

João Américo de Castro Júnior

**Uma Nova Configuração de Sistemas de Acionamento: Conexão  
Retificador-Inversor através de Cabos Longos – Análise da  
Economia de Cobre e da Proteção do Sistema contra Faltas**

Orientador: Prof. Dr. Hélder de Paula

Belo Horizonte, MG

UFMG / PPGEE

Março de 2010

João Américo de Castro Júnior

**Uma Nova Configuração de Sistemas de Acionamento: Conexão  
Retificador-Inversor através de Cabos Longos – Análise da  
Economia de Cobre e da Proteção do Sistema contra Falhas**

Orientador: Prof. Dr. Hélder de Paula

Dissertação submetida à banca examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, como um dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Belo Horizonte, MG

UFMG / PPGEE

Março de 2010

## *Dedicatória*

*Este trabalho é dedicado ao meu pai, João Américo de Castro.*

*A Minha mãe, Dulciana Rattes Máximo de Castro.*

*E a minha família.*

## **Agradecimentos**

Agradeço em primeiro lugar a Deus e minha família, meus pais, irmãos. Ao carinho e atenção de meu avô José Máximo, avó Dilce e tios José Máximo Júnior e José Flavio.

Ao meu orientador, Dr. Hélder de Paula, sem a ajuda do qual não teria conseguido atingir estes resultados. Aos professores Dr. Braz de Jesus, Dr. Alessandro Moreira e Dr. Porfírio Cortizo que me acompanharam desde a graduação.

Em especial gostaria de agradecer ao engenheiro Paulo Gustavo Arrieiro pelo apoio, e a Lauriana Moura pela amizade e companherismo.

## **Resumo**

Problemas associados a sistemas de acionamento PWM utilizando cabos longos encontram-se já bastante difundidos na literatura. Soluções baseadas em filtros são tradicionalmente empregadas para minimizar os indesejáveis fenômenos de alta frequência que se manifestam em tais sistemas, mas que, por sua vez, fomentam novas discussões acerca de seu tamanho, peso, custo e perdas elétricas envolvidas. Neste contexto, o conceito de uma configuração não-convencional para sistemas de acionamento é apresentado neste trabalho, onde o cabo longo requerido é utilizado na conexão do retificador ao inversor, estabelecendo-se assim uma linha de transmissão em corrente contínua. Uma outra importante vantagem associada a esta alternativa é a redução do volume de cobre requerido para a transmissão de energia em relação à configuração tradicional, cuja correta determinação é o objetivo principal do presente trabalho. Um estudo abrangendo importantes questões relacionadas à proteção deste sistema com relação a faltas na conexão CC é também apresentado.

Palavras-Chave: Acionamentos PWM, Cabos Longos, Economia de Cobre, Proteção contra Faltas, Transmissão em Corrente Contínua.

## **Abstract**

Problems involving long cable PWM motor drive systems are well documented in the literature. Solutions based on passive filters are traditionally used to suppress the undesired high-frequency phenomena that take place in such systems, but, in turn, bring up new considerations concerning filter size, weight, cost and electrical losses. In this context, the concept of an alternative motor drive system that overcome all these problems is outlined in this work, where the long cable is used to connect the rectifier to the inverter, thus establishing a DC power transmission link. Another important advantage of such system is the lower amount of copper required for the power transmission in comparison to the traditional configuration, whose accurate calculation is the main goal of the present work. A study concerning important issues regarding the system protection against faults within the DC link is also presented.

Index Terms: DC Power Transmission, Drive System Fault Protection, Copper Economy, Long Cables, PWM Motor Drives.

# Sumário

Resumo	i
Abstract	ii
Lista de Tabelas	vii
Lista de Figuras	viii
Nomenclatura	xiii
Capítulo 1 – Introdução Geral	1
1.1 – Acionamento de motores em velocidade variável	1
1.1.1 – Sobretensões transitórias nos terminais do motor	3
1.1.2 – Correntes de alta frequência em acionamentos PWM	5
1.1.3 – Distorção da forma de onda de tensão nos terminais do motor	8
1.1.4 – Circulação de correntes reativas pela linha de transmissão	9
1.2 – Métodos para a mitigação dos fenômenos indesejáveis de alta frequência	10
1.3 – Topologia de acionamento alternativa de motores de indução	13
1.4 – Objetivos da dissertação	16
1.5 – Estrutura do texto	17
Capítulo 2 – Caracterização do Conteúdo Harmônico da Corrente nos Cabos dos Sistemas de Acionamento	20
2.1 – Considerações iniciais	20
2.2 – Capacidade de transmissão de energia em corrente contínua e alternada	20
2.2.1 – Particularização da análise para o sistema de acionamento PWM	22
2.2.1.1 – Corrente de entrada do inversor	24
2.2.1.2 – Corrente de saída do retificador	26
2.3 – Análise computacional do sistema de acionamento PWM	28
2.4 – Discussão dos resultados obtidos através de simulações	31
2.4.1 – Comparação entre as componentes fundamentais das correntes nas linhas CA e CC dos sistemas de acionamento	31
2.4.2 – Conteúdo harmônico de corrente nos cabos de potência	34
2.4.2.1 – Conteúdo harmônico das correntes nas linhas trifásicas CA (sistema tradicional)	35
2.4.2.2 – Conteúdo harmônico de corrente nos cabos CC do sistema de acionamento alternativo	38

2.4.2.2.1 – Estrutura de