perdas. Isso porque o tipo de aterramento é fundamental para a existência ou não de cada uma dessas correntes na blindagem. Por exemplo, quando ambas as extremidades da linha são aterradas (sistema “both-ends-bonding”) as perdas devido às correntes induzidas podem ser ignoradas. No entanto, para o aterramento em ponto único (single-point-bonding) as perdas por correntes circulantes é que são desprezadas. Um maior detalhamento sobre aterramentos de linhas subterrâneas pode ser encontrado em [10] e [26].
- W_a faz referência às perdas geradas na armadura (quando existir) do condutor.

A norma internacional IEC 60287 [29], [30] e [31] é utilizada para a determinação da corrente admissível para linhas de transmissão subterrâneas em operação normal. Neste documento, estão presentes os procedimentos para o cálculo envolvendo inúmeras

situações (diferentes disposições geométricas, cabos de diferentes propriedades construtivas e tipos de aterramento, etc). No entanto, apesar de a norma apresentar o cálculo abrangendo um número maior de situações, ela tem como base o trabalho mostrado em [27]. Dessa maneira, pode-se concluir que este trabalho tem servido como base para o cálculo da capacidade de linhas subterrâneas [26], [32] e [33].

Embora bastante úteis devido à praticidade na forma de se utilizar, as soluções analíticas discutidas nos parágrafos acima muitas vezes não são suficientes para obter um resultado mais próximo da realidade, pois, assim como no caso do cálculo do campo magnético, este tipo de abordagem se mostra eficiente apenas para configurações geométricas relativamente simples. Nesta perspectiva, a utilização de métodos numéricos para a análise do problema de transferência de calor em sistemas de linhas de transmissão subterrânea com configurações mais complexas tem sido extremamente utilizada [11], [32], [33], [34] e [35]. Em relação aos métodos numéricos, os mais utilizados para a solução do problema em questão são o método das diferenças finitas e o método dos elementos finitos.

3.3 Metodologia para cálculo da temperatura

Primeiramente observa-se que, para os objetivos do presente trabalho, não interessa conhecer a evolução da distribuição de temperatura ao longo do tempo. Ou seja, uma vez que apenas a temperatura final atingida pelos condutores é necessária para se determinar a capacidade de condução de corrente elétrica dos mesmos, o problema se resume em obter a distribuição de temperatura em regime estacionário. Para sistemas formados por linhas subterrâneas, o calor é preferencialmente transferido para o ambiente externo por condução [26] e [36]. A transferência de calor por condução exige a existência de um meio (sólido, líquido ou gasoso) para que a mesma ocorra. Resumidamente, este tipo de troca de calor baseia-se na transferência de energia entre regiões quentes e frias. Como se sabe, a temperatura de um material é diretamente proporcional à energia interna das moléculas do mesmo. Dessa maneira, quando uma região “A” encontra-se a uma temperatura superior à de uma região “B”, por exemplo, a energia em “A” é conduzida até “B” tanto pelas colisões entre moléculas, quanto transportada por elétrons livres.

Adicionalmente, assim como na formulação do problema eletromagnético, os cabos também são considerados infinitamente longos na direção longitudinal (problema em 2

dimensões). Dessa maneira, a equação diferencial que governa a distribuição de temperatura para um problema de condução de calor em estado estacionário (coordenadas cartesianas) é mostrada na Eq. (3.2):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) = -q \quad (3.2)$$

onde k é a condutividade térmica (W/m.K), θ é a temperatura desconhecida (K) e q é a taxa de calor gerado (W/m³).

Além disso, um dos objetivos do trabalho é determinar quantitativamente a influência que os equipamentos para mitigação do campo magnético exercem na capacidade de condução de corrente dos mesmos. Estes equipamentos são constituídos por diversos materiais e formas geométricas, o que, muitas vezes, resulta em arranjos demasiadamente complexos, nos quais os métodos analíticos não são capazes de alcançar resultados satisfatórios. Portanto, foi utilizado novamente o software FEMM 4.2 para a solução do problema de transferência de calor dos sistemas formados por linhas subterrâneas.

3.3.1 Condições de contorno

Para o tratamento do problema térmico, a região de interesse é aquela nas proximidades dos condutores enterrados. Ou seja, toda a parte no interior do solo que esteja sob influência do calor gerado nos cabos, deve ser considerada como pertencente ao domínio do problema (Figura 3.4).

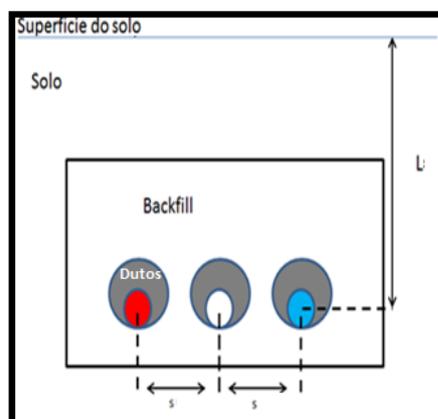


Figura 3.4 - Região de interesse (domínio) do problema térmico.

Para que ocorra a troca de calor por convecção, é necessária a presença de um meio fluido. De maneira sintetizada, se um fluido encontra-se em contato com uma superfície de temperatura mais elevada, suas partículas mais aquecidas se dilatam, tornando-se menos densas. Estas partículas de densidade menor irão se movimentar no sentido de se afastarem, enquanto as partículas mais densas (mais frias) se aproximam da região quente. Dessa maneira, o efeito resultante é um movimento cíclico das partículas do fluido que realizam o transporte da energia. Este movimento é denominado “correntes de convecção”. A transferência de calor por convecção é regida pela lei de resfriamento de Newton [37]:

$$q_s = hS(T_p - T_\infty) \quad (3.3)$$

onde:

q_s – Taxa de transferência de calor através da superfície (W);

S – Área de contato entre o fluido e a superfície (m²);

h – Coeficiente de transferência de calor por convecção (W/m².°C);

T_p – Temperatura da superfície (°C);

T_∞ – Temperatura do fluido em um ponto distante da superfície (°C);

Ou ainda, aplicando-se a lei de Fourier:

$$k \frac{\partial T}{\partial n} = -h(T_p - T_\infty) \quad (3.4)$$

Por outro lado, a transferência de calor por radiação não necessita de um meio para ocorrer. Todos os corpos que se encontram em temperaturas diferentes do zero absoluto emitem radiações eletromagnéticas, que se propagam até encontrarem outro corpo que absorva parte da energia presente na radiação. Ao absorver parte dessa energia, esta é convertida em energia térmica e o corpo se aquece. Assim, mesmo que dois corpos estejam separados por vácuo, se eles possuírem temperaturas diferentes, ocorrerá troca de energia entre ambos por radiação. Essa troca de calor pode ser calculada por [37]:

$$q_n = \varepsilon \gamma S (T_1^4 - T_2^4) \quad (3.5)$$

onde:

ε – Emissividade da superfície (entre 0 e 1);

γ – Constante de Stefan-Boltzmann, $\gamma = 5,669 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$;

T_1 – Temperatura do corpo 1;

T_2 – Temperatura do corpo 2;

As trocas de calor por convecção e radiação podem se tornar consideráveis essencialmente nas regiões preenchidas por ar no interior dos dutos e na superfície do solo. Contudo, em [30] é destacado que quando os dutos são completamente preenchidos por algum material termicamente estável, os cabos podem ser considerados como diretamente enterrados, o que torna a transferência de calor no interior do solo essencialmente via condução.

Na maioria dos trabalhos que realizam este tipo de modelagem térmica, a transferência de calor por radiação na superfície do solo é ignorada [11], [32] e [34]. Em relação à troca de calor por convecção na superfície do solo, a maior dificuldade se encontra na determinação do coeficiente de transferência de calor convectivo (h). Isso porque esse parâmetro normalmente é função de várias variáveis, tais como: propriedades de transporte do fluido (viscosidade, densidade e condutividade térmica), velocidade do fluido, geometria de contato, dentre outras, o que torna trabalho árduo sua determinação. Em [32], o autor afirma que sua escolha para este parâmetro foi “um tanto quanto arbitrária”, mas que essa arbitrariedade se justifica, uma vez que este valor pouco influencia na temperatura atingida pelos condutores. Em [38] e [39] o coeficiente de transferência de calor convectivo é determinado a partir da velocidade do vento:

$$h = 7,371 + 6,43v^{0,75} \quad (3.6)$$

onde v é a velocidade do vento (m/s).

Ainda neste contexto, em [40] é ressaltado que, devido ao movimento de ar sobre a superfície do solo, não há de fato um aumento de temperatura considerável nesta região, podendo esta muitas vezes ser considerada como uma isoterma. Dessa maneira, conclui-se que a superfície do solo pode ser representada por uma isoterma ou por uma condição de contorno convectiva. Em vista da maior simplicidade, neste trabalho a superfície do solo é então admitida como uma isoterma de temperatura igual à temperatura do solo (condição de Dirichlet), como realizado também em [11].

Todavia, além das condições de fronteira associadas à superfície do solo, deve-se também aplicar certas condições aos contornos que fecham o domínio. Para isso, primeiramente é necessário garantir que as regiões mais externas estejam posicionadas suficientemente distantes das fontes de calor, para que estejam fora de sua influência. Sendo assim, ou pode ser considerado que nestas posições não há nenhum fluxo de calor, ou então que não há variação na temperatura. Dessa maneira, basicamente duas condições de contorno são possíveis para se representar tais regiões: pode-se considerar que estas superfícies estão a uma temperatura constante e igual à temperatura do solo, assim como realizado em [32] e [41]; ou, ainda, pode-se simplesmente aplicar a condição de Neumann homogênea ($kdT/dn=0$), que garante que o fluxo de calor nestas regiões será nulo [11], [34] e [35]. Neste trabalho, esta última condição foi imposta. Uma maneira para se determinar a distância fora da influência das fontes de calor é sugerida em [38], onde os autores aumentam gradativamente o tamanho do domínio até que a distribuição de temperatura não sofra variações consideráveis.

3.4 Acoplamento entre os problemas magnético e térmico

Assim como nas soluções analíticas, os métodos numéricos também podem ser utilizados para a determinação da ampacidade dos cabos subterrâneos. Nesta situação, o objetivo é estimar qual o valor de corrente capaz de gerar perdas (calor) suficientes para elevar a temperatura do condutor ao valor máximo suportável pelo material isolante. Sendo assim, nota-se que existe a necessidade de se determinar todas as possíveis fontes de calor discutidas anteriormente. Além disso, como os equipamentos utilizados para a atenuação do campo podem ser compostos por materiais metálicos, quando presentes, deve-se também determinar as perdas por Efeito Joule oriundas das correntes induzidas nos mesmos. Ou seja, o próprio instrumento utilizado na mitigação do campo pode também constituir em uma fonte de calor. Sendo assim, uma vez realizada a formulação para o cálculo da intensidade do campo magnético nas regiões acima da superfície do solo

no capítulo anterior, esta pode também ser usada para encontrar as perdas ôhmicas nos condutores, blindagens, armações e em eventuais equipamentos utilizados para mitigação do campo. Este cálculo pode ser realizado a partir da distribuição de corrente nas regiões de interesse:

$$q = \frac{\|J\|^2}{\sigma} \quad (3.7)$$

Onde J é a densidade de corrente (A/m^2) e σ a condutividade elétrica (S/m)

Dessa maneira, em relação ao mesmo domínio e condições de fronteira utilizados no cálculo do campo magnético, a partir da Eq.(3.7) pode-se também determinar as perdas geradas em cada região, sendo estas os dados de entrada (fontes de calor) para se estimar a distribuição de temperatura na região de interesse. Sendo assim, nota-se que a solução do problema térmico é dependente da solução do problema magnético. Além disso, a condutividade elétrica varia com a temperatura conforme:

$$\sigma(\theta) = \frac{\sigma_0}{1 + \alpha(\theta - 20)} \quad (3.8)$$

onde: θ é a temperatura desconhecida em graus Celsius, σ_0 e α são a condutividade elétrica e coeficiente de temperatura do material a 20 °C, respectivamente.

Assim, para se determinar as perdas por Efeito Joule, é necessário definir a temperatura de operação para que sejam utilizados os valores corretos da condutividade elétrica de cada material. Portanto, nota-se que há também uma dependência do cálculo das perdas com a solução do problema térmico. Para resolver a dificuldade que esta interdependência gera, deve-se considerar que as constantes de tempo elétricas são, normalmente, muito inferiores às constantes de tempo térmicas [37]. Ou seja, pode-se assumir que os fenômenos elétricos são muitas vezes mais rápidos que os fenômenos térmicos. Em outras palavras, com esta consideração, o problema magnético deve ser representado por seu regime permanente a cada iteração no cálculo da distribuição de temperatura. Sendo assim, torna-se possível solucionar de forma independente os problemas térmico e magnético por meio de um método iterativo, sempre utilizando os resultados de um como dados de entrada para o outro, como ilustrado na Figura 3.5.

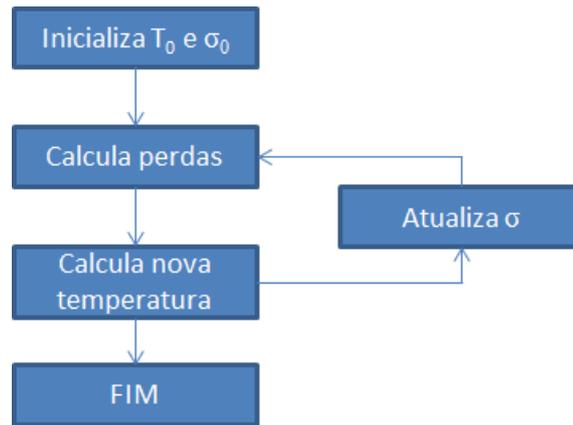


Figura 3.5 - Fluxograma do cálculo acoplado térmico e magnético.

Em um primeiro instante, impõe-se uma determinada temperatura inicial (temperatura ambiente, por exemplo) para que a condutividade elétrica de cada material seja calculada. Com os resultados obtidos, é realizada a solução do problema magnético para o cálculo das perdas por Efeito Joule em cada uma das regiões pertinentes. Em seguida, as perdas encontradas são utilizadas como dados de entrada (fontes de calor) para a determinação da distribuição de temperatura, na solução do problema térmico. Assim, com os novos valores de temperatura determinados, a condutividade elétrica é atualizada e as perdas são recalculadas. Para se obter informações sobre a obrigatoriedade de uma nova estimativa das perdas, uma alternativa é avaliar, a cada iteração, se o valor da temperatura sofreu variação superior a 1 % em relação ao cálculo anterior. Em caso afirmativo, realiza-se novamente a solução do problema magnético para a redefinição das fontes de calor. Não mais que três ou quatro iterações são necessárias para que a variação dos parâmetros elétricos seja tão pequena de forma a se garantir que a situação real de regime permanente tenha sido atingida.

Uma vez que, normalmente, um bom condutor elétrico também conduz bem o calor, é razoável imaginar que, ao longo de toda sua região, sua temperatura não sofra grandes alterações. Dessa maneira, a atualização da condutividade elétrica não é realizada para cada ponto do domínio. Na realidade, foi tomada a temperatura média do elemento para o cálculo de sua nova condutividade.

É interessante ressaltar que o FEMM não realiza o cálculo acoplado descrito nos parágrafos acima. No entanto, nele existe a possibilidade de se utilizar linhas de comando (na linguagem de programação LUA), para facilitar a interação com o programa. Dessa maneira, foram construídas algumas rotinas que viabilizaram o acoplamento entre os cálculos térmicos e magnéticos descritos.

3.5 Resistividade térmica do solo

Tal como discutido anteriormente, pode-se considerar que a elevação total da temperatura nos condutores da linha é o somatório de todos os incrementos térmicos provocados pelo fluxo de calor ao atravessar as diversas regiões até a superfície do solo. Segundo [42], a resistência térmica do meio externo aos cabos enterrados possui importante papel na determinação da capacidade de condução de corrente elétrica dos mesmos, respondendo por 50% a 70% de todo o salto térmico entre o cabo e o ambiente externo. Sendo assim, uma vez que o solo encontra-se no caminho entre o cabo e o ambiente externo, suas propriedades térmicas são determinantes para se computar a resistência térmica externa. Portanto, é evidente que o estudo acerca dessas propriedades torna-se parte significativa no trabalho de dimensionamento do cabo. Entretanto, o conhecimento dessas propriedades ainda não foi completamente formulado, existindo lacunas a serem esclarecidas tanto para modelagem quanto para descrição dos fenômenos associados à resistência térmica do meio externo aos condutores [43].

A princípio, dois fatores influenciam diretamente o valor deste parâmetro. Um deles está relacionado com a geometria do sistema, como por exemplo, a profundidade com que os cabos estão enterrados, distância entre os mesmos, etc. Já o segundo fator diz respeito à resistividade térmica do solo ao redor dos cabos. Ou seja, a resistência térmica “ R_T ” pode ser escrita como:

$$R_T = G \times \rho \quad (3.9)$$

onde, G é um parâmetro relacionado à geometria do sistema e ρ a resistividade térmica do solo.

Dessa maneira, a resistividade térmica do solo exerce um papel fundamental na capacidade de condução de corrente de uma linha subterrânea, sendo que, à medida que ela cresce, menor é a capacidade de corrente permitida de uma dada linha. A Figura 3.6 mostra uma curva típica da amapacidade em função da resistividade térmica do solo.

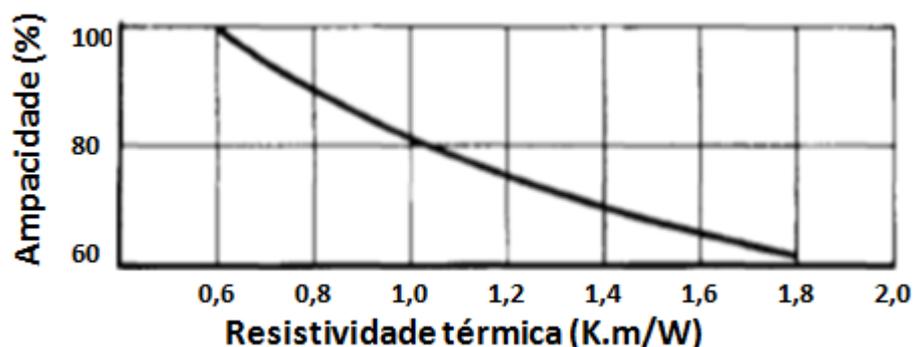


Figura 3.6 - Efeito da resistividade térmica do solo na ampacidade de uma linha subterrânea típica. Adaptada de [44]

Diversos parâmetros podem influenciar o valor da resistividade térmica do solo, dentre os quais pode-se destacar: tipo de solo, granulometria, compactação, porosidade, capacidade de absorção, conteúdo de umidade, etc. Dessa forma, com exceção das linhas extremamente curtas, os condutores certamente estarão sujeitos a diferentes tipos e condições hidrológicas de solo, tornando extremamente complexo um mapeamento dos parâmetros térmicos do solo ao longo de toda a linha [42].

Geralmente, os solos são constituídos por uma mistura de minerais, materiais orgânicos, água e ar. Portanto, a resistividade de um determinado solo depende da resistividade de cada um destes componentes e da fração do volume total que ocupam. A Tabela 3-1 mostra o valor de resistividade térmica de alguns dos materiais mais encontrados nos solos em geral.

Tabela 3-1 - Resistividade térmica de alguns materiais que compõem o solo. Adaptada de [44].

Material	Resistividade térmica (K.m/W)
Quartzo	0,11
Granito	0,25 - 0,58
Calcário	0,45
Arenito	0,58
Água	1,65
Mica	1,7
Material orgânico	4 – úmido
	7 – seco
Ar	40

Observando a Tabela 3-1, nota-se que materiais ricos em quartzo certamente possuem baixa resistividade térmica. Por outro lado, a presença de ar no interior do solo deve ser evitada, devido sua resistividade ser extremamente elevada. Portanto, a compactação do solo é muito importante na busca por baixas resistividades [26], pois um solo bem compactado tende a reduzir os espaços vazios preenchidos por ar em seu interior, além de garantir melhor contato entre as partículas sólidas facilitando o fluxo do calor. As referências [26] e [44] mostram resultados que confirmam tal afirmação.

Além da compactação, a inserção de partículas de dimensões menores também ajuda no incremento da densidade do solo. Isso porque, estas partículas podem se encaixar entre os grãos maiores de forma a preencher os vazios que continham ar.

Dentre todos os fatores citados, o conteúdo de umidade possui importância particular no valor da resistividade térmica do solo [42]. Isso porque, como mostrado nas referências [26] e [45], uma pequena diminuição no teor de umidade presente, resulta em um aumento significativo da resistividade térmica.

A quantidade de água presente em uma determinada porção do solo depende de diversos fatores. Dentre eles, podem ser destacados o clima da região, época do ano (sazonalidade das estações), natureza do solo, proximidade de lençóis freáticos, etc. O termo “natureza do solo” pode ser compreendido como as propriedades hidrológicas do mesmo, como, por exemplo, o fator de absorção de umidade, ou tensão de absorção, que é uma característica de extrema importância, pois ela representa a capacidade de retenção de água que um solo pode desenvolver. Além disso, em certas condições desfavoráveis, o calor gerado no interior do solo, quando as linhas são energizadas, pode induzir um movimento de umidade, resultando em uma secagem na região próxima aos cabos. Caso o solo ao redor dos cabos atinja um nível denominado conteúdo crítico de água (ou grau de saturação crítico), uma redução para além deste valor pode causar uma elevação drástica na resistividade térmica nesta região, como ilustrado na Figura 3.7.

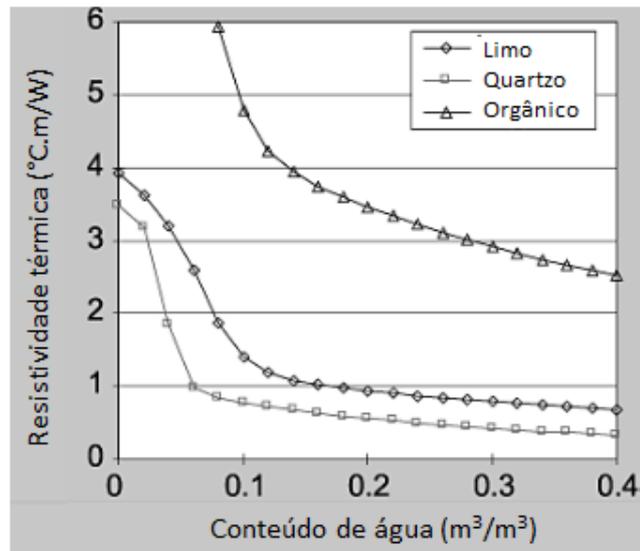


Figura 3.7 - Variação da resistividade térmica com o conteúdo de água.

Em [46] é relatado que caso ocorra esta diminuição de umidade, o incremento na resistividade térmica pode ser de até três vezes em relação a uma situação normal, o que certamente contribui para uma redução drástica na ampacidade dos cabos, como mostrado em [47]. Segundo esta mesma referência, para a situação analisada pelos autores, a capacidade de condução de corrente foi reduzida em 13% devido à elevação na resistividade térmica do meio. Dessa forma, para contabilizar a presença deste fenômeno nos cálculos de ampacidade, seria necessário inserir a variação da resistividade térmica devido a um possível movimento de umidade. Como alternativa, pode-se pensar no dimensionamento dos condutores considerando o valor mais alto de resistividade térmica do solo para que a secagem do mesmo fosse considerada. Porém, tomar o valor mais elevado para a resistividade, pode gerar soluções extremamente rigorosas, com desperdícios. Para solucionar este problema, em [46], é proposta uma formulação realizada a partir das equações diferenciais que governam o problema de distribuição de calor e umidade, simultaneamente. Neste caso, é necessário o conhecimento prévio de diversas grandezas envolvidas (condutividade hidráulica, coeficiente de difusão líquido e gasoso, calor latente de vaporização, etc) para obter as soluções das equações. Segundo os autores, estes parâmetros são altamente não lineares com o teor de umidade, além de variarem com o tipo de solo, o que torna tarefa difícil obter todas as informações necessárias para utilização do método proposto, ou seja, além da própria complexidade existente na formulação do problema, que envolve simultaneamente transferência de calor e massa em um meio poroso, medições mais precisas dos parâmetros presentes nestas

equações exigem especialização considerável e nem sempre os resultados encontrados são confiáveis [48].

Dessa maneira, métodos mais práticos para a análise do fenômeno de movimento de umidade são desejáveis, sendo duas alternativas sugeridas em [42]: a primeira delas seria limitar a temperatura que os cabos irão atingir para que não houvesse um ressecamento considerável do solo ao redor. No entanto, este método pode ocasionar em uma subutilização dos materiais do cabo, ou seja, quanto maior for a temperatura suportável pela isolamento dos condutores, menos atraente é esta solução; a segunda sugestão baseia-se, resumidamente, na divisão do solo em duas regiões distintas: uma considerada seca outra considerada úmida, delimitadas por uma isoterma, ou seja, para temperaturas superiores a uma determinada temperatura crítica, o solo seria considerado seco e nessa região atribui-se o valor de resistividade a seco (medida com o solo a temperatura de 105°). Já para temperaturas abaixo da crítica, o solo é tido como úmido e o valor de resistividade atribuído é aquele encontrado no solo em condições normais (Figura 3.8).

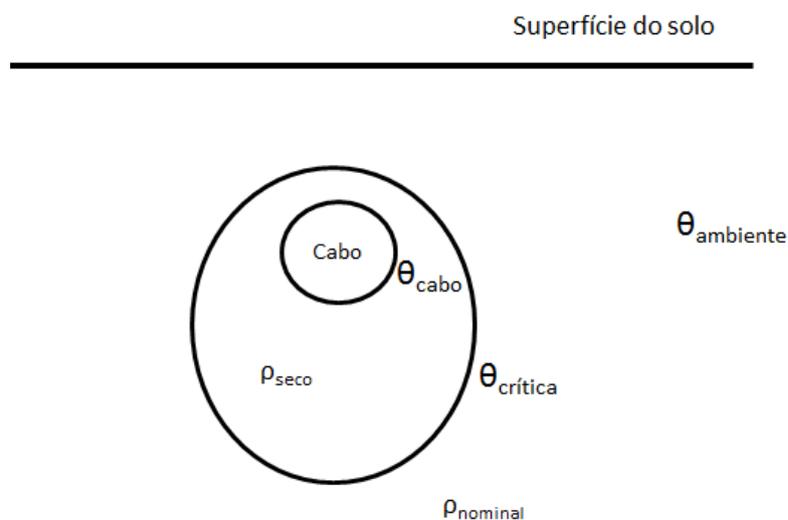


Figura 3.8 - Representação das regiões secas e úmidas.

Para se determinar a temperatura crítica, alguns parâmetros do solo devem ser conhecidos: grau de saturação nominal e crítico, temperatura ambiente e uma constante “ η ”. O procedimento para cálculo da temperatura crítica é detalhado em [48]. Para situações em que não seja possível conhecer os parâmetros pertinentes, a temperatura crítica pode ser tomada arbitrariamente, sendo comum utilizar o valor da temperatura nominal do solo (sem a presença das fontes de calor). Para computar a presença de uma eventual secagem parcial do solo no cálculo da corrente admissível, a norma IEC 60287

utiliza o procedimento descrito anteriormente pelo método das duas regiões (seca/úmida) separadas pela isoterma crítica. Além disso, ela fornece valores típicos para a resistividade em solos considerados secos e úmidos.

Uma maneira de se evitar a eventual secagem do solo é através da utilização de materiais termicamente estabilizados para compor a região em torno dos cabos. Estes materiais, também denominados *backfill*, possuem características térmicas e hidrológicas que lhes permitem apresentar valores de resistividade térmica relativamente baixos, mesmo quando secos [26], [35] e [43]. O material mais viável para *backfill* é a pedra moída [43]. Este material é encontrado de forma relativamente fácil na natureza além de exigir pouco processamento para seu uso. Contudo, outros materiais também têm sido utilizados para a mesma finalidade (areias selecionadas, concreto magro, areias artificiais). Uma caracterização mais detalhada sobre os tipos de *backfill* é encontrada em [43]. O autor afirma que para *backfills* estabilizados a resistividade estará dentro do intervalo $0,8 \leq \rho_{\text{estável}} \leq 1,2$ (K.m/W).

Diante do exposto, nota-se que o problema em questão envolve a transferência de calor em um meio formado por diferentes materiais com diversas propriedades térmicas. As referências [35], [38] e [39] utilizam o método dos elementos finitos e das diferenças finitas para determinar a distribuição de temperatura quando o solo próximo aos cabos subterrâneos é não homogêneo. Pelos resultados obtidos nas mesmas referências, nota-se que a resistividade térmica do *backfill* exerce grande influência na ampacidade dos cabos, ou seja, a instalação de pequenas quantidades de *backfill* pode levar a um aumento considerável na capacidade de condução de corrente dos cabos subterrâneos [35].

3.6 Validação da metodologia apresentada para o cálculo da temperatura

Para validar a metodologia de cálculo da temperatura atingida pelos condutores de uma linha subterrânea, algumas comparações com resultados publicados na literatura foram realizadas. Como primeira avaliação, foram confrontados os valores de temperatura atingidos pelos condutores utilizando a norma IEC 60287 e aqueles calculados com o FEMM, para uma mesma linha. O arranjo analisado é o mesmo apresentado no capítulo anterior, formado por uma linha de 132 kV, com frequência de alimentação de 50 Hz mostrado novamente na Figura 3.9.

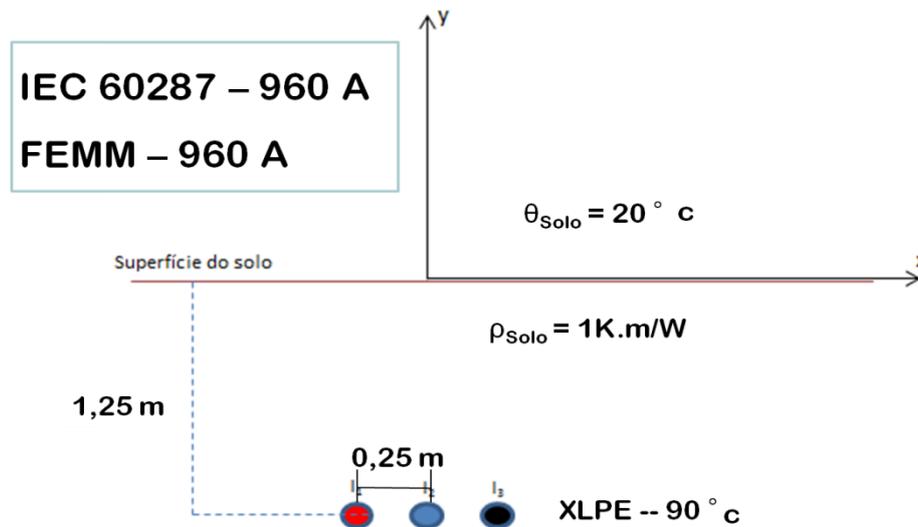


Figura 3.9 - Linha de transmissão subterrânea utilizada para comparação com a norma.

Neste sistema, os cabos se encontram diretamente enterrados a uma profundidade de 1,25 m, separados por uma distância de 25 cm. Os condutores utilizados, assim como a blindagem metálica, são de cobre. Os cabos possuem isolamento em XLPE e área da seção de 630 mm². Este tipo de isolamento possui temperatura de operação permitida igual a 90 °C. A resistividade térmica do solo e a temperatura na sua superfície são consideradas iguais a 1 K.m/W e 20 °C, respectivamente. As propriedades térmicas do cabo são mostradas na Tabela 3-2.

Tabela 3-2 - Propriedades térmicas dos materiais presentes no cabo.

Resistividade térmica da isolação (K.m/W)	3,5
Resistividade térmica da cobertura externa (K.m/W)	6
Resistividade térmica do cobre (K.m/W)	0,0025
Coefficiente de temperatura do cobre α (°C ⁻¹)	0,00393

Nesta situação, tanto a norma quanto os cálculos utilizando o FEMM mostram que para uma corrente de aproximadamente 960 A, a temperatura atingida no condutor central foi de 90 °C. Sendo assim, para a situação que não existe nenhum equipamento para a blindagem do campo, os cálculos utilizando o FEMM se mostraram satisfatórios.

Para ilustrar a importância da resistividade térmica do solo na determinação da capacidade da linha, para o mesmo sistema mostrado na Figura 3.9, a capacidade de condução de corrente da linha foi calculada considerando variações no valor da resistividade térmica para 0,7 K.m/W, 1,3 K.m/W e 2 K.m/W, que, segundo [31],

correspondem a situações de solos muito úmidos (clima de chuvas constantes), condição intermediária entre úmido e seco (clima com poucas chuvas) e seco (clima raramente chuvoso), respectivamente. Estes resultados são resumidos na Tabela 3-3

Tabela 3-3 - Variação da ampacidade da linha com a resistividade térmica do solo

Resistividade térmica do solo (K.m/W)	Ampacidade da linha (A)
0,7	1090
1	960
1,3	865
2	715

A partir dos resultados acima, nota-se que, como discutido anteriormente, a resistividade térmica do solo tem papel muito importante na ampacidade da linha, sendo que para uma situação de solo seco (resistividade igual a 2 K.m/W) uma queda de 25 % em relação à ampacidade nominal foi computada.

Outro parâmetro relevante para as análises é a temperatura na superfície do solo, pois, se, ao contrário de 20 °C, outros valores fossem tomados devido a variações climáticas na região, por exemplo, a ampacidade da linha também iria sofrer variações. Para exemplificar o exposto, a Tabela 3-4 mostra resultados para diferentes valores de temperatura do solo considerando sua resistividade igual a 1 K.m/W.

Tabela 3-4 - Variação da ampacidade da linha com a temperatura na superfície do solo

Temperatura na superfície (°C)	Ampacidade da linha (A)
10	1030
20	960
30	885
40	800

Pelos resultados mostrados nas Tabela 3-3 e Tabela 3-4, nota-se que a capacidade de condução de corrente da linha pode variar substancialmente dependendo das condições hidrológicas do solo e climáticas da região onde a linha se encontra enterrada.

Todos os cálculos discutidos nos parágrafos acima, não necessitam de uma formulação numérica para serem realizados, pois podem ser obtidos diretamente a partir das formulações sugeridas na IEC 60287, por exemplo. No entanto, a motivação para

utilização do FEMM é a possibilidade de se calcular a distribuição de temperatura mesmo na presença dos equipamentos para a blindagem do campo, ou seja, para estas situações, é necessário contabilizar também o calor gerado por estes dispositivos. Sendo assim, para que a metodologia apresentada seja devidamente validada computacionalmente, os resultados obtidos em [11] são novamente confrontados com aqueles encontrados por meio do FEMM. Dessa maneira, a seguir são mostrados os resultados obtidos considerando-se três configurações de blindagem (placa horizontal, em “U” invertido e “H”) e a influência de seus parâmetros geométricos na temperatura atingida pelos condutores da linha.

3.6.1 Placa horizontal

As Figuras 3.10, 3.11 e 3.12 mostram a temperatura atingida pelo condutor central para variações na distância entre blindagem e linha, largura e espessura da placa. Além disso, as Tabelas 3-5, 3-6 e 3-7 mostram a diferença percentual entre os valores confrontados.

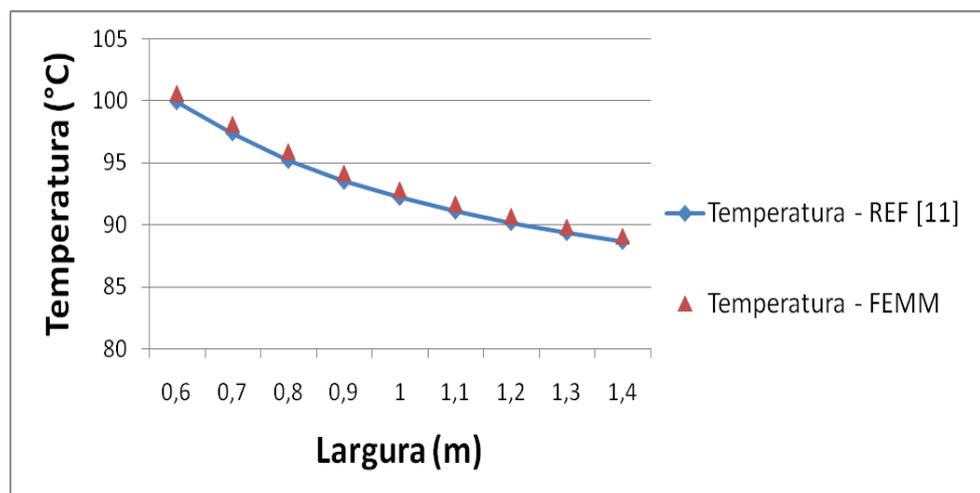


Figura 3.10 - Variação da temperatura do condutor com a largura da placa (espessura de 3 mm e distância para linha de 10 cm).

Tabela 3-5 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da largura da placa (espessura de 3 mm e distância para linha de 10 cm).

Largura (m)	FEMM (°C)	REF [11] (°C)	Diferença (%)
0,6	100,63	99,86	0,77
0,7	98,14	97,37	0,79
0,8	95,93	95,15	0,82
0,9	94,19	93,48	0,76
1	92,84	92,19	0,70
1,1	91,71	91,09	0,68
1,2	90,7	90,17	0,59
1,3	89,83	89,37	0,51
1,4	89,08	88,65	0,48

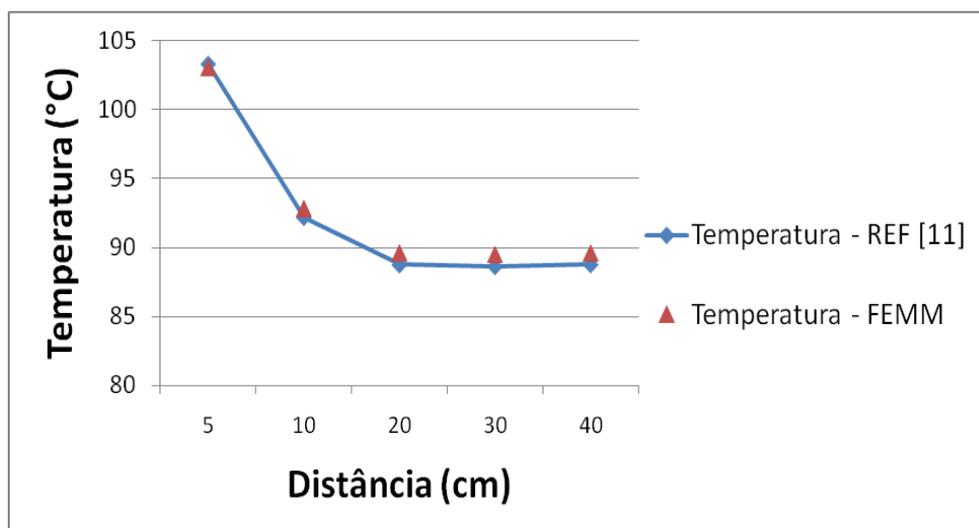


Figura 3.11 - Variação da temperatura do condutor com a distância entre a placa e a linha (espessura de 3 mm e largura de 1 m).

Tabela 3-6 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da distância entre a placa e a linha (espessura de 3 mm e largura de 1 m).

Distância (cm)	FEMM (°C)	REF [11] (°C)	Diferença (%)
5	103,1	103,3	-0,19
10	92,84	92,19	0,70
20	89,61	88,76	0,96
30	89,49	88,63	0,97
40	89,6	88,77	0,93

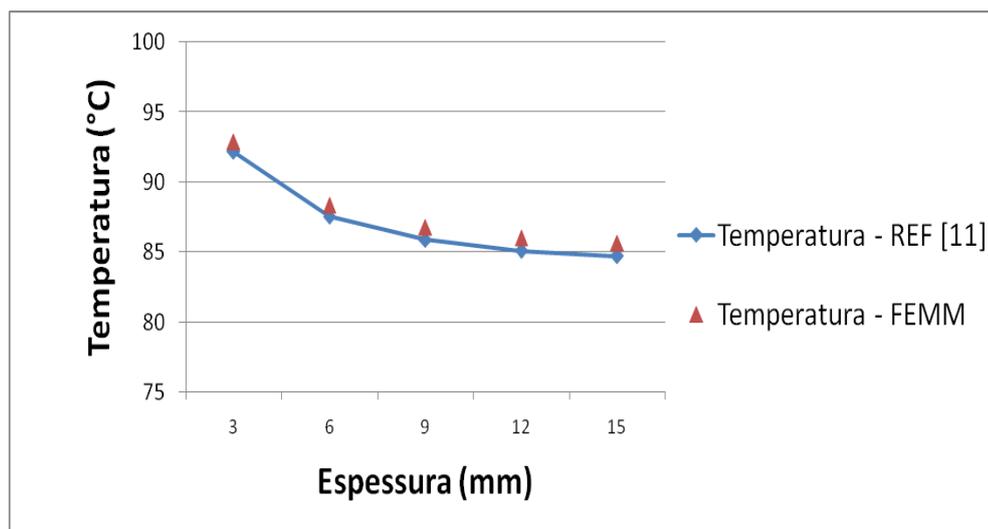


Figura 3.12 - Variação da temperatura do condutor com a espessura da placa (largura de 1 m e distância para linha de 10 cm).

Tabela 3-7 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da espessura da placa (largura de 1 m e distância para linha de 10 cm).

Espessura (mm)	FEMM (°C)	REF [11] (°C)	Diferença (%)
3	92,84	92,19	0,70
6	88,35	87,53	0,94
9	86,74	85,9	0,98
12	85,99	85,1	1,05
15	85,62	84,71	1,07

Por meio dos resultados obtidos, observa-se que os valores comparados estão em concordância para as três situações avaliadas, apresentando diferenças inferiores a 1,5 %. Além disso, nota-se que, dependendo da posição e das dimensões da placa, o sobreaquecimento causado pela presença da mesma pode levar os cabos a temperaturas superiores a 100 °C, por exemplo, tornando proibitiva sua utilização.

Por outro lado, nota-se também que, por exemplo, que, ao se aumentar a espessura e/ou a largura da placa, mais eficiente se torna a dissipação de calor nos cabos. Dessa maneira, os resultados sugerem que aumentar as dimensões da placa pode ser uma solução para se atingir níveis de atenuação do campo elevado sem que ocorra um aquecimento adicional nos cabos, embora com custos mais elevados e com maiores dificuldades de instalação. Além disso, as dimensões da vala em que os cabos estarão enterrados, pode se tornar um fator limitante para o tamanho da blindagem.

3.6.2 “U” invertido

A Figura 3.13 e a Tabela 3-8 mostram a temperatura atingida pelo condutor central para variações na altura das placas verticais. Como podem ser verificados os resultados confrontados mostraram-se bastante próximos, com diferenças inferiores a 1 %. Além disso, embora o efeito seja menos acentuado, assim como para a placa horizontal a dissipação de calor é melhorada com o incremento na dimensão da blindagem.

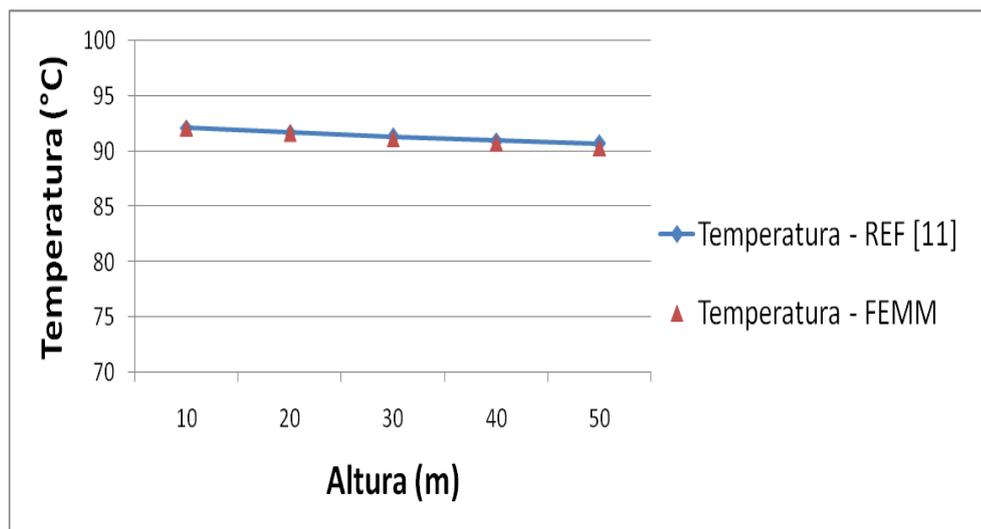


Figura 3.13 - Variação da temperatura do condutor com a altura das placas verticais.

Tabela 3-8 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da altura das placas verticais.

Altura (cm)	FEMM (°C)	REF [11] (°C)	Diferença (%)
10	92,14	92,11	0,03
20	91,67	91,72	-0,05
30	91,17	91,34	-0,19
40	90,76	91	-0,26
50	90,37	90,69	-0,35

Como discutido no capítulo anterior, os resultados para o cálculo do campo magnético são novamente mostrados, sendo agora considerada a variação da condutividade elétrica das placas com a temperatura. Estes resultados são mostrados na Figura 3.14 e na Tabela 3-9. Com a consideração da variação da condutividade elétrica as diferenças entre os valores calculados com o FEMM e aqueles mostrados em [11] se reduziram substancialmente. No capítulo anterior, sem a consideração da variação da condutividade com a temperatura, as diferenças encontradas entre os resultados foram

superiores a 17 %, ao passo que, neste momento, essas diferenças não estiveram maiores que 5 %.

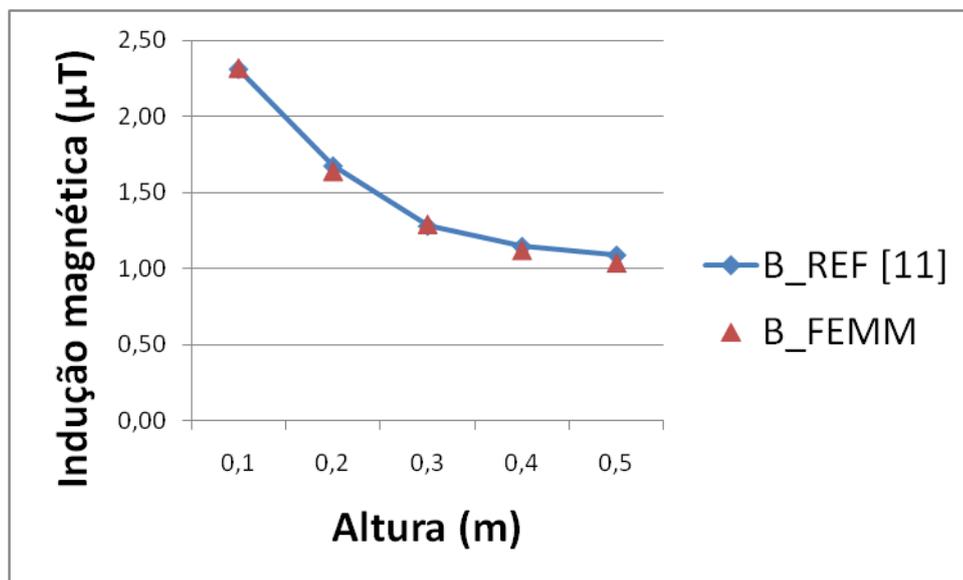


Figura 3.14–Intensidade da indução magnética com a variação da altura das placas verticais levando em conta a variação da condutividade com a temperatura.

Tabela 3-9 - Comparações dos resultados para o cálculo da indução considerando a variação da condutividade com a temperatura.

Altura (cm)	FEMM (μT)	REF [11] (μT)	Diferença (%)
10	2,32	2,31	0,31
20	1,64	1,68	-2,24
30	1,29	1,28	0,77
40	1,12	1,15	-2,41
50	1,04	1,09	-4,94

3.6.3 Configuração em “H”

As Figuras 3.15 e 3.16 e as Tabelas 3-10 e 3-11 mostram a temperatura atingida pelo condutor central para variações na largura da placa horizontal e na posição das placas verticais em relação à horizontal.

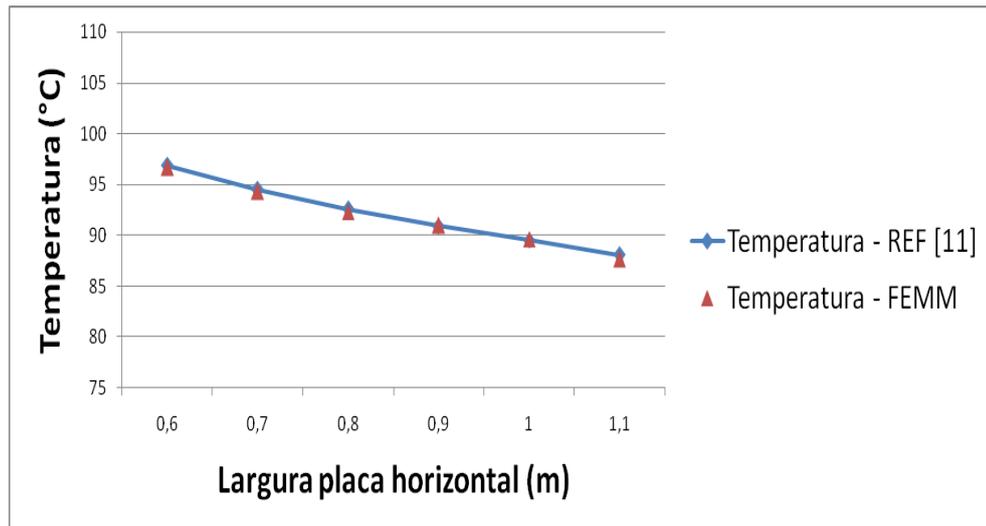


Figura 3.15 - Variação da temperatura do condutor com a largura da placa horizontal.

Tabela 3-10 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da largura da placa horizontal.

Largura Horizontal (m)	FEMM (°C)	REF [11] (°C)	Diferença (%)
0,6	96,87	96,67	0,207
0,7	94,51	94,33	0,191
0,8	92,6	92,33	0,292
0,9	90,96	91	-0,044
1	89,54	89,67	-0,145
1,1	88,1	87,67	0,490

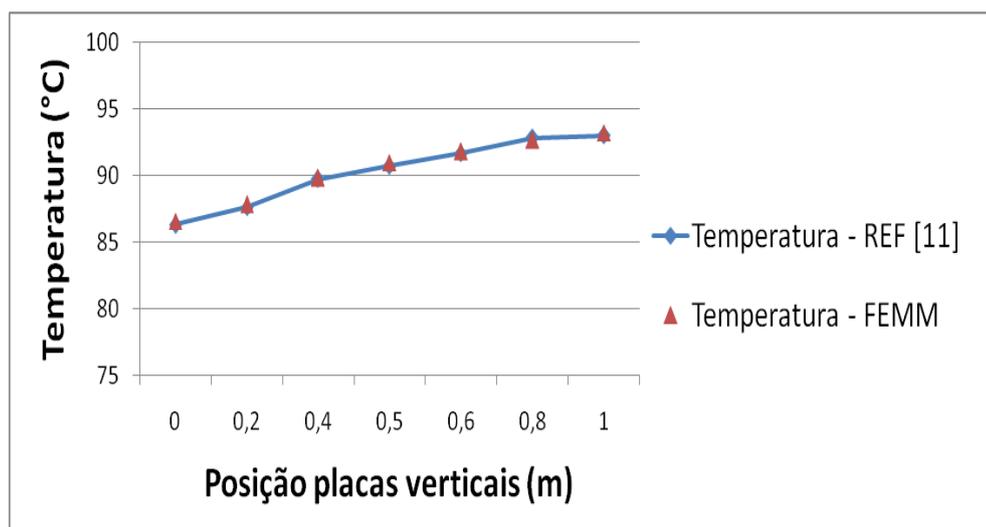


Figura 3.16 - Variação da temperatura do condutor com a posição das placas verticais.

Tabela 3-11 - Comparação dos valores obtidos com o FEMM e os encontrados na referência para a variação da posição da placa vertical.

Posição (m)	FEMM (°C)	REF [11] (°C)	Diferença (%)
0	86,31	86,61	-0,346
0,2	87,63	87,85	-0,250
0,4	89,75	89,82	-0,078
0,5	90,73	90,98	-0,275
0,6	91,67	91,78	-0,120
0,8	92,84	92,68	0,173
1	93	93,21	-0,225

Novamente, os resultados confrontados são bastante similares, apresentando diferenças inferiores a 1 %. Assim como no caso do arranjo formado apenas pela placa horizontal, o incremento em sua largura resulta em uma dissipação de calor mais eficiente. Todavia, os resultados mostram que quanto mais abaixo da placa horizontal estiverem as placas verticais, maior é o sobreaquecimento causado nos condutores, podendo chegar a 93°C.

De maneira semelhante à realizada para a configuração em “U” invertido, os resultados para o cálculo do campo magnético são novamente mostrados, agora considerando a variação da condutividade elétrica das placas com a temperatura. Estes resultados são ilustrados nas Figuras 3.17 e 3.18 e nas Tabelas 3-12 e 3-13.

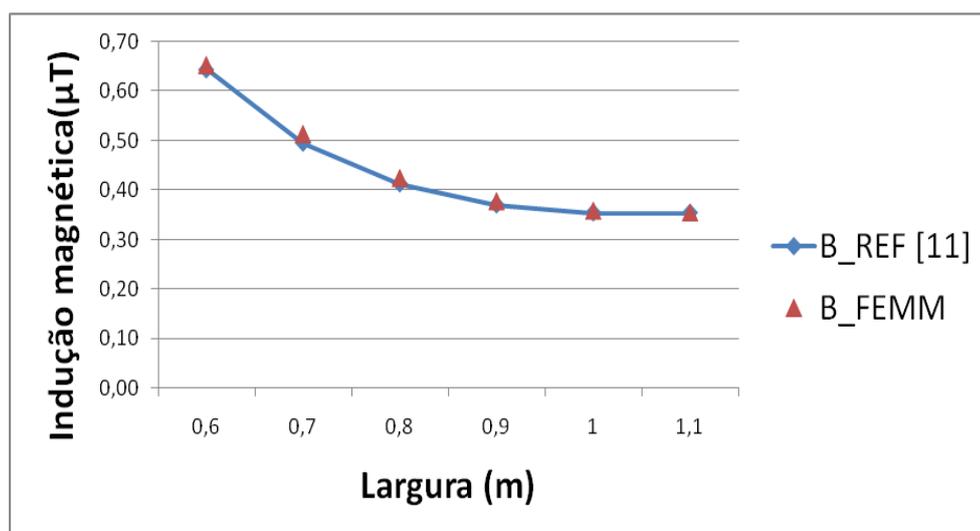


Figura 3.17 - Intensidade da indução magnética com a variação da largura da placa horizontal considerando a variação da condutividade com a temperatura.

Tabela 3-12-Comparação dos resultados para o cálculo da indução, considerando a variação da condutividade com a temperatura.

Largura (m)	FEMM (μT)	REF [11] (μT)	Diferença (%)
0,6	0,65	0,64	1,43
0,7	0,51	0,50	3,79
0,8	0,43	0,41	2,97
0,9	0,38	0,37	2,26
1	0,36	0,35	1,51
1,1	0,36	0,35	0,49

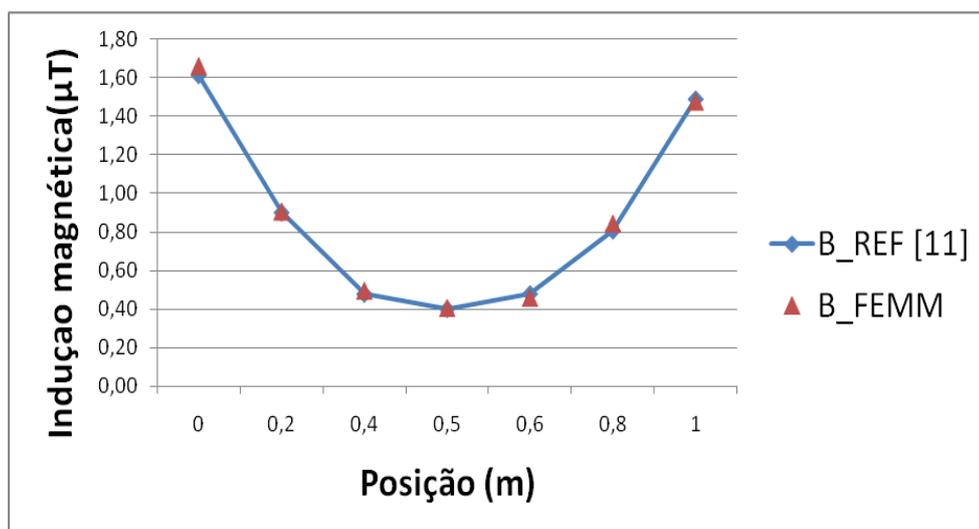


Figura 3.18 - - Intensidade da indução magnética com a variação da posição das placas verticais considerando a variação da condutividade com a temperatura.

Tabela 3-13 - Comparação dos resultados para o cálculo da indução, considerando a variação da condutividade com a temperatura.

Posição (m)	FEMM (μT)	REF [11] (μT)	Diferença (%)
0	1,66	1,61	3,03
0,2	0,91	0,90	0,81
0,4	0,50	0,48	3,86
0,5	0,41	0,40	1,89
0,6	0,46	0,48	-3,80
0,8	0,84	0,81	4,70
1	1,47	1,49	-0,83

Assim como era esperado, as diferenças entre os valores confrontados se reduziram demasiadamente quando considerada a variação da condutividade elétrica com a temperatura. Anteriormente, diferenças de até 17 % foram notadas, sendo que agora, com

a consideração da variação da condutividade elétrica com a temperatura, essas diferenças não foram superiores a 5 %.

3.7 Conclusão

Este capítulo apresentou uma metodologia para a determinação da distribuição de temperatura no sistema formado pela linha subterrânea. O cálculo foi realizado por meio do programa FEMM, que é baseado no método dos elementos finitos, o que permite avaliar a influência na temperatura atingida pelos condutores causada por dispositivos utilizados para blindagem do campo magnético.

Para validar a metodologia proposta, primeiramente o cálculo da temperatura foi realizado sem a presença de nenhuma blindagem. Nessa situação, os resultados obtidos foram confrontados com a norma IEC 60287, que é utilizada para determinar a ampacidade de condutores subterrâneos, indicando qual a corrente permitida para uma dada temperatura limite. Em seguida, para configurações mais complexas, os resultados obtidos por meio do FEMM foram comparados com aqueles mostrados em [11]. Em ambos os casos, os resultados mostraram-se bastante próximos, apresentando diferenças inferiores a 2 % para todas as situações analisadas, validando a modelagem térmica desenvolvida.

Sendo assim, observando o exposto tanto no capítulo anterior quanto neste, nota-se que a metodologia proposta para a avaliação da eficiência de blindagem e da influência na ampacidade causada por equipamentos utilizados para atenuação do campo magnético se encontra devidamente validada, a qual será útil para análises de outras configurações de maior interesse prático. Neste intuito o capítulo a seguir mostra um estudo de casos com o objetivo de eleger quais tipos de arranjos de blindagens são mais favoráveis em diversas situações, considerando o compromisso entre a redução obtida para o campo magnético e a diminuição da capacidade de transmissão da linha devido ao limite térmico do cabo.

4 AVALIAÇÃO DA EFICIÊNCIA DE DIFERENTES BLINDAGENS – ESTUDO DE CASOS

4.1 Introdução

Neste capítulo é realizado um estudo de casos com o intuito de avaliar algumas das principais técnicas de atenuação do campo magnético. Além da eficiência de cada blindagem, os seus impactos causados na capacidade de condução de corrente do sistema devido a um possível sobreaquecimento dos cabos também são analisados, possibilitando a obtenção de conclusões mais concretas acerca da viabilidade de utilização de cada arranjo. Todos os resultados foram obtidos a partir da metodologia proposta nos capítulos anteriores.

As configurações selecionadas para o presente estudo são aquelas mais comumente encontradas na literatura: rearranjo dos condutores, *loops* passivos, placas metálicas, canaleta fechada e tubos de aço. As análises são desenvolvidas considerando um arranjo trifásico típico de 138 kV.

4.2 Trecho normal de linha

No exemplo de linha utilizado para o estudo de casos, os cabos são enterrados a 1,5 m de profundidade, separados de 30 cm e dispostos em uma configuração horizontal. Os condutores utilizados são de alumínio, com isolamento em XLPE e área da seção de 800 mm². Os parâmetros do cabo são mostrados na Tabela 4-1. Os cabos são lançados dentro de tubos de plásticos preenchidos com bentonita. Este material consiste em uma mistura de argilas, e, assim como o *backfill*, é utilizado com o intuito de melhorar a dissipação térmica. A Figura 4.1 mostra a configuração descrita.

Tabela 4-1 - Parâmetros dos cabos da linha.

Diâmetro do condutor (Alumínio)	33,9 mm	Resistência DC (20 °C)	0,0367 Ω/km
Espessura da isolamento (XLPE)	19,2 mm	Resistividade térmica da isolamento	3,5 K.m/W
Espessura da blindagem (Chumbo)	2,7 mm	Resistividade térmica da capa externa	3,5 K.m/W
Espessura da capa externa (HDPE)	3,5 mm	Coefficiente térmico	Al - $4,03 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$
			Ch - $4,00 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$

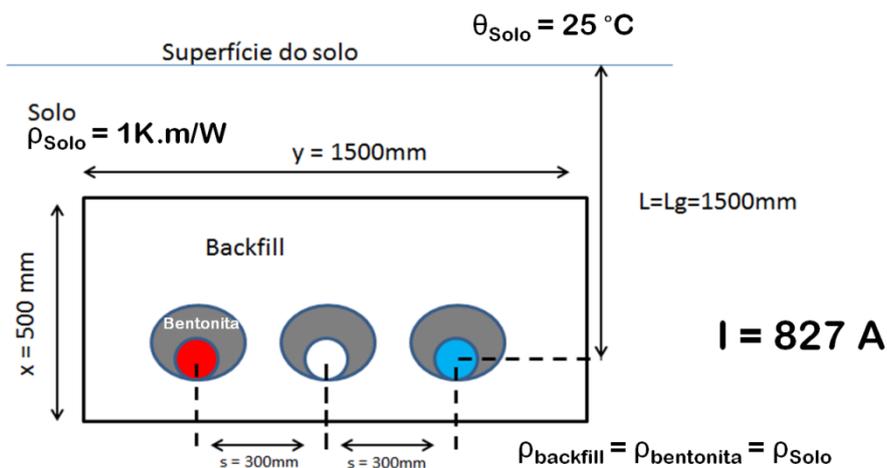


Figura 4.1 - Trecho de linha subterrânea utilizado no estudo de casos.

Para a solução do problema magnético, as correntes induzidas no solo são desconsideradas, uma vez que estas não exercem influência no campo magnético resultante [11]. Já na solução do problema térmico, a resistividade térmica do solo é considerada igual a 1 K.m/W e a temperatura ambiente igual a 25 °C, como sugerido em [31]. A bentonita e o *backfill* são considerados de mesma resistividade térmica do solo.

Nessa situação, a corrente máxima permitida (90 °C para isolamento em XLPE) é de aproximadamente 827 A, e o perfil do campo magnético em um eixo perpendicular à linha situado a 1 m da superfície do solo é mostrado na Figura 4.2.

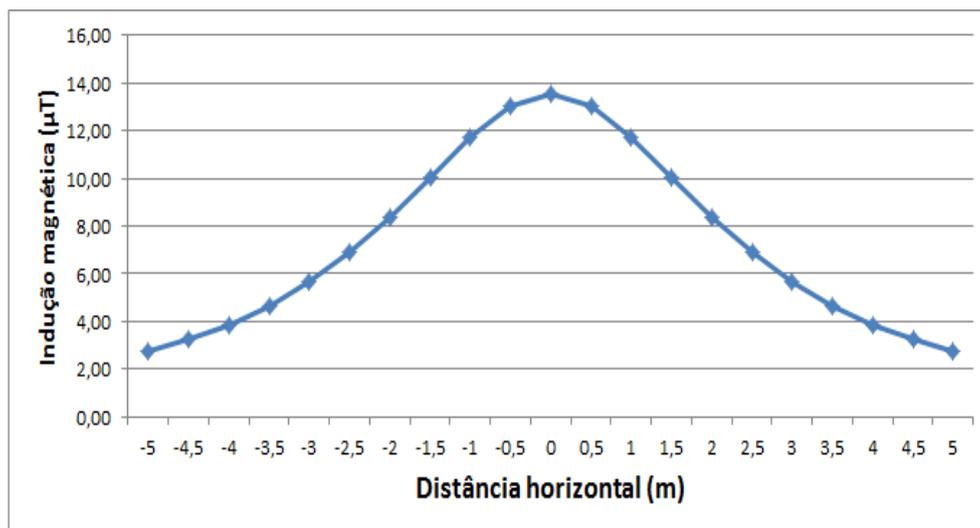


Figura 4.2 - Perfil do campo a 1 metro do solo sem a presença de blindagem.

4.3 Rearranjo dos cabos

O rearranjo dos cabos consiste na alteração da geometria (distância entre cabos, profundidade da linha) e/ou na configuração (trifólio ou vertical, por exemplo) dos condutores. Para o estudo a seguir, quatro opções são avaliadas:

- Configuração vertical (Figura 4.3 b);
- Aumento da profundidade dos cabos para 2 m;
- Configuração triangular (trifólio - Figura 4.3 c);
- Aproximação dos cabos para 10 cm no arranjo horizontal (Figura 4.3 a);

Essas configurações são ilustradas na Figura 4.3. As Figuras 4.4, 4.5, 4.6 e 4.7 mostram os resultados obtidos para estas técnicas de atenuação do campo.

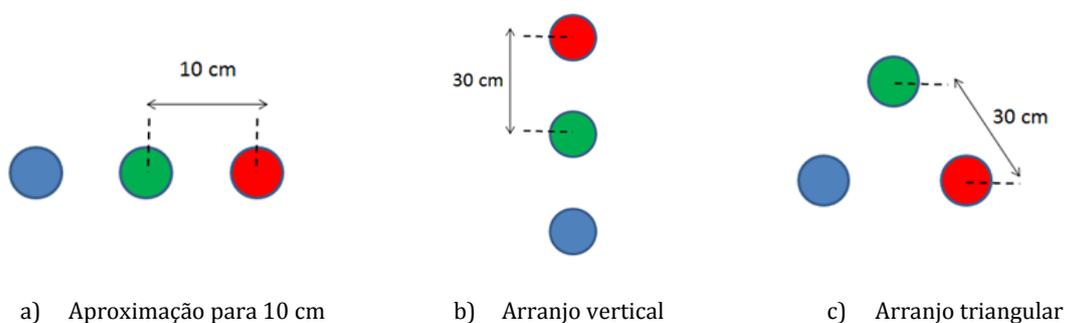


Figura 4.3 - Arranjos para os cabos avaliados.

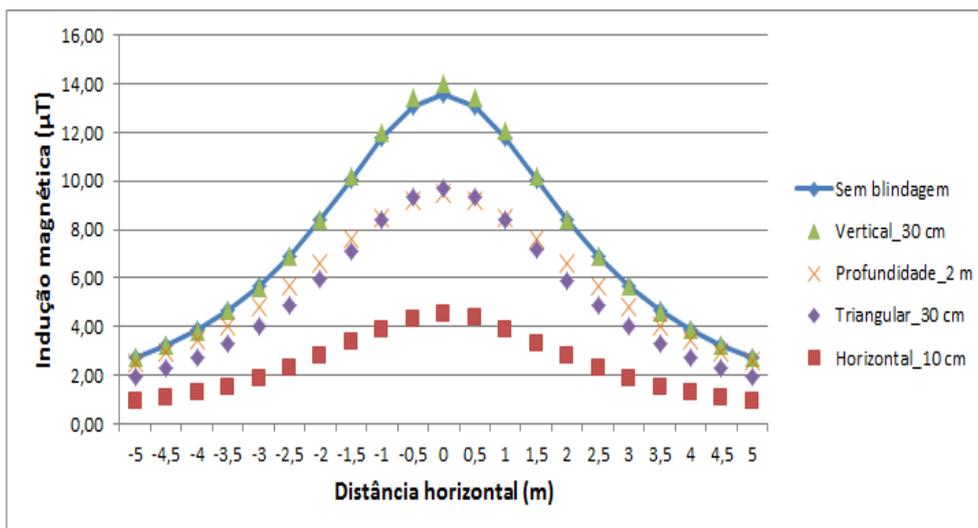


Figura 4.4 - Perfil do campo para os diferentes arranjos da linha a um metro da superfície do solo.

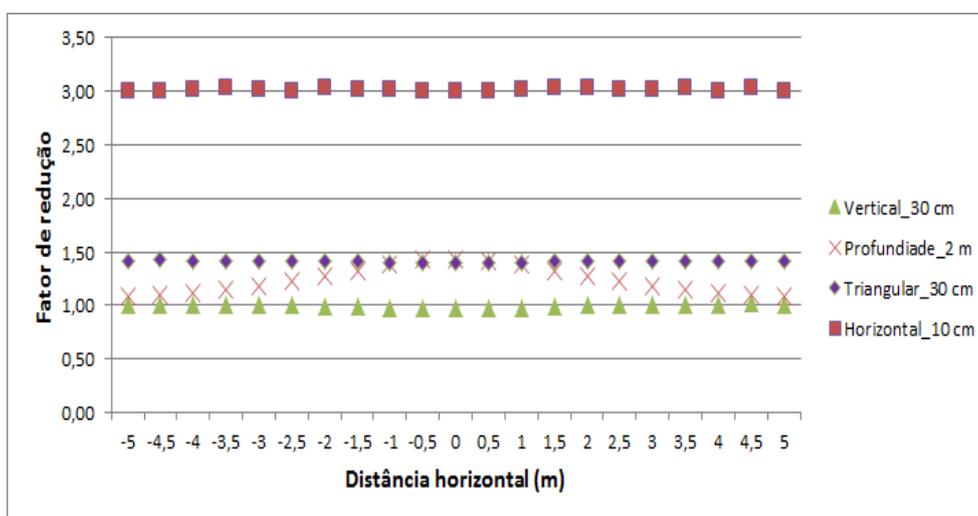


Figura 4.5 - Fator de redução para os diferentes arranjos da linha.

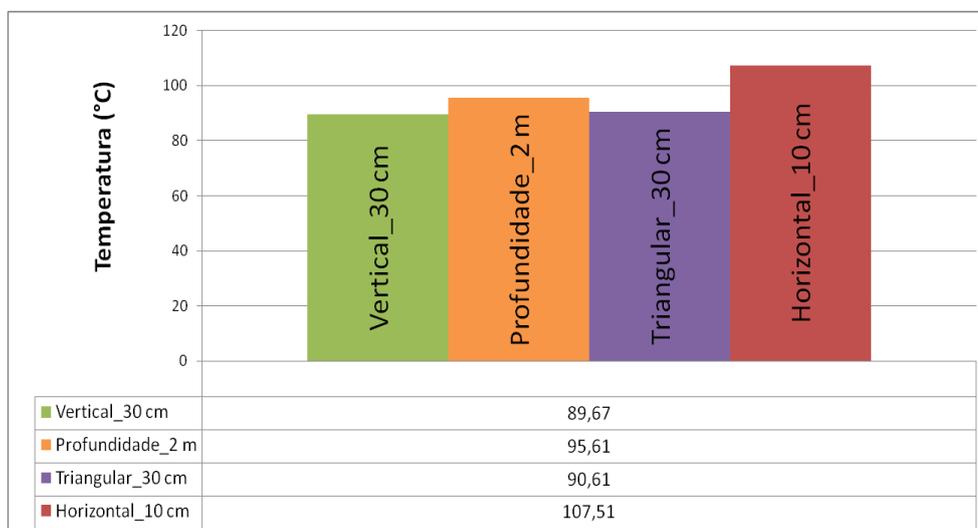


Figura 4.6 - Temperatura atingida pelos condutores para os diferentes arranjos da linha.

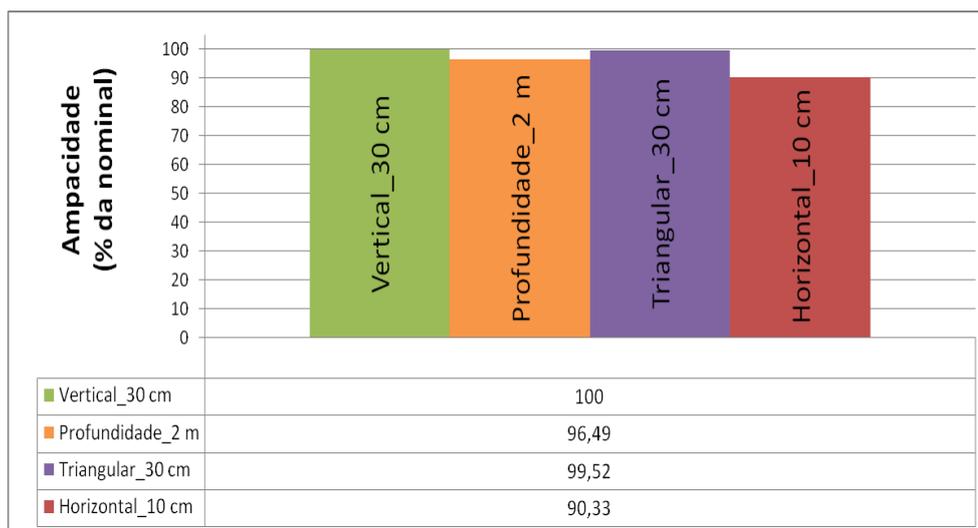


Figura 4.7 - Ampacidade (em relação à nominal) da linha para os diferentes arranjos.

Observando os resultados, nota-se que, em termos da atenuação do campo, a aproximação dos cabos para 10 cm de distância é a configuração mais eficiente. Além disso, como mostrado em [4] e [16], para essa situação, o campo é diretamente proporcional à separação entre as fases. Ou seja, ao se reduzir de três vezes essa distância, como era esperado, há também um decréscimo de 3 vezes na intensidade do campo, conforme esperado. No entanto, devido à maior proximidade entre os cabos, o condutor central atinge uma temperatura de aproximadamente 107 °C. Dessa maneira, para o sistema operar com essa geometria sem exceder a temperatura de operação, é necessária uma redução de quase 10 % na capacidade de condução de corrente da linha, o que torna inviável a aplicação desse tipo de solução.

Uma alternativa à aproximação dos cabos é aumentar a profundidade com que eles são enterrados. Considerando os condutores 2 m abaixo da superfície do solo (ao invés dos 1,5 m originais), nota-se que na região logo acima à linha (central) há uma ligeira redução do campo, com fator de redução de aproximadamente 1,43. Entretanto, como discutido no capítulo 3, a resistência térmica do meio externo aumenta com incrementos na profundidade dos cabos. Dessa forma, existe uma maior dificuldade para dissipar o calor gerado, acarretando em um sobreaquecimento dos condutores para o valor de 95,61 °C e, conseqüentemente, uma redução de aproximadamente 3,5 % na ampacidade da linha.

Resultado semelhante ao anterior é obtido simplesmente alterando-se a configuração planar para triangular (trifólio). Nessa situação, considerando que os cabos estão enterrados à mesma profundidade (1,5 m) e igual separação entre as fases (0,3 m), há uma redução de aproximadamente 41 % na intensidade do campo. Além disso, um

pequeno sobreaquecimento é notado (menor que 0,7 °C) de forma que, uma redução na ampacidade de apenas 0,5 % é suficiente para que a temperatura máxima de operação não seja ultrapassada. Sendo assim, considerando a mesma profundidade e separação entre os cabos, em termos da atenuação do campo, a configuração triangular se mostra mais eficiente que a horizontal.

Os resultados para o arranjo com os cabos dispostos verticalmente são praticamente os mesmos daqueles obtidos considerando a configuração plana. Esse tipo de geometria geralmente é utilizado para linhas constituídas por dois circuitos, onde os custos das obras civis são reduzidos através da redução da largura da vala. Normalmente esta disposição não é aplicada para o caso de linhas constituídas por um circuito simples, a não ser que limitações de espaço físico justifiquem sua utilização.

É importante ressaltar que a definição da disposição do circuito leva em conta diversos parâmetros, tais como a potência da linha, número de circuitos, limitações físicas do local de instalação e os custos de obra civil. Neste contexto, apesar de sempre se mostrar como melhor alternativa para atingir menores níveis de campo magnético, nem sempre é possível instalar os cabos em uma configuração triangular. Isso porque, em alguns sistemas de potência elevada, para que não haja um sobreaquecimento dos cabos, é necessário manter certa distância entre os mesmos, de forma que os condutores são normalmente instalados em uma formação horizontal. Além disso, nas proximidades das caixas de emendas, os cabos são, na maioria das vezes, dispostos na formação plana, o que impossibilita a utilização de outra configuração.

4.4 Compensação passiva

A utilização de *loops* passivos para atenuação do campo foi discutida nos capítulos 1 e 2. Mais precisamente no capítulo 2, diversos arranjos foram testados com o intuito de se validar a metodologia para cálculo do campo adotada. Contudo, além da validação, foi possível eleger uma das configurações que atingiu a maior atenuação do campo e que será novamente utilizada nesta seção com o objetivo de analisar não só seu efeito na mitigação do campo magnético, como também na capacidade de condução de corrente da linha. Este arranjo é constituído por 8 *loops* formados por cabos de cobre e área da seção de 95 mm². Os *loops* são considerados dispostos logo acima da camada de *backfill* e, portanto, 30 cm acima da linha. Além disso, para respeitar a largura da vala, eles se encontram distanciados de 5 cm entre si, como ilustrado na Figura 4.8. No centro há um intervalo de

30 cm que divide os laços dos *loops* à esquerda e à direita. Os resultados obtidos são mostrados nas Figuras 4.9 e 4.10.

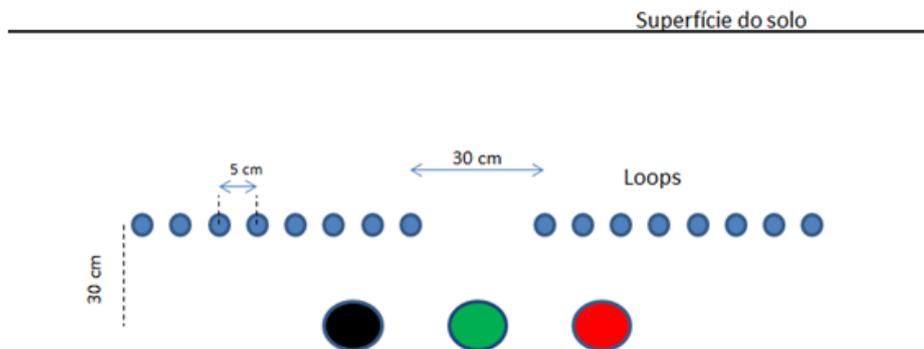


Figura 4.8 - Disposição dos *loops* passivos acima da linha.

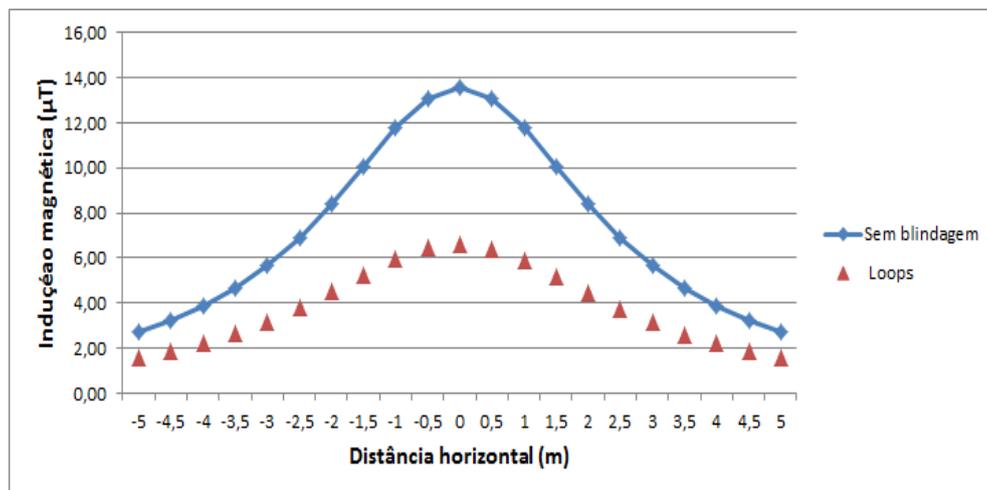


Figura 4.9 - Perfil do campo com e sem a presença dos *loops* passivos a um metro da superfície do solo.

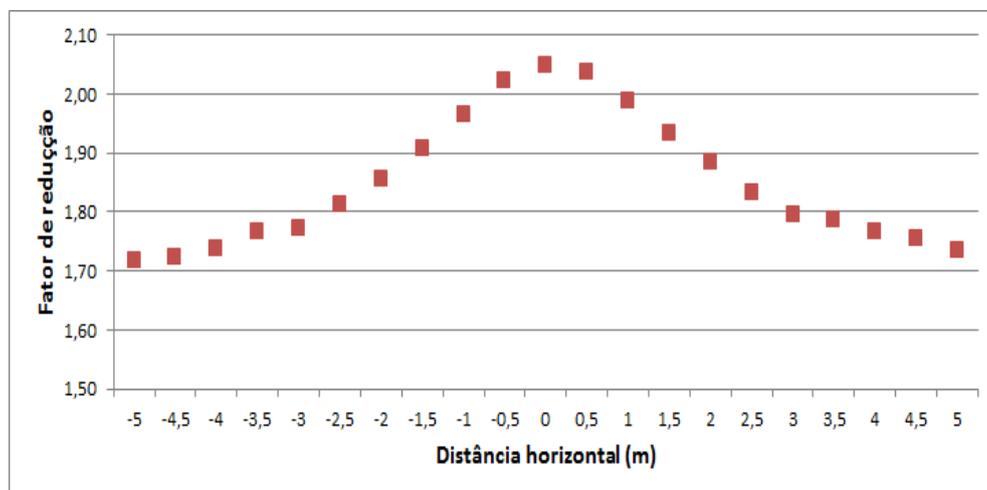


Figura 4.10 - Fator de redução proporcionado pelos *loops* passivos.

A utilização dos *loops* passivos proporcionou uma atenuação máxima de aproximadamente 2 vezes no campo original. Os resultados mostram que este fator de redução foi obtido apenas na região central da blindagem, uma vez que, para os pontos mais afastados lateralmente, a atenuação esteve entre 1,7 e 2. Além disso, para esta configuração, as perdas adicionais elevaram a temperatura do condutor central para o valor de 90,93 °C, o que representa uma queda de 0,6% na ampacidade em relação ao valor nominal.

Neste contexto, para situações às quais não é necessário um fator de redução muito elevado, os *loops* passivos se tornam uma solução vantajosa. Isso porque, além da redução possível sem grandes impactos na capacidade de condução da linha, este tipo de blindagem possui um custo relativamente baixo e não apresenta grandes dificuldades para sua implantação.

Contudo, como discutido no capítulo 1, a eficiência dos *loops* está diretamente ligada aos parâmetros geométricos do arranjo, sendo então desejável um estudo acerca da melhor maneira a se posicionar os laços que garanta uma máxima atenuação. Se fosse possível arranjar os *loops* em uma área horizontal mais extensa, aumentando-se a largura da vala para aproximadamente 2,4 m, por exemplo, dispondo os laços espaçados de 15 cm entre si, seria possível obter-se um fator de redução máximo de aproximadamente 4,2 na região central à linha, a um custo de 0,85 % na ampacidade nominal. Entretanto, obviamente devem ser computados os custos adicionais que este tipo de obra ocasionaria para uma análise de viabilidade da instalação.

Todavia, caso seja necessária uma atenuação do campo superior a 3 ou 4 vezes, os resultados sugerem que a utilização de *loops* passivos não é a mais indicada. Nessas situações, uma alternativa é a utilização de placas metálicas, a ser abordada na seção seguinte.

4.5 Blindagens metálicas – placas abertas

A utilização de placas metálicas para atenuação do campo e sua eventual influência na capacidade de condução da linha foram discutidas nos capítulos 1 e 2. Neste ponto, novamente as configurações formadas por uma placa plana horizontal, em “U” invertido, e em “H” são estudadas. No entanto, agora, as dimensões das placas são fixadas com o intuito de se realizar uma comparação apenas entre cada uma das configurações. Além

disso, as posições e dimensões das placas foram selecionadas de maneira que não ultrapassem os próprios limites impostos pelo arranjo da linha (largura da vala, camada de *backfill* e profundidade da vala). Neste contexto, são estudados os efeitos da inserção desses tipos de arranjos sobre o mesmo trecho convencional de linha subterrânea de 138 kV avaliado na seção anterior.

Três tipos de materiais são analisados: cobre, alumínio e aço. Os dois primeiros possuem propriedades elétricas e magnéticas bem definidas, apresentadas no capítulo 2. Já para este último, existem diversos tipos e composições, o que resulta em aços com diferentes propriedades elétricas e magnéticas.

Como discutido no capítulo 1, muitas vezes os materiais magnéticos possuem condutividade elétrica considerável, e, portanto, a blindagem por correntes induzidas nestes materiais pode também exercer papel fundamental para a atenuação do campo. Assim, para atingir níveis de redução do campo relativamente altos, além da permeabilidade magnética elevada, é desejável que o aço utilizado na blindagem possua também boa condutividade elétrica. Para isso, uma alternativa é o emprego dos denominados aço carbono. Devido ao seu baixo teor de carbono e de outros elementos como o silício, estes materiais possuem condutividade da ordem de 5,8 MS/m, cerca de 10 % da condutividade do cobre, além de, geralmente possuírem custos reduzidos e serem amplamente disponíveis. Sendo assim, o aço carbono é um dos materiais mais utilizados em projetos de blindagem do campo magnético de 60 Hz [9]. Por outro lado, esse aço possui valores de permeabilidade magnética relativamente baixos quando comparados com outros materiais ferromagnéticos como o ferro, aços silícios (grão orientado e não orientado), ligas níquel-ferro (supermalloy e mumetal), etc.

Diante do exposto, o aço carbono SAE 1018 foi utilizado em todas as simulações envolvendo este tipo de material. A Tabela 4-2 mostra todos os parâmetros elétricos, magnéticos e térmicos dos três materiais abordados (cobre, alumínio e aço) e a curva B x H para o aço SAE 1018 é mostrada na Figura 4.11. Esta curva é fornecida pelo FEMM.

Tabela 4-2 - Propriedades elétricas e magnéticas dos materiais.

	Condutividade (MS/m)	Permeabilidade relativa (μ_r)	Condutividade térmica (K.m/W)
Cobre	58	1	400
Alumínio	35,38	1	160
SAE 1018	5,8	-	43

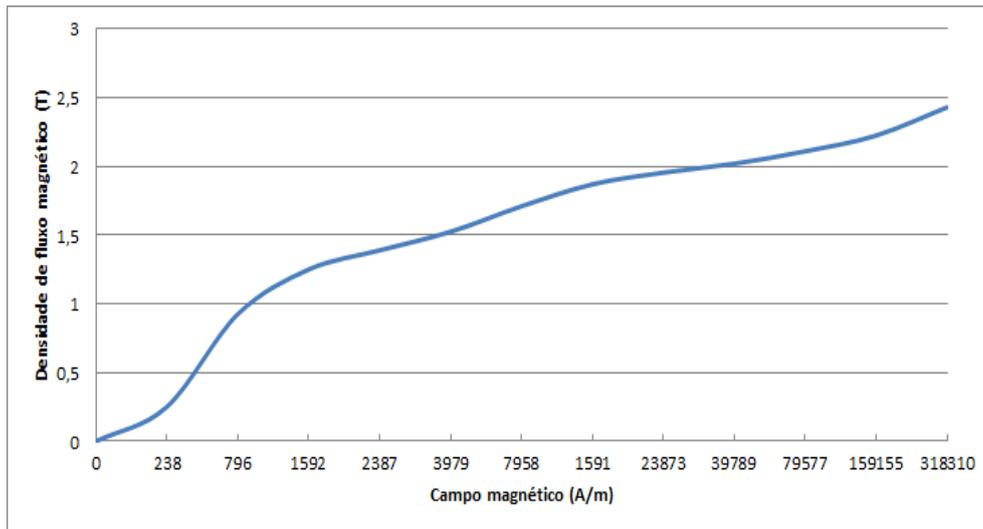


Figura 4.11 - Curva B x H do aço carbono SAE 1018.

4.5.1 Placa horizontal plana

Primeiramente, uma placa plana horizontal de 1 m de largura, 3 mm de espessura e situada a 30 cm dos condutores da linha foi avaliada para cada um dos 3 materiais. A Figura 4.12 mostra as dimensões da blindagem. As Figuras 4.13, 4.14, 4.15 e 4.16 apresentam os resultados obtidos.

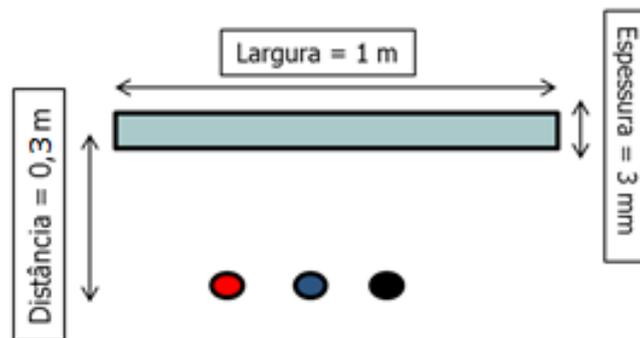


Figura 4.12 - Dimensões da placa horizontal

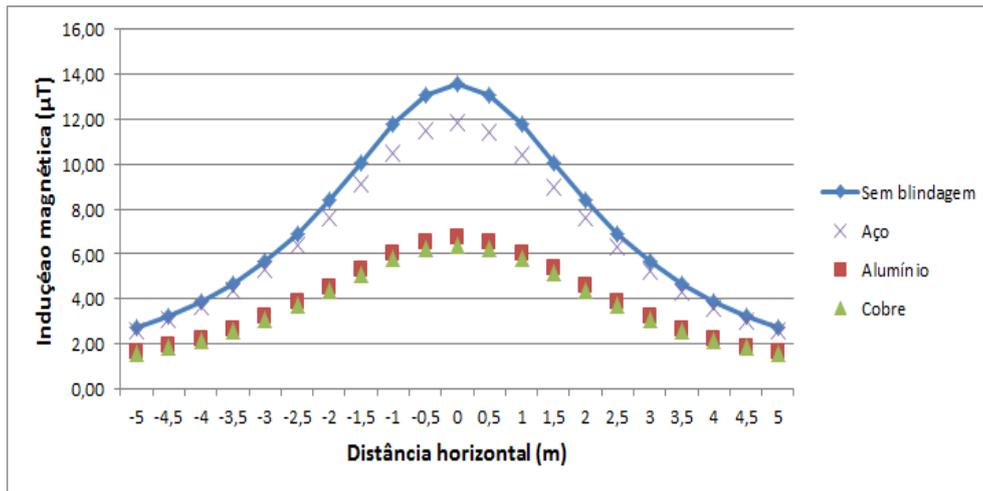


Figura 4.13 - Perfil do campo com a presença da placa horizontal para os diferentes materiais a um metro da superfície do solo.

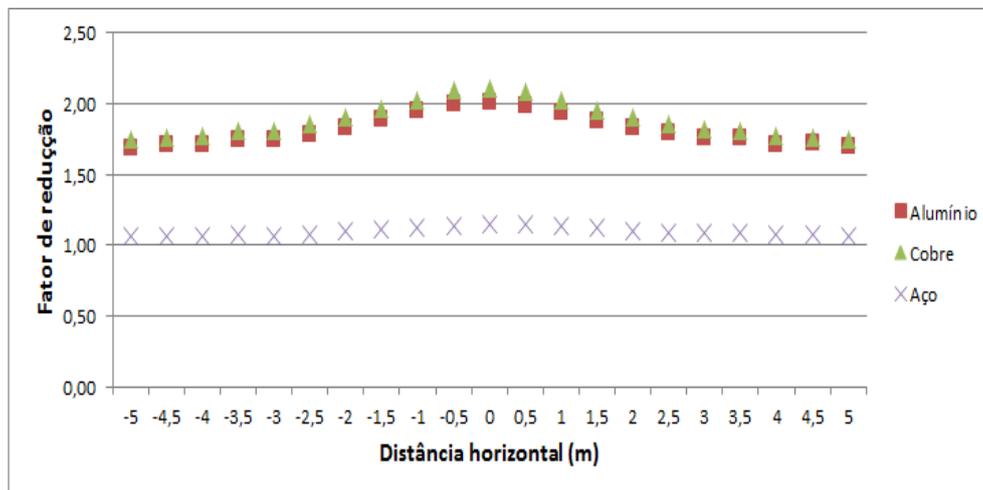


Figura 4.14 - Fator de redução proporcionado pela placa horizontal para os diferentes materiais.

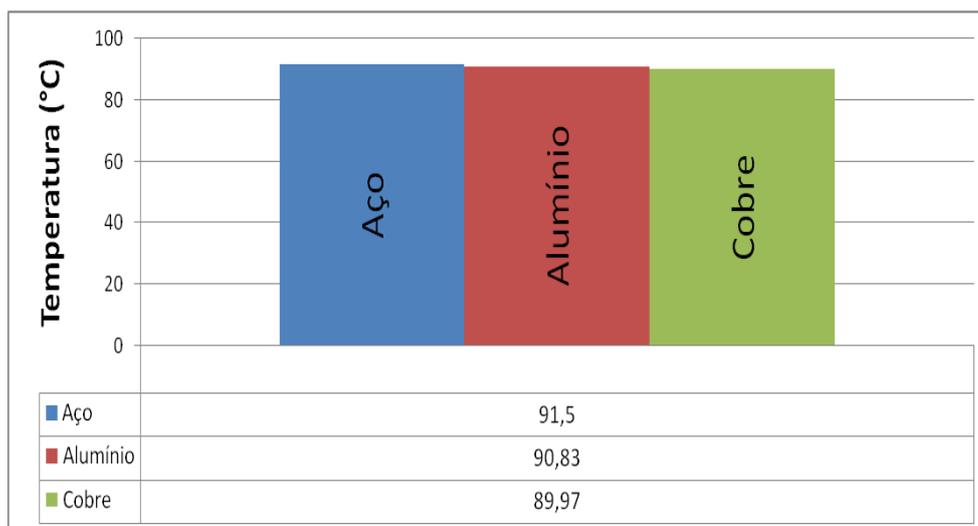


Figura 4.15 - Temperatura atingida pelos condutores com a presença da placa horizontal para os diferentes materiais.

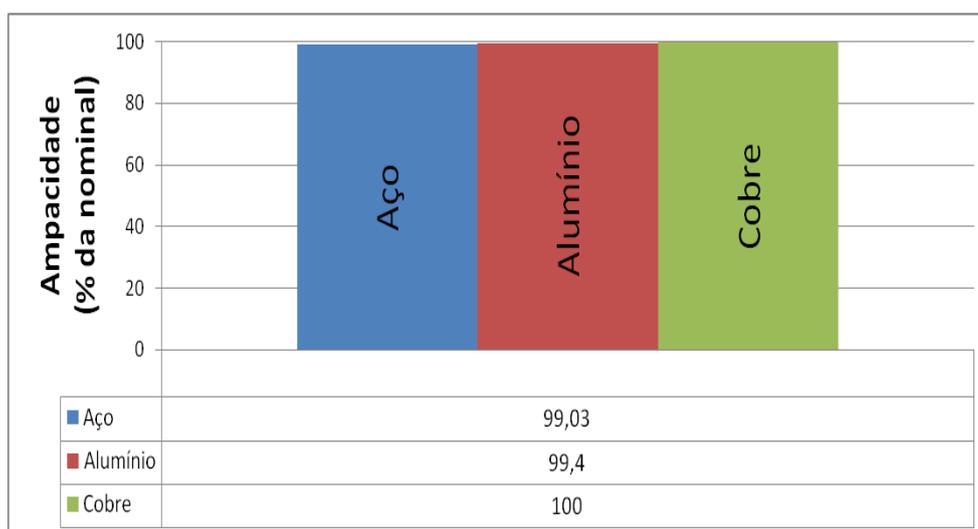


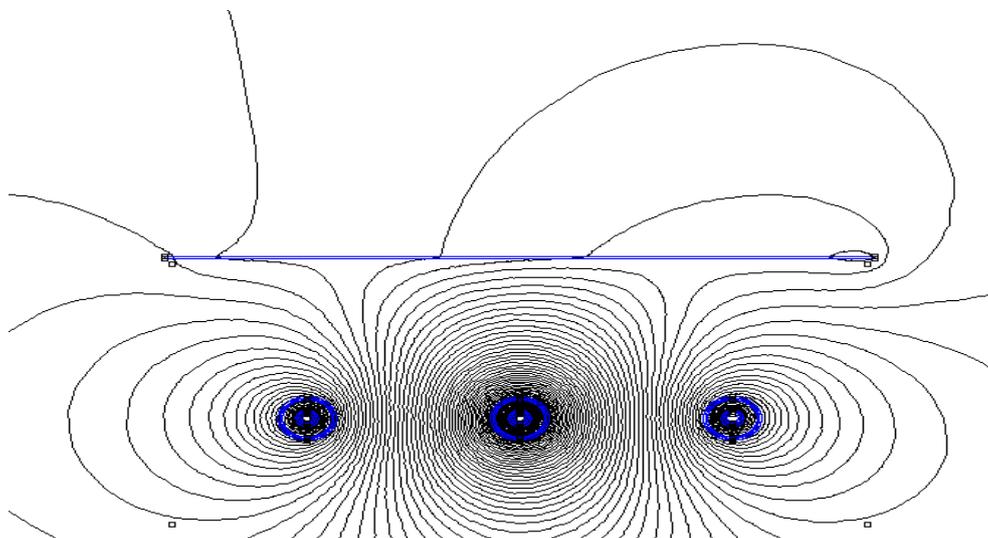
Figura 4.16 - Ampacidade (em relação à nominal) com a presença da placa horizontal.

A partir dos resultados apresentados nota-se que, em termos de atenuação do campo, a placa de aço se mostra desvantajosa. Isso porque, na condição avaliada, a presença dessa blindagem praticamente não altera o perfil do campo magnético gerado pela linha subterrânea. Além disso, um sobreaquecimento de 1,5 °C acima da temperatura permitida é atingido e, portanto, uma redução na ampacidade de aproximadamente 1 % é mostrada.

Em relação às placas de cobre e alumínio, observa-se que os resultados foram semelhantes. Ou seja, apesar do cobre possuir condutividade elétrica mais elevada (60 % maior), um ganho de apenas 3 % no fator de redução foi notado em relação à placa de

alumínio, para as dimensões consideradas. Isso se deve, principalmente, à distância entre a blindagem e a linha, pois, caso estivessem mais próximos, certamente a placa de cobre mostrar-se-ia mais eficiente. Por outro lado, ao contrário da placa de cobre, a de alumínio proporcionou uma ligeira queda de capacidade de condução de corrente, de aproximadamente 0,6 %. Contudo, visto que o custo de uma placa de cobre é substancialmente superior, os resultados sugerem que a melhor opção, neste caso, é a utilização de placas de alumínio.

É interessante observar que este tipo de blindagem garante uma maior atenuação na região central à placa (Figura 4.14), pois, nas regiões laterais há sempre um “vazamento” de campo como mostrado na Figura 4.17. Além disso, nota-se que o fator de redução alcançado para as situações analisadas é relativamente baixo, no máximo de aproximadamente 2. Sendo assim, caso seja necessária mitigação do campo em uma extensão horizontal longa, para além da largura da vala, por exemplo, ou quando reduções do campo mais acentuadas são necessárias, esta solução não é indicada. Por outro lado, para sistemas já existentes, nos quais não são necessárias grandes reduções do campo, esta técnica mostra-se atrativa, pois requer obras relativamente simples e, conseqüentemente, baixo risco de danos aos cabos e menores transtornos à comunidade.



a)

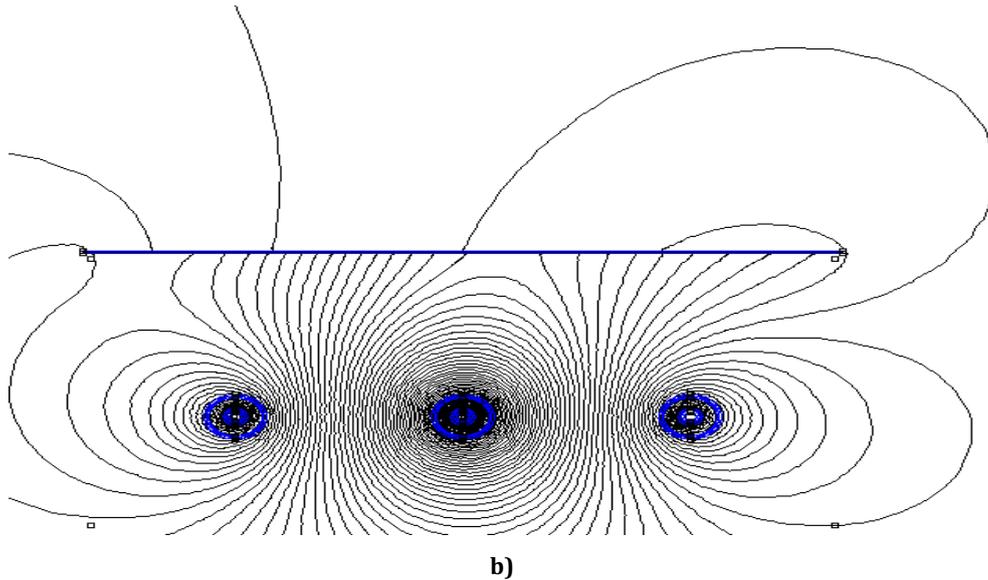


Figura 4.17 - Linhas de campo na presença de blindagem formada por placa horizontal: a) material condutivo (cobre); b) material ferromagnético (aço SAE 1018)

4.5.2 Configuração em “U” invertido

Prosseguindo com a análise, a configuração em “U” invertido é avaliada. A blindagem possui uma placa horizontal de 1 m de largura situada a 30 cm dos condutores da linha, e placa vertical com 50 cm de altura, sendo que ambas possuem 3 mm de espessura. A Figura 4.18 ilustra as dimensões da blindagem. As Figuras 4.19, 4.20, 4.21 e 4.22 apresentam os resultados obtidos.

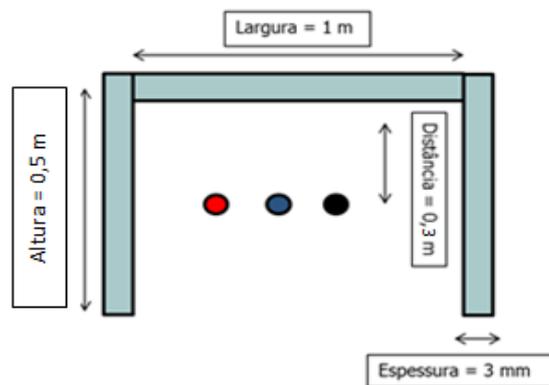


Figura 4.18 - Dimensões da blindagem em “U” invertido.

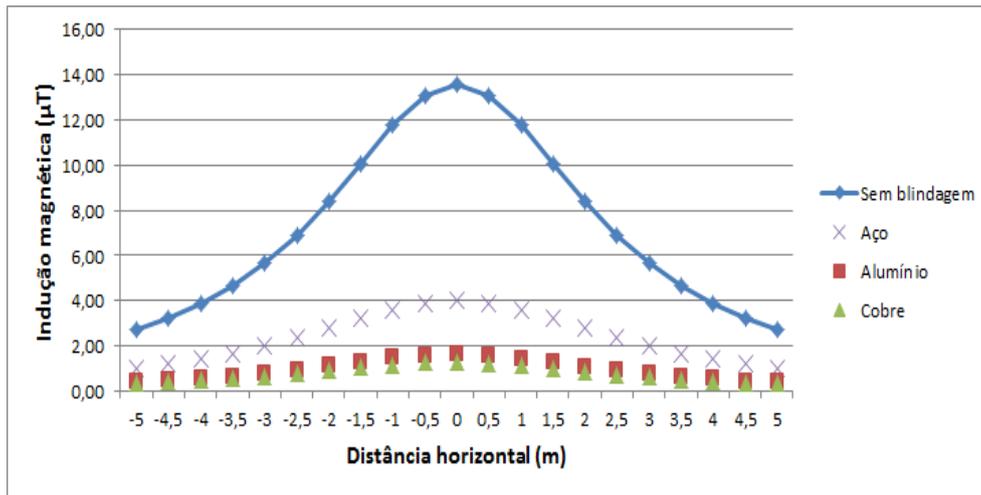


Figura 4.19 - Perfil do campo com a presença da blindagem em “U” invertido para os diferentes materiais a um metro da superfície do solo.

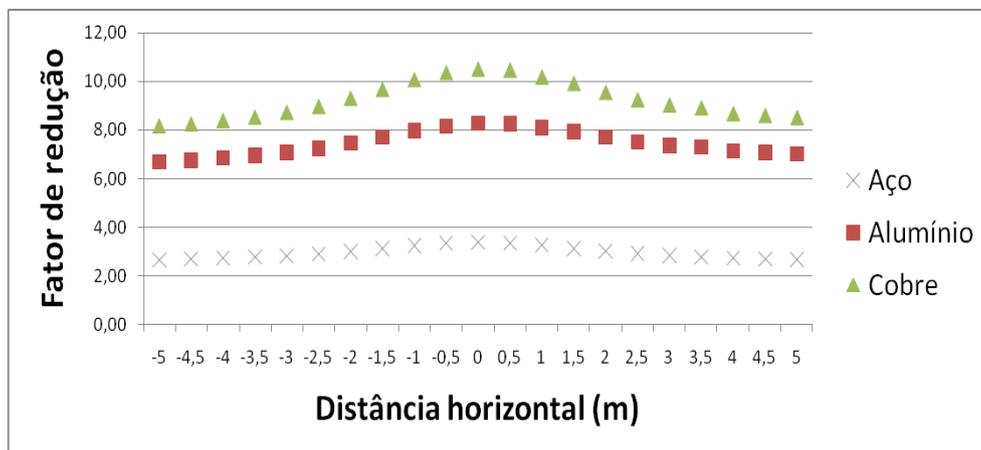


Figura 4.20 - Fator de redução proporcionado pela blindagem em “U” invertido para os diferentes materiais

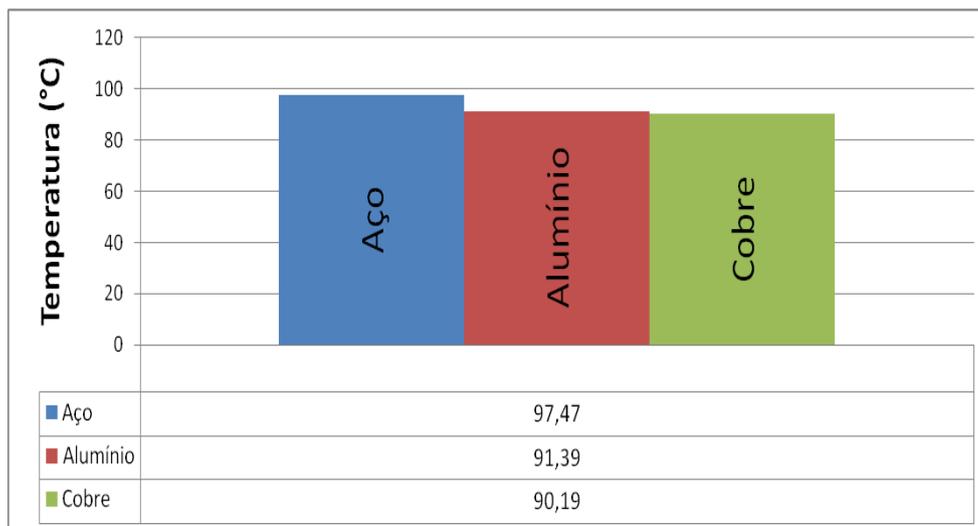


Figura 4.21 - Temperatura atingida pelos condutores com a presença da blindagem em “U” invertido para os diferentes materiais.

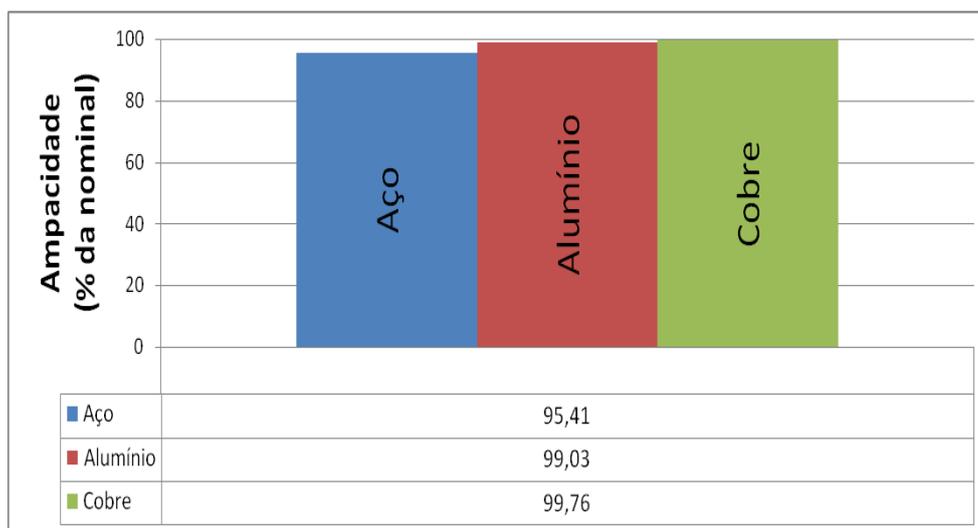


Figura 4.22 - Ampacidade (em relação à nominal) com a presença blindagem em “U” invertido.

Observando os resultados obtidos, nota-se que o arranjo em “U” invertido proporciona uma maior atenuação do campo quando comparado à placa horizontal, atingindo valores superiores a 10 para a placa de cobre, por exemplo. Isso porque, com a presença das placas verticais, é possível diminuir o efeito do “vazamento” de campo pelas bordas laterais da placa horizontal, como ilustrado na Figura 4.23. Nessa situação, novamente o aço se mostrou menos eficiente tanto por apresentar menores fatores de redução, quanto por proporcionar maiores perdas de ampacidade (cerca de 95 % da nominal). Assim como para a placa horizontal, a redução do campo é mais pronunciada na região central; entretanto, mesmo para um ponto distante 5 m do centro da linha (horizontalmente), fatores de redução por volta de 6,5 e 8 foram obtidos para o alumínio e

cobre, respectivamente. É interessante observar que, para este caso, o cobre apresentou fator de redução em torno de 23 % superior ao do alumínio, além de um decaimento de capacidade da linha de menos de 0,5 %, contra 1 % para deste último.

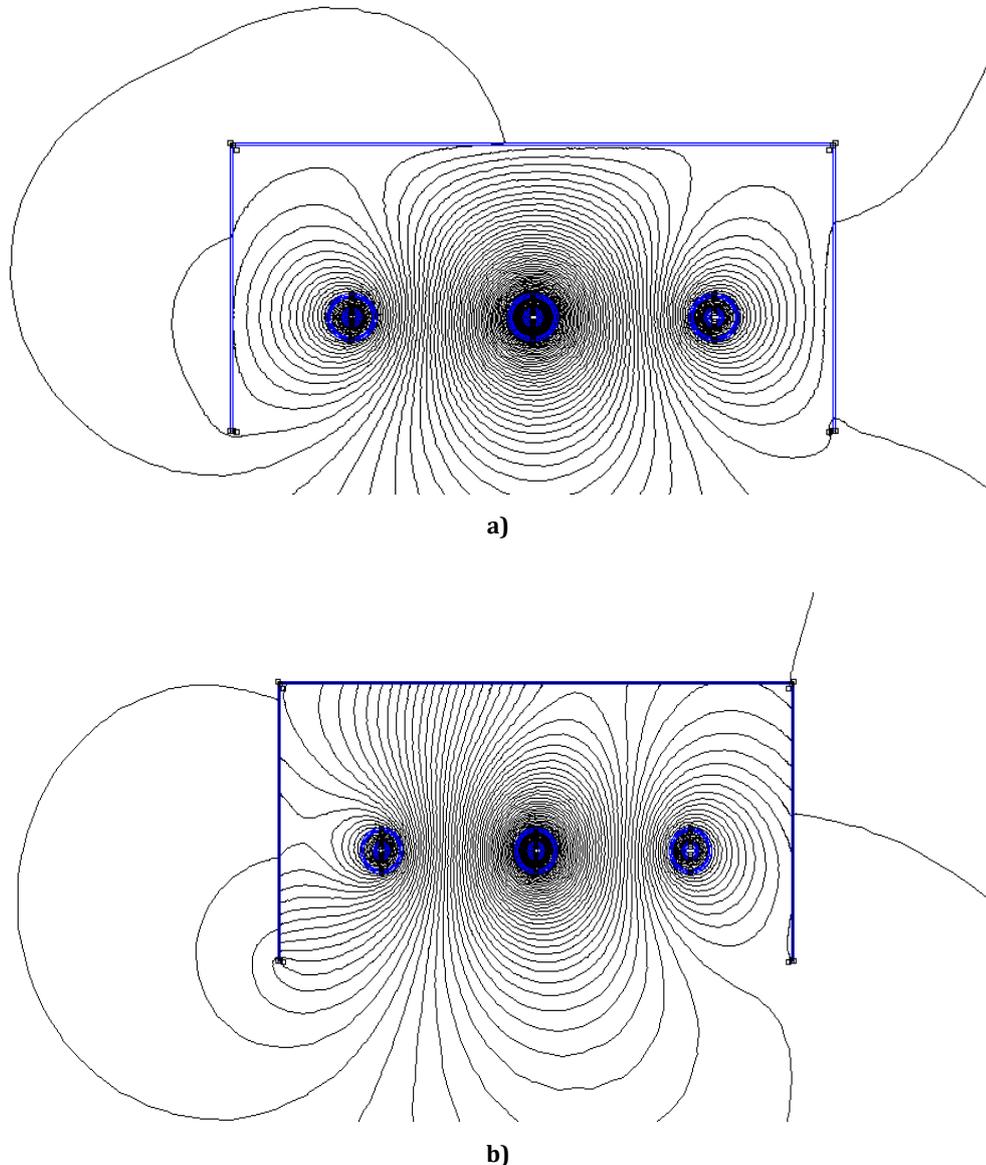


Figura 4.23 - Linhas de campo na presença de blindagem em “U” invertido: a) material condutivo (cobre); b) material ferromagnético (aço SAE 1018)

Diante do exposto, conclui-se que placas de materiais condutivos em uma configuração em “U” invertido podem proporcionar atenuações no campo magnético superiores a 10 vezes, sem grandes impactos na ampacidade da linha. Adicionalmente, esse tipo de arranjo pode oferecer maior proteção mecânica para os condutores da linha, uma vez que torna difícil o acesso aos mesmos.

Todavia, deve-se ressaltar que, por razões práticas de fabricação e montagem, geralmente este tipo de blindagem é formada por uma sucessão de placas menores, que são unidas para cobrirem toda a região da linha onde se pretende atenuar o campo, como ilustrado na Figura 4.24. Dessa forma, para garantir a eficiência do método, é necessário que as partes laterais (placas verticais) apresentem um ótimo contato entre si, e com as placas horizontais ao longo do eixo longitudinal da linha, de forma a possibilitar a circulação das correntes parasitas nas placas laterais da blindagem “U” invertido. Sendo assim, o custo para viabilizar a soldagem e garantir estes contatos pode ser demasiadamente alto, de forma que mesmo mostrando-se bastante eficiente, tal método pode se tornar inviável. Além disso, este tipo de solução apresenta uma dificuldade maior para a sua instalação por dificultar a inserção da camada de *backfill* nas proximidades dos cabos.

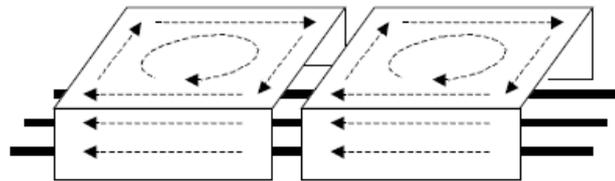


Figura 4.24 - Visão em 3 dimensões da blindagem em "U" invertido.

4.5.3 Configuração em “H”

Ainda dentro da categoria de blindagens formadas por placas metálicas, é analisado o desempenho da configuração em “H”. Tal blindagem possui uma placa horizontal de 1 m de largura situada a 30 cm dos condutores da linha, placas verticais com 1 m de altura e todas apresentando 3 mm de espessura. A Figura 4.25 mostra a configuração dessa blindagem, enquanto os resultados obtidos são ilustrados pelas Figuras 4.26, 4.27, 4.28 e 4.29.

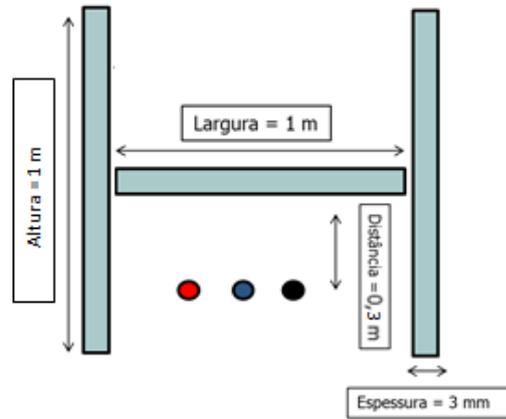


Figura 4.25 - Dimensões da blindagem em "H".

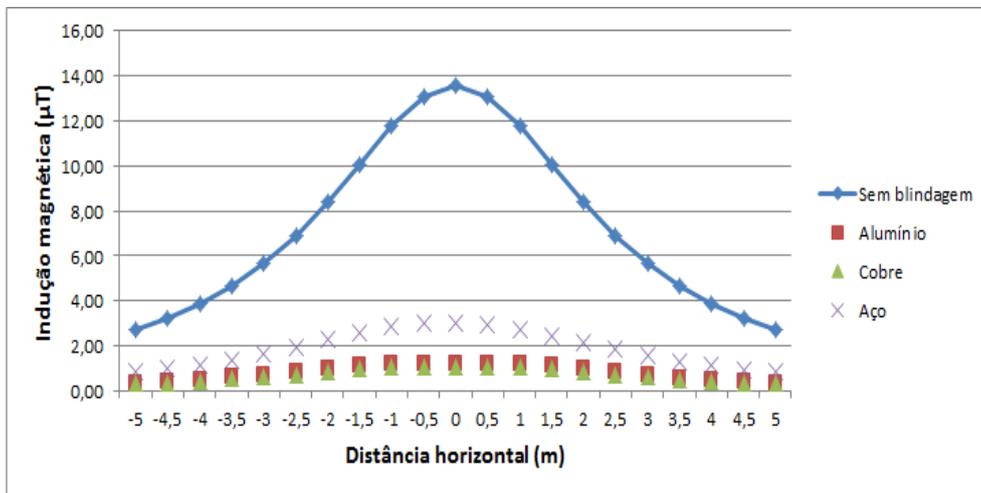


Figura 4.26 - Perfil do campo com a presença da blindagem em "H" para os diferentes materiais a um metro da superfície do solo.

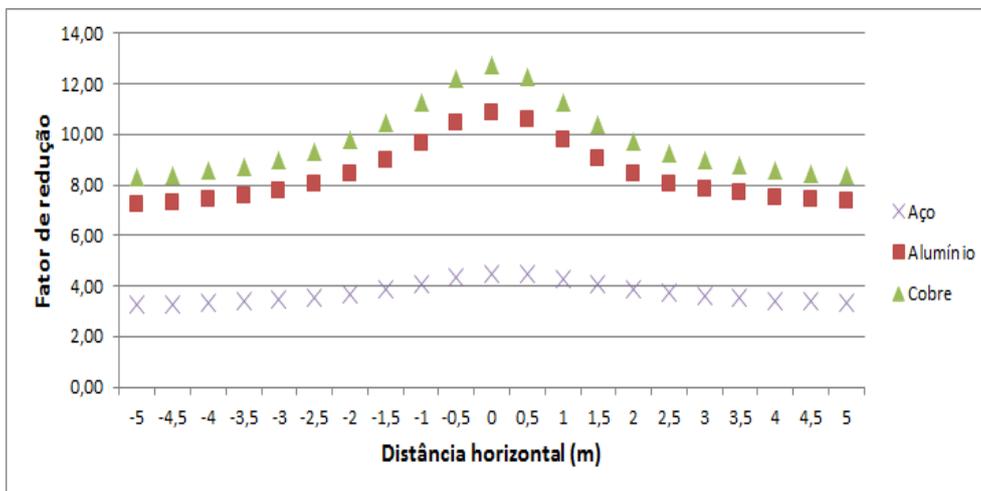


Figura 4.27 - Fator de redução proporcionado pela blindagem em "H" para os diferentes materiais.

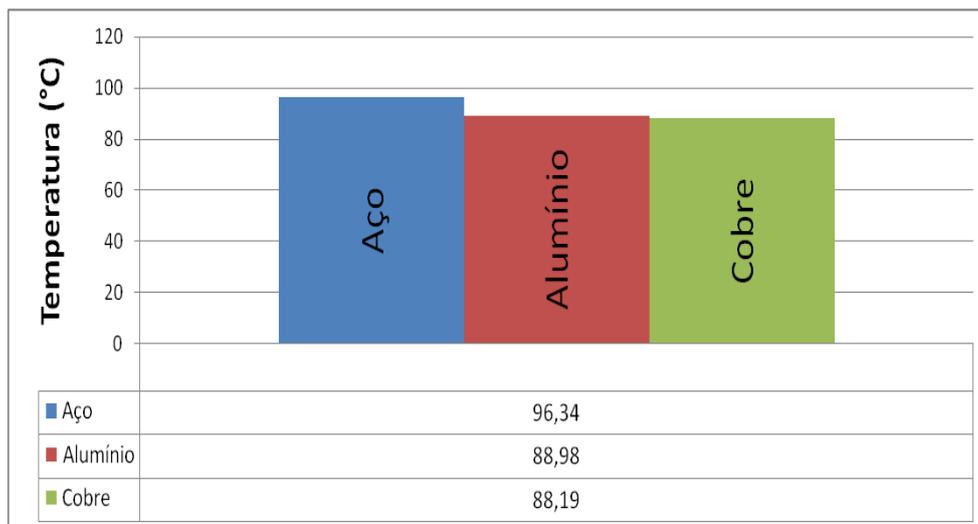


Figura 4.28 - Temperatura atingida pelos condutores com a presença da blindagem em “H” para os diferentes materiais.

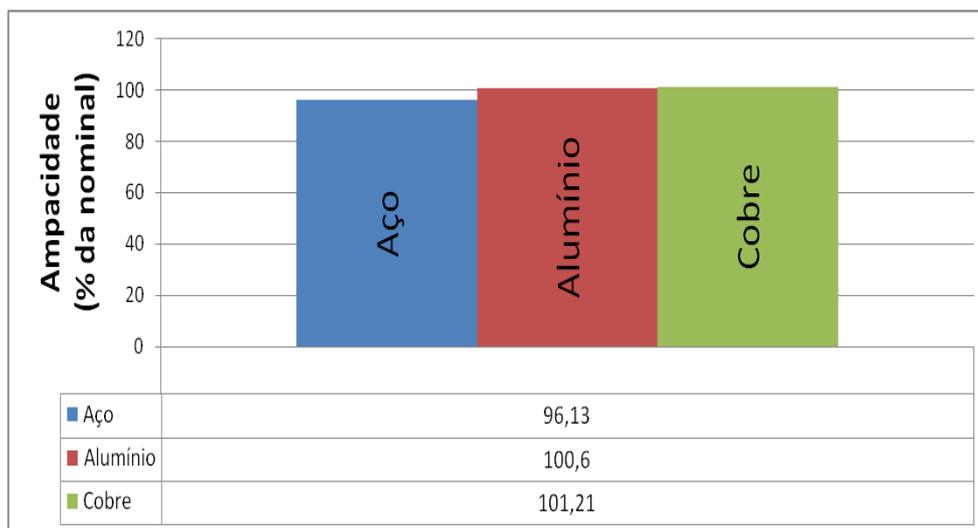


Figura 4.29 - Ampacidade (em relação à nominal) com a presença blindagem em “H” .

Diante do exposto, nota-se que a configuração em “H” se mostrou ligeiramente mais eficiente para a atenuação do campo em comparação com a chapa em “U” invertido, chegando a atingir, para o cobre, fator de atenuação superior a 12 na região central acima dos cabos (nesse mesmo caso, obteve-se fator de 10,5 para a chapa em “U” invertido). Mesmo que o material adicional da configuração em “H” (alongamento das placas verticais acima da placa horizontal) esteja em uma região onde não há uma concentração maior de linhas de campo, ainda na configuração em “U” invertido pode-se perceber um “vazamento” de campo pela região inferior das placas verticais (Figura 4.23). Dessa maneira, a porção superior das placas verticais garante uma atenuação adicional nessa parcela de campo, como ilustrado pela Figura 4.30.

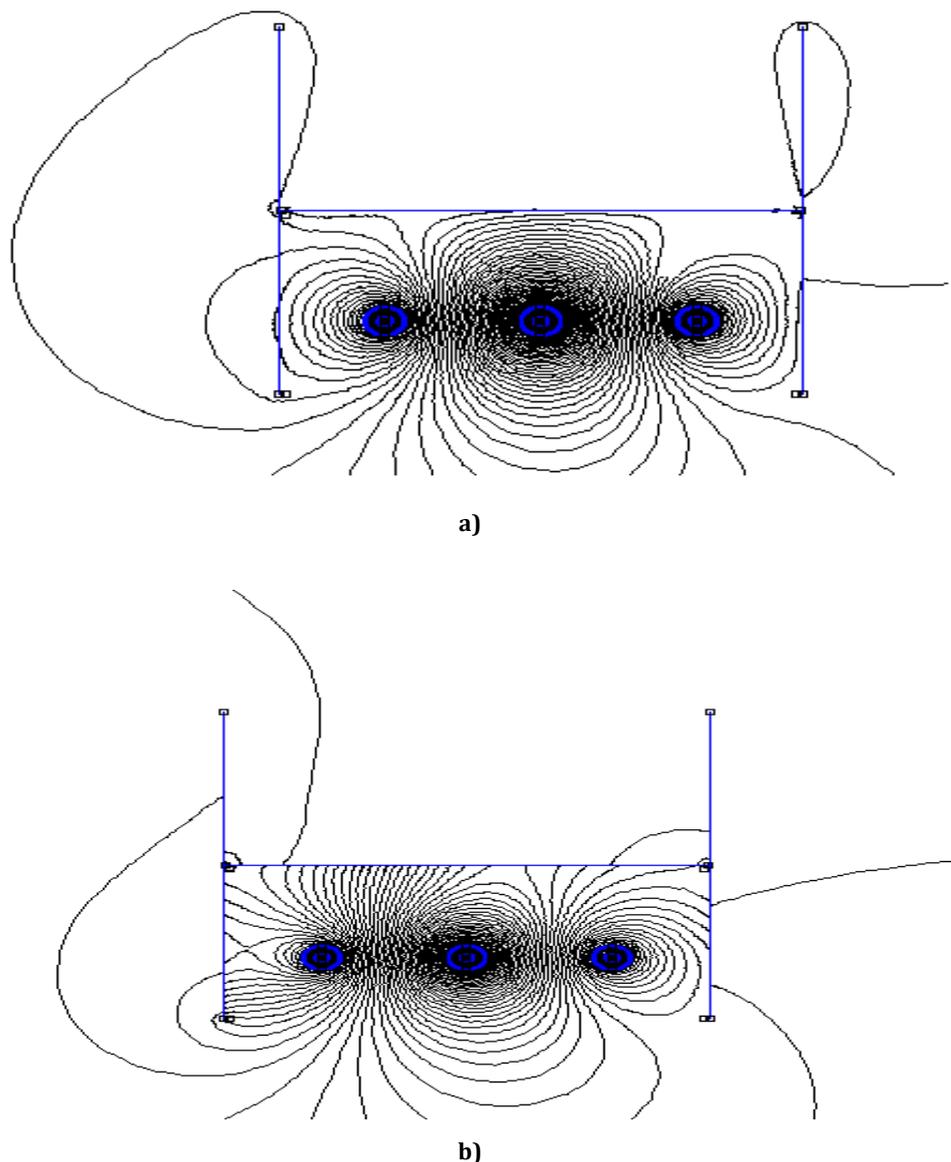


Figura 4.30 - Linhas de campo na presença de blindagem em “H” invertido: a) material condutivo (cobre); b) material ferromagnético (aço SAE 1018)

A utilização do aço se mostrou novamente desvantajosa, uma vez que, além de proporcionar níveis mais reduzidos na atenuação do campo (fator de redução máximo igual a 4,47), levou o sistema a uma perda de aproximadamente 4 % de sua ampacidade nominal. É interessante ressaltar que, para o cobre, o arranjo proporcionou uma atenuação aproximadamente 15 % maior que para o alumínio. Além disso, a partir dos resultados obtidos, nota-se que com a configuração em “H”, tanto com a utilização do cobre quanto do alumínio, houve uma melhoria na dissipação do calor. Ou seja, assim como discutido no capítulo 3, nessas situações, a própria blindagem funciona como um dissipador térmico, ajudando na liberação do calor gerado e, conseqüentemente, elevando a capacidade de condução de corrente da linha. Dessa maneira, a temperatura máxima

atingida pelo condutor central foi de aproximadamente 88,19 e 88,98 °C para o cobre e o alumínio respectivamente, o que representa um acréscimo de 0,6 e 1,2 % na ampacidade da linha.

Assim como para a configuração em “U” invertido, deve ser assegurado um ótimo contato entre as placas verticais de cada lado. Além disso, em intervalos regulares e nas extremidades da blindagem, devem-se interligar eletricamente as placas verticais de ambos os lados da vala.

Por fim, é importante ressaltar que, além de mais eficiente para a atenuação do campo, este tipo de arranjo oferece uma dificuldade menor tanto para sua instalação quanto para a aplicação do *backfil*, em comparação com a configuração em “U” invertido[4] e [10].

4.6 Blindagens fechadas

Neste item, é conduzido um estudo acerca da eficiência das blindagens fechadas. Duas configurações são analisadas: canaleta e tubo. Como discutido no capítulo 1, os materiais condutivos não são normalmente empregados para este tipo de blindagem, pois além de necessitar de um ótimo contato (solda) entre suas partes, geralmente são requeridas grandes dimensões de blindagem para atingir níveis de atenuação elevados. Sendo assim, apenas o aço SAE 1018 será avaliado.

Para serem inseridos dentro da canaleta ou tubo, geralmente os cabos são aproximados e dispostos em uma configuração triangular, como ilustrado na Figura 4.31. Dessa forma, como discutido na seção 4.3, mesmo sem a presença da blindagem já é esperada uma atenuação do campo resultante devido apenas ao reposicionamento dos cabos. Sendo assim, para que se possa contabilizar somente o efeito causado pela blindagem fechada, deve ser tomado como base o perfil do campo magnético acima dos condutores quando arranjados nesta nova configuração. Contudo, primeiramente é necessário calcular a corrente admissível para o novo arranjo. Assim, para que os condutores não atinjam uma temperatura superior a 90 °C, a corrente máxima admitida calculada foi de 732 A. A Figura 4.32 mostra o perfil do campo 1 metro acima da superfície do solo para este valor de corrente, considerando a geometria triangular.

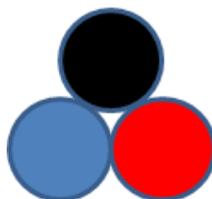


Figura 4.31 - Arranjo triangular utilizado nas blindagens fechadas.

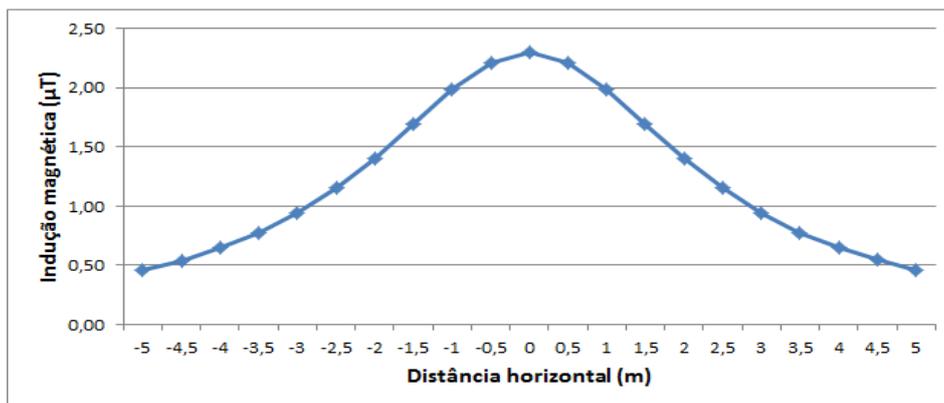
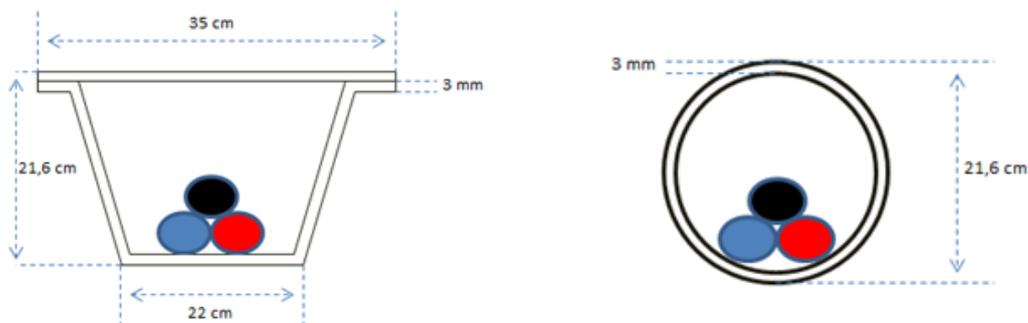


Figura 4.32 - Perfil do campo para o arranjo triangular com uma corrente de 732 A, a um metro da superfície do solo .

Como discutido nos parágrafos anteriores, para que apenas o efeito da presença da blindagem seja computado, o perfil mostrado acima será utilizado para se determinar o fator de blindagem.

A canaleta é composta por uma geometria trapezoidal, formada por uma placa horizontal para compor a tampa e uma placa dobrada aproximadamente em “U” para compor a base (Figura 4.33 a). Já o tubo possui geometria cilíndrica, tal como ilustra a Figura 4.33 b).



a) Canaleta fechada.

b) Tubo.

Figura 4.33 – Arranjos empregados para as blindagens fechadas

A canaleta possui largura da base e da tampa iguais a 22 e 35 cm respectivamente, altura de 21,6 cm e espessura de 3 mm. A base e a tampa são conectadas por parafusos. Embora do ponto de vista do fluxo magnético o contato elétrico entre a base e a tampa não seja necessário para se evitar a presença de *gaps*, os resultados obtidos mostraram que a eficiência desta blindagem está intimamente ligada à existência de um ótimo contato entre estas partes, assim como também discutido em [4]. Isso porque, quanto melhor o contato elétrico entre a base e a tampa, maiores são as correntes induzidas e, portanto, mais eficiente se torna a blindagem.

Para se analisar o efeito do contato entre a tampa e a base na canaleta, duas situações extremas foram tomadas: uma considerando nenhum contato elétrico e outra um contato perfeito. Ou seja, na primeira situação a tampa e a base são consideradas dois circuitos elétricos distintos, ao passo que na segunda, ambas as partes se unem e formam um circuito fechado.

A espessura do tubo avaliado é 3 mm e o diâmetro externo é considerado de mesma dimensão da altura da canaleta. Isso permite uma comparação mais realista entre os dois arranjos, uma vez que, embora a geometria seja diferente, as dimensões são relativamente semelhantes. O material para preenchimento dos vazios tanto no tubo quanto na canaleta foi considerado de resistividade térmica igual à do solo (1 K.m/W). Os resultados obtidos são apresentados a seguir.

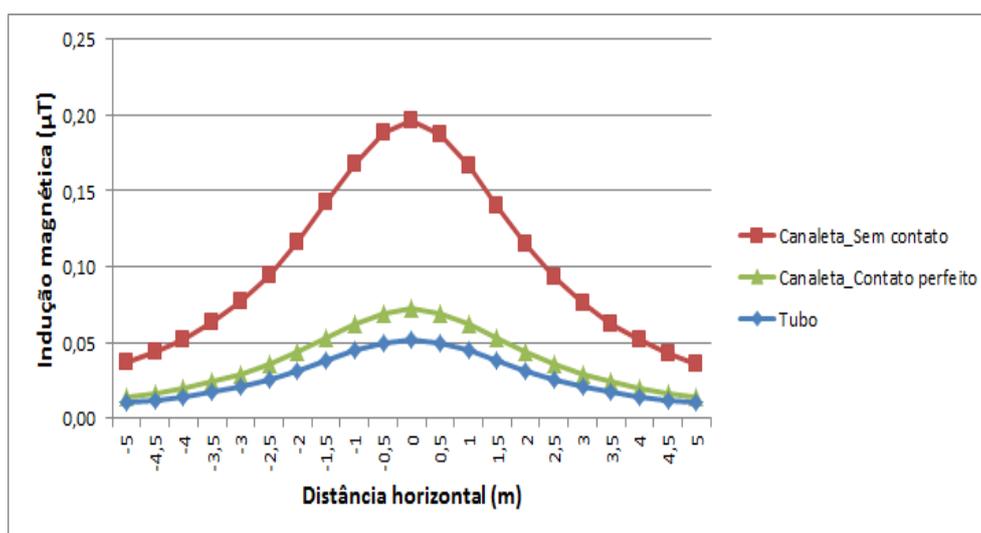


Figura 4.34 - Perfil do campo com a presença das blindagens fechadas, a um metro da superfície do solo.

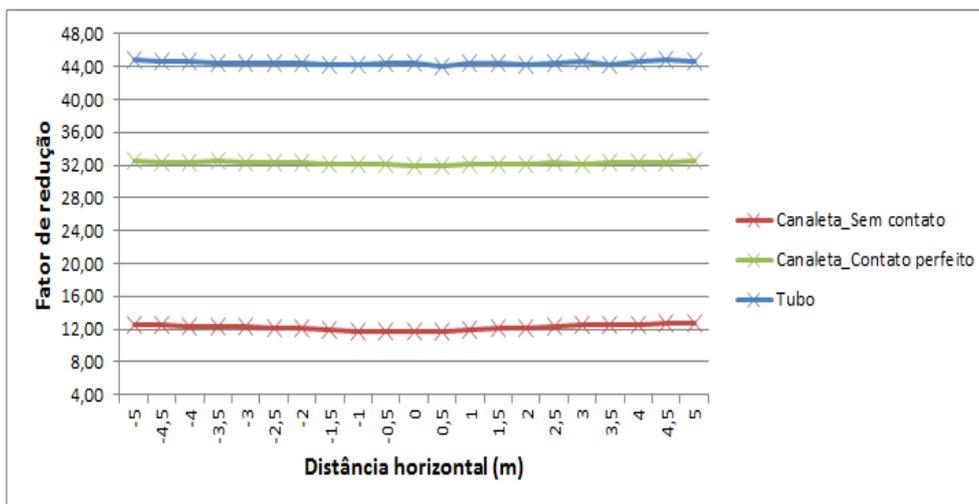


Figura 4.35 - Fator de redução proporcionado pelas blindagens fechadas.

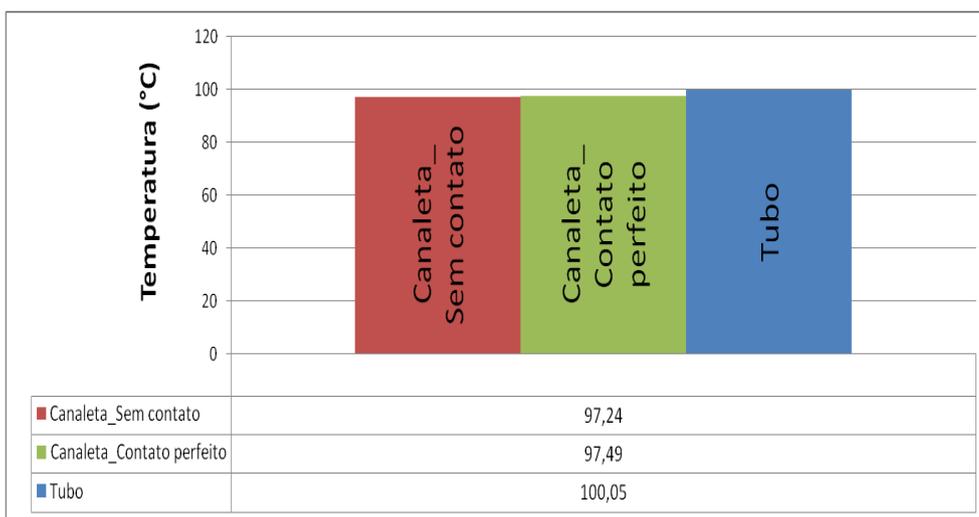


Figura 4.36 - Temperatura atingida pelos condutores com a presença das blindagens fechadas.

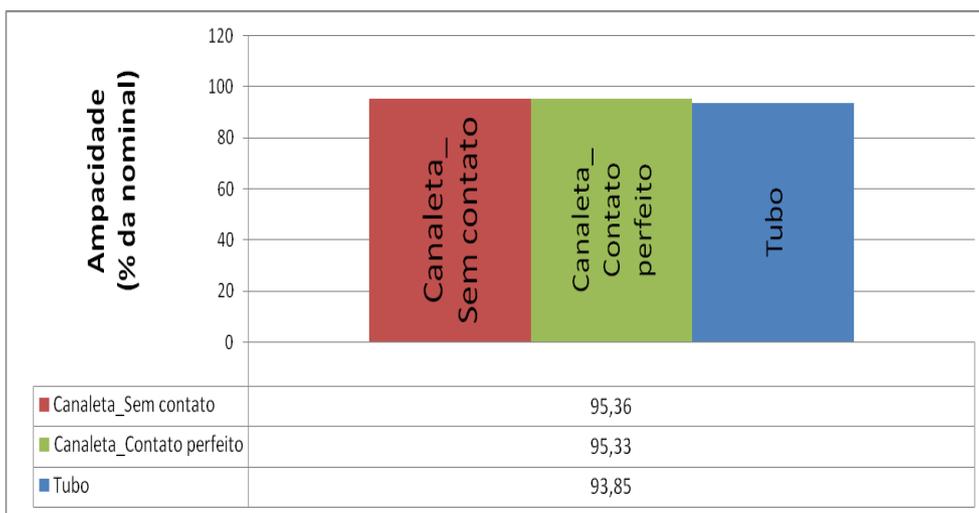


Figura 4.37 - Ampacidade (em relação à nominal) com a presença das blindagens fechadas.

Observando os resultados, nota-se que a blindagem formada por um tubo cilíndrico de aço é aquela que proporciona maior atenuação do campo, atingindo um fator de redução de aproximadamente 44 (1,37 vezes superior à canaleta com contato perfeito). Todavia, devido às perdas produzidas, nessa situação os cabos sofreram um sobreaquecimento que os levou a uma temperatura próxima de 101 °C e, conseqüentemente, a uma perda de 6,1 % na ampacidade da linha. Já a canaleta proporcionou um aquecimento de aproximadamente 97 °C e, portanto uma perda de 4,6 % na capacidade de condução de corrente dos cabos. É interessante ressaltar que, como mostrado na Figura 4.35, as blindagens fechadas proporcionam uma atenuação mais uniforme ao longo do espaço que as outras técnicas avaliadas anteriormente. Ou seja, o mesmo fator de atenuação foi obtido em toda a extensão horizontal avaliada. Obviamente, este resultado só foi possível devido à consideração de uma linha/blindagem longitudinalmente infinita. Porém, caso esta consideração seja razoável no trecho analisado, resultados semelhantes são esperados. Além disso, por criar um caminho de baixa relutância nas proximidades dos cabos, este tipo de blindagem permite confinar as linhas de campo nessa região, minimizando o “vazamento” de campo presente nas blindagens abertas, como ilustrado na Figura 4.38, o que contribui para os elevados valores no fator de redução obtidos.

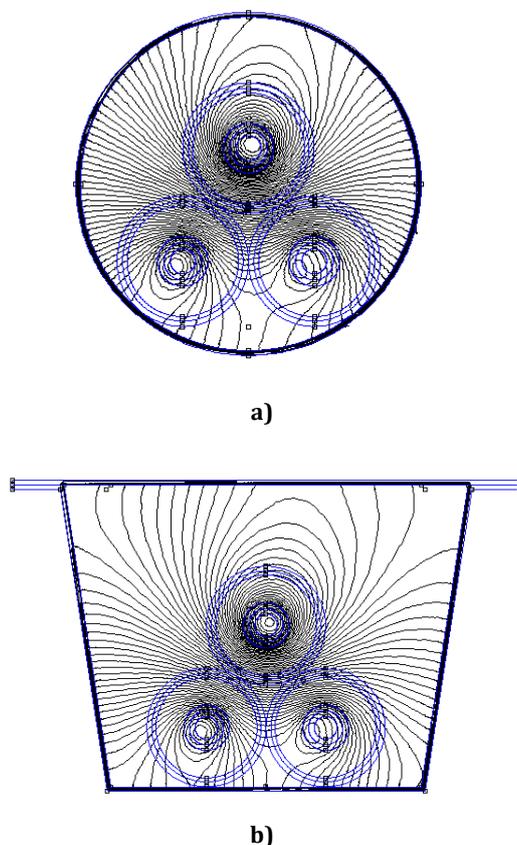


Figura 4.38 - Linhas de campo na presença de blindagem fechada: a) Tubo; b) Canaleta

A Figura 4.35 também mostra a importância de se manter uma boa conexão elétrica entre a tampa e a base da canaleta. Com o contato perfeito, ou seja, ao se considerar que ambas as partes formam um circuito elétrico fechado, o fator de redução é quase 3 vezes superior àquele obtido quando são consideradas como circuitos desacoplados.

É interessante observar que, assim como comentado no capítulo 1, a eficiência desse tipo de blindagem está diretamente ligada ao valor da permeabilidade magnética e condutividade elétrica do material empregado, além, é claro, das dimensões da blindagem. Dessa maneira, se, ao invés do aço SAE 1018, fosse utilizado outro material com propriedades elétricas e magnéticas superiores, certamente níveis de atenuação ainda maiores seriam alcançados, porém com um custo mais elevado.

Outro aspecto importante que merece atenção diz respeito à viabilidade prática de construção desses dois tipos de blindagens fechadas. Embora o tubo apresente maior eficiência para atenuação do campo, em situações nas quais o trecho da linha apresente curvas acentuadas, torna-se impraticável sua aplicação. Além disso, este tipo de blindagem impossibilita a inserção e assentamento do *backfill*, sendo o preenchimento de seus espaços vazios realizados com bentonita. Estes problemas podem ser contornados com a utilização da canaleta fechada, que, embora inferiores ao tubo, também oferece elevados valores de atenuação do campo.

4.7 Conclusões

Este capítulo apresentou resultados computacionais relativos à eficiência de diversas configurações de blindagem do campo magnético gerado por linhas de transmissão subterrânea. Um arranjo típico de linha foi considerado para realização das simulações, e 4 soluções para atenuação do campo foram avaliadas: rearranjo dos condutores, *loops* passivos, blindagens abertas e fechadas. Um resumo dos resultados obtidos é mostrado na Tabela 4-3.

Deve-se ressaltar também que, nas Figuras 4.17, 4.23, 4.30 e 4.38, a assimetria notada em relação aos lados direito e esquerdo nas linhas de campo não era de fato esperada. Assim como em [4], esta assimetria foi notada nas proximidades dos condutores, na presença das blindagens. Entretanto, como não se teve acesso à forma com que o FEMM esboça essas linhas, não foram obtidas explicações conclusivas para este fenômeno.

Tabela 4-3 - Resumo dos resultados obtidos.

Configuração de blindagem		FR máximo	FR médio	Perda de atenuação(% da nominal)
Rearranjo dos cabos	Aproximação para 10 cm	3	3	9,67
	Profundidade de 2m	1,43	1,24	3,51
	Arranjo vertical	1	1	0
	Arranjo triangular	1,41	1,41	0,48
Loops passivos	8 loops	2,05	1,85	0,6
Blindagem aberta (cobre)	Placa plana	2,11	1,88	0
	"U" invertido	10,49	9,23	0,24
	Configuração em "H"	12,71	9,74	-1,21
Blindagem aberta (alumínio)	Placa plana	2,02	1,82	0,6
	"U" invertido	8,27	7,45	0,97
	Configuração em "H"	10,89	8,45	-0,6
Blindagem aberta (aço)	Placa plana	1,22	1,15	1,45
	"U" invertido	4,27	3,68	5,08
	Configuração em "H"	4,47	3,73	3,87
Blindagem fechada (aço)	Canaleta_ ComContato	32,51	32,24	4,67
	Canaleta_ Sem contato	12,7	12,23	4,64
	Tubo	44,83	44,46	6,15

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

5.1 Conclusões

Este trabalho apresentou uma metodologia para o cálculo do campo magnético e da distribuição de temperatura nas proximidades de uma linha de transmissão subterrânea, considerando a presença de dispositivos para a blindagem do campo magnético. Para isso, foi utilizado o programa FEMM, que se baseia no método dos elementos finitos para solução das equações diferenciais correspondentes. Tanto o cálculo do campo, quanto da temperatura, foram devidamente validados por meio de comparações com resultados obtidos a partir de soluções analíticas e numéricas. Particularmente para a determinação do campo magnético, foi possível, também, confrontar alguns dos resultados computacionais com experimentais obtidos com medições realizadas no Laboratório de Extra Alta Tensão da UFMG.

A partir da metodologia desenvolvida, foi realizado um estudo de casos para diversas configurações de blindagens, obtendo-se resultados quantitativos acerca da eficiência de cada método e de seu impacto na capacidade de corrente admissível do sistema. Tal estudo é um guia extremamente útil para situações nas quais seja necessário adotar algum tipo de blindagem do campo. A partir dos resultados obtidos, pode-se estimar qual configuração é mais indicada em função dos níveis de atenuação demandados para diferentes situações.

A seguir, é apresentado um breve resumo dos principais resultados obtidos no estudo de casos para cada uma das configurações de blindagens avaliadas.

5.1.1 *Rearranjo dos cabos*

5.1.1.1 *Aproximação dos cabos*

A aproximação dos cabos pode se tornar interessante na busca por atenuações do campo, pois, como discutido, para pontos relativamente distantes da linha, o campo é diretamente proporcional à separação entre as fases. Ou seja, quanto mais próximas estiverem as fases, menor é o campo resultante. Além disso, este tipo de solução não oferece praticamente nenhum custo adicional na construção da linha, uma vez que a distância entre os condutores é definida ainda na fase de projeto. Contudo, o

sobreaquecimento causado pela maior proximidade dos cabos pode tornar proibitiva sua aplicação.

Para o caso estudado neste capítulo, ao se aproximar os condutores da linha, mantendo-os a uma distância de 10 cm entre si, apesar da atenuação de 3 vezes na intensidade do campo alcançada, notou-se um sobreaquecimento de aproximadamente 17 °C em relação à temperatura de operação e, conseqüentemente, uma perda de ampacidade de aproximadamente 10 %.

5.1.1.2 Profundidade dos cabos

Como o campo decai com a distância da linha, ao se aumentar a profundidade com que os cabos estão enterrados, menor é sua intensidade nas proximidades da superfície do solo. O exemplo avaliado mostrou que um incremento de 0,5 m na profundidade da linha resultou em um fator de redução máximo de aproximadamente 1,41. Contudo, esta atenuação é notada apenas na região central (logo acima dos cabos), sendo que nos pontos laterais quase nenhuma mitigação do campo foi alcançada. Além disso, devido ao aumento na resistência térmica do meio externo aos cabos, ocorre um sobreaquecimento dos condutores para o valor de 95,61 °C, resultando em uma redução de 3,5 % na ampacidade da linha.

5.1.1.3 Configuração dos cabos

O arranjo vertical praticamente não altera o perfil do campo, assim como também não mostra nenhum impacto em sua capacidade de condução de corrente. Como discutido, esse tipo de geometria geralmente é utilizado para linhas constituídas por dois circuitos, onde os custos de obras civis são reduzidos através da redução da largura da vala. O arranjo em triângulo contribui para menores intensidades do campo magnético, considerando a mesma distância entre as fases. Com esta configuração, um fator de redução de 1,41, uniforme ao longo de toda região, é obtido. Adicionalmente, um sobreaquecimento de aproximadamente 0,7 °C é atingido e, por isso, uma redução de 0,5 % na capacidade de condução da linha ocorre. Dessa forma, apesar de sempre se mostrar como melhor alternativa para atingir menores níveis de campo magnético, nem sempre é possível instalar os cabos em uma configuração triangular.

5.1.2 Loops passivos

A utilização de *loops* passivos é uma alternativa muito atraente devido, principalmente, à sua facilidade de instalação, além do pequeno impacto na ampacidade da linha.

Para a situação analisada, atenuações entre 1,7 e 2 vezes foram obtidas na região de interesse com a utilização de 8 *loops* dispostos 30 cm acima dos condutores da linha. Entretanto, uma queda de 0,6 % na capacidade de condução foi observada, devido ao sobreaquecimento de aproximadamente 1°C causado pela presença dos laços. Dessa maneira, para situações nas quais atenuações da ordem de 2 vezes sejam suficientes, os resultados sugerem que a inserção de *loops* passivos mostra-se uma ótima alternativa.

5.1.3 Blindagens abertas

Foram estudados 3 tipos de blindagens abertas, quais sejam: chapa horizontal, em “U” invertido e em “H”; tendo sido analisados 3 materiais diferentes: cobre, alumínio e aço.

5.1.3.1 Placa horizontal

Para os casos avaliados, a utilização da placa plana horizontal se mostrou pouco eficiente, apresentando fator de redução máximo no valor de aproximadamente 2, tanto para o cobre como para o alumínio. Além disso, esta atenuação é atingida apenas na região central da placa, ou seja, a mesma mitigação do campo não é conseguida nas partes laterais do domínio. O aço se mostrou desvantajoso, pois, além de se mostrar pouco eficiente para atenuação do campo (fator de redução máximo igual a 1,15), causou uma redução de aproximadamente 1 % na ampacidade da linha.

Apesar de apresentar condutividade elétrica muito superior, a placa de cobre obteve resultados semelhantes aos da chapa de alumínio, sendo que esta última provocou uma queda de 0,6 % na capacidade de condução da linha.

5.1.3.2 Configuração em “U” invertido

Em termos da atenuação do campo, a configuração em “U” invertido se mostrou mais eficiente que a placa horizontal. Assim como anteriormente, a utilização do aço é a menos eficiente, pois, além de proporcionar níveis mais reduzidos de atenuação (fator de

redução máximo igual a 4,27 contra 10,49 e 8,27 do cobre e alumínio, respectivamente), este material proporcionou uma queda de aproximadamente 5 % na ampacidade da linha.

Nesta situação, os resultados mostraram que, embora apresente custos mais elevados, o cobre é mais eficiente que o alumínio. Isso porque, além de apresentar fator de redução em torno de 23 % superior, as placas de cobre causaram um impacto menos pronunciado na capacidade de condução da linha, com uma redução de 0,24 % do valor nominal, contra aproximadamente 1 % ocasionados pelas placas de alumínio.

5.1.3.3 Configuração em “H”

De todas as blindagens abertas analisadas, a configuração em “H” se mostrou a mais eficiente. Além de proporcionar atenuações mais acentuadas no campo magnético, chegando a atingir fator de redução no valor de 12,71 e 10,89 para o cobre e o alumínio, respectivamente, com estes dois materiais houve uma melhora na dissipação do calor gerado, elevando a capacidade de condução de corrente da linha (em 1,21 % para o cobre e 0,60 % para o alumínio). Além disso, mesmo para pontos lateralmente distantes, ainda foi possível atingir reduções no campo de 7 a 8 vezes.

Novamente, o aço se mostrou menos eficiente em relação aos outros materiais. Como anteriormente, ele apresentou os níveis mais baixos de atenuação, com fator de redução máximo de 4,47, associado a uma redução na ampacidade da linha de aproximadamente 4 %.

5.1.4 Blindagens fechadas

Para situações nas quais uma atenuação demasiadamente elevada deve ser atingida (fator de redução superior a 20), as blindagens fechadas se mostraram as mais indicadas. Duas configurações foram avaliadas: canaleta fechada e tubular, sendo que ambas são constituídas de aço e possuem dimensões semelhantes.

5.1.4.1 Canaleta

Duas situações distintas foram avaliadas em relação à canaleta fechada: uma considerando um contato elétrico perfeito entre a base e a tampa e outra considerando que nenhum contato elétrico existia. Na primeira situação, atenuações de

aproximadamente 32 vezes foram atingidas, enquanto que, na segunda, um fator de redução de apenas 12 foi alcançado. Em relação ao impacto na operação da linha, em ambas as situações foram notadas uma redução de 4,6 % em sua ampacidade.

5.1.4.2 Tubos

De todas as configurações de blindagem estudadas neste trabalho, a tubular foi aquela que apresentou maior atenuação do campo. Os resultados mostraram que, para a situação analisada, um fator de redução de 44 foi atingido ao longo de toda a região de interesse. Todavia, a presença do tubo cilíndrico causou uma elevação de temperatura para aproximadamente 100 °C nos condutores e, conseqüentemente, uma perda de ampacidade de 6,15 %.

5.2 Propostas de continuidade

Os principais resultados obtidos neste trabalho foram alcançados por meio de simulações computacionais. Dessa maneira, um próximo passo natural de continuação do trabalho é a busca por uma validação experimental de tudo o que foi discutido. Neste intuito, já se encontra em andamento o planejamento da construção de um protótipo de uma linha subterrânea no Laboratório de Extra Alta Tensão da UFMG para que as situações realizadas via simulação possam ser repetidas experimentalmente.

Além disso, outra tarefa de extrema importância para a seleção da blindagem a ser utilizada é um estudo cuidadoso sobre o custo real da instalação da configuração escolhida, ou seja, não só a quantificação da perda de capacidade de condução de corrente é importante, mas também o custo (materiais, mão de obra, instalação, etc) associado a cada tipo de blindagem é também crucial para que se possa optar por um ou outro método.

Apesar de, no estudo de casos, terem sido contempladas diferentes configurações de blindagens para o campo, as dimensões geométricas consideradas (distância em relação à linha, espessuras, larguras, diâmetros, etc) foram fixas, baseadas nos valores de uma instalação real. Assim sendo, pode-se realizar também uma avaliação das diferentes blindagens considerando-se uma maior “liberdade” na obra civil. Em outras palavras, pode-se pensar em outras formas de se posicionar os arranjos, que permitam, por

exemplo, uma aproximação maior das blindagens em relação à linha, o que provavelmente acarretará em níveis mais elevados de atenuação.

Além de constituições geométricas diferentes, outras formas de blindagem do campo que não foram contempladas neste trabalho podem ser analisadas, como por exemplo, a blindagem ativa e a blindagem passiva por meio de loops com alto acoplamento magnético.

Como discutido ao longo do texto, as dimensões das blindagens podem influenciar de maneira significativa na eficiência da blindagem. Portanto, um estudo aprofundado com o objetivo de otimizar a eficiência da blindagem em relação às possíveis dimensões aplicáveis, em função do custo total, deve também ser realizado para que se possa ter maior clareza de qual método é mais indicado em diferentes situações.

Ainda com relação a futuros desenvolvimentos, cabe o comentário apresentado na sequência. Em todas as simulações computacionais realizadas foi considerado que as linhas eram infinitamente longas para que o problema se restringisse a duas dimensões. No entanto, existem situações nas quais essa consideração não se torna possível de ser tomada. Por exemplo, como não é possível lançar os cabos inteiramente ao longo de toda a linha, existem algumas regiões nas quais são feitas emendas nos mesmos. Essas localizações se tornam pontos críticos, pois, normalmente as fases são afastadas, para facilitar a manutenção dos cabos. Dessa maneira, acima dessas caixas de emenda o campo magnético é mais elevado do que em um trecho normal da linha e, portanto, provavelmente irá se constituir em uma região na qual uma blindagem deverá ser aplicada. Contudo, uma caixa de emenda dificilmente possui extensão superior a oito metros, o que, dependendo da situação, pode tornar inviável a consideração de que os cabos são infinitamente longos. Uma alternativa é a utilização de programas que utilizam o método dos elementos finitos em três dimensões, o que garantiria resultados mais condizentes com a realidade.

BIBLIOGRAFIA

- [1] "ICNIRP – International Commission on Non-Ionizing Radiation Protection: Guidelines for limiting exposure to time-varying electric and magnetic fields (1 Hz to 100 kHz). Disponível em: <http://www.icnirp.de/documents/LFgdl.pdf>," 2010. [Online].
- [2] Moreira, R. O. C. "Avaliação teórico experimental de campos magnéticos nas proximidades das linhas de transmissão subterrâneas,," Dissertação de mestrado em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, 2011.
- [3] Maoli, P. "Electro Magnetic Fields: the theory Short consideration and techniques for mitigation," Prysmian Group, Milan, 2012.
- [4] CIGRÉ Working Group C4.204, "Guidelines for mitigation techniques of power-frequency magnetic fields originated from electric power systems, TB 373," 2009.
- [5] Lesur, F. "EMF Conductor management of underground cable systems," in *8th International Conference on Insulated Power Cables*, Versailles - França, 2011.
- [6] Bascom, E.; Banker, W.; Boggs, S. "Magnetic Field Management Considerations for Underground Cable Duct Bank," in *Transmission and Distribution Conference and Exhibition, 2005/2006 IEEE PES*, Dallas, 2006, pp. 414 - 420.
- [7] Hasselgren, L.; Luomi, J. "Geometrical aspects of magnetic shielding at extremely low frequencies," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 37, no. 3, pp. 409-420, Agosto 1995.
- [8] Du, Y.; Cheng, T.; Farag, A. "Principles of power-frequency magnetic field shielding with flat sheets in a source of long conductors," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 38, no. 3, pp. 450 - 459, Agosto 1996.
- [9] de Souza, M. "Estudo de materiais e técnicas para blindagem de campos magnéticos de frequências industriais," Tese de doutorado. Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2004.
- [10] Oliveira, F. G. "Estudo de instalações de linhas subterrâneas de alta tensão com relação a campos magnéticos,," Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.
- [11] del Pino Lopez, J. C.; Romero, P.C. "Influence of Different Types of Magnetic Shields on the Thermal Behavior and Ampacity of Underground Power Cables," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 26, no. 4, pp. 2659 - 2667, Outubro 2011.
- [12] Cruz, P. C; Izquierdo, C.; Burgos, M.; Ferrer, L.; Soto, F.; Llanos, C. "Magnetic field mitigation in power lines with passive and active loops," Session 36-107, Paris: Cigré , 2002.

- [13] del Pino Lopez, J. C.; Romero, P. C. "The Effectiveness of Compensated Passive Loops for Mitigating Underground Power Cable Magnetic Fields," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 26, no. 2, pp. 674 - 683, Abril 2011.
- [14] Murta, M. L. "Blindagem ativa de campos magnéticos em baixa frequência.," Tese de Doutorado. Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, Outubro de 2002.
- [15] Canova, A.; Giaccone, L. "Magnetic field mitigation of power cable by high magnetic coupling," in *20th International Conference on Electricity Distribution. Paper N° 0163*, Praga, 2009.
- [16] Kaune, W.; Zaffanella, L. "Analysis of magnetic fields produced far from electric power lines," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 7, no. 4, pp. 2082 - 2091, Outubro 1992.
- [17] Canova, A.; Manzin, A.; Tartaglia, M. "Evaluation of different analytical and semi-analytical methods for the design of ELF magnetic field shields," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 38, no. 3, pp. 788 - 796, Maio/Junho 2002.
- [18] Frix, W.; Karady, G. "A circuital approach to estimate the magnetic field reduction of nonferrous metal shields," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 39, no. 1, pp. 24 - 32, Fevereiro 1997.
- [19] Moreno, P.; Olsen, R. "A simple theory for optimizing finite width ELF magnetic field shields for minimum d," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 39, no. 4, pp. 340 - 348, Novembro 1997.
- [20] Machado, V. M. "Magnetic Field Mitigation Shielding of Underground Power Cables," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 48, no. 2, pp. 707 - 710, Fevereiro 2012.
- [21] Labridis, D.; Hatzithanassiou, V. "Finite element computation of field, forces and inductances in underground SF6 insulated cables using a coupled magneto-thermal formulation," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 30, no. 2, pp. 1407 - 1415, Julho 1994.
- [22] Sadeghi, S.; Mirsalim, M.; Isfahani, A. H.; Salehi, M. "Finite Element Method for the Prediction of Magnetic Fields in Underground SF6 Insulated Cables," in *9th International Multitopic Conference, IEEE INMIC 2005*, Dezembro 2005, pp. 1 - 4.
- [23] Meeker, D. C. "Finite Element Method Magnetics." [Online]. <http://www.femm.info>
- [24] Chen, Q.; Konrad, A. "A review of finite element open boundary techniques for static and quasi-static electromagnetic field problems," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 33, no. 1, pp. 663 - 676, Janeiro 1997.
- [25] Jin, J. "*The finite element method in electomagnetism*", 2nd ed. New York: Jhon Wiley & Sons, INC, 2002.
- [26] CIGRÉ - BRASIL CE B1 Cabos isolados., "Curso sobre linha de transmissão subterrânea: projeto, construção, instalação e manutenção," São Paulo, 2009.

- [27] Neher, J. H.; Mcgrath, M. H. "The Calculation of the Temperature Rise and Load Capability of Cable Systems," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers Power Apparatus and Systems, Part III*, vol. 76, no. 3, pp. 752 - 764, Abril 1957.
- [28] CEMIG - D, "Detalhes técnicos cabo FOREX AL/XLPE - 138 kV," 2011.
- [29] "Electric Cables-Calculation of Current Ratings-Part 1: Current Rating Equations (100% Load Factor) and Calculation of Losses-Section-General," IEC 60287-1-1, 2006.
- [30] "Electric Cables-Calculation of Current Ratings-Part 2: Thermal Resistance-Calculation of thermal resistance," IEC 60287-2-1,2006.
- [31] "Electric Cables- Calculation of Current Ratings-Part 3: Sections on operating conditions - Reference operating conditions and selection of cable type," IEC 60287-3-1,2006.
- [32] Kellow, M. A. "A Numerical Procedure for the Calculation of the Temperature Rise and Ampacity of Underground Cables," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS100, no. 7, pp. 3322 - 3330, Julho 1981.
- [33] Anders, G.; Chaaban, M.; Bedard, N.; Ganton, R. "New approach to amapacity evaluation of cables in ducts sing finite element technique," *IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. PWRD-2, No. 4, October 1987*, vol. 2, no. 4, pp. 969 - 975, Outubro 1987.
- [34] Flatabo, N. "Transient Heat Conduction Problem in Power Cables Solved by the Finite Element Method," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS92, no. 1, pp. 56 - 63, Janeiro 1973.
- [35] León, F.; Anders, G. "Effects of Backfilling on Cable Ampacity Analyzed With the Finite Element Method," *IEEE TRANSACTIONS ON POWER DELIVERY*, vol. 23, no. 4, pp. 537 - 543, Abril 2008.
- [36] Buonanno, G.; Carotenuto, A.; Dell'Isola, M.; Villacci, D. "Effect of radiative and convective heat transfer on thermal transients in power cables," *Generation, Transmission and Distribution, IEE Proceedings*, vol. 142, no. 4, pp. 436 - 444, Julho 1995.
- [37] Mesquita, R. C. "Cálculo de Campos Eletromagnéticos tridimensionais utilizando elementos finitos: magnetostática, quase estática e aquecimento indutivo.," Tese de Doutorado. Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Tese de Doutorado 1990.
- [38] Mitchell, J. K.; Abdel-Hadi, O. N. "Temperature distributions around cables," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS98, no. 4, pp. 1158 - 1166, Julho 1979.
- [39] Hanna, M. A.; Chikhani, A. Y.; Salama, M. M. A. "Thermal analysis of power cables in multi-layered soil.," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 9, no. 1, pp. 572 - 578, Janeiro 1994.

- [40] Neher, J. H. "The temperature rise of buried cables and pipes," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, vol. 68, no. 1, pp. 9 - 21, Julho 1949.
- [41] Hwang, C. "Calculation of thermal fields of underground cable systems with consideration of structural steels constructed in a duct bank," *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 144, no. 6, pp. 541 - 545, Novembro 1997.
- [42] CIGRÉ, "Current ratings of cables buried in partially dried out soil," *Electra*, n.104, 1986.
- [43] Almeida, G. R. "Tecnologia para linhas de transmissão instaladas diretamente enterradas em solos sujeitos a instabilidade térmica e hidrológica," Tese de doutorado. Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011.
- [44] Sinclair, W. A.; Buller, F. H.; Benham, C. B. "Soil Thermal Characteristics in Relation to Underground Power Cables AIEE Committee Report-IV," *Part III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers Power Apparatus and Systems*, vol. 79, no. 3, pp. 792-844, Abril 1960.
- [45] Donazzi, F.; Occhini, E.; Seppi, A. "Soil thermal and hydrological characteristics in designing underground cables," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 126, no. 6, pp. 506 - 516, Junho 1979.
- [46] Anders, G.; Radhakrishna, H. "Power cable thermal analysis with consideration of heat and moisture transfer in the soil," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 3, no. 4, pp. 1280 - 1288, Outubro 1988.
- [47] Gouda, O. E.; Dein, A. Z. E.; Amer, G. M. "Effect of the Formation of the Dry Zone Around Underground Power Cables on Their Ratings," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 26, no. 2, pp. 972 - 978, Abril 2011.
- [48] CIGRÉ, "Determination of a value of critical temperature rise for a cable backfill material," *Electra* No. 145, Study Committee 21 (High Voltage Insulated Cables), 1992.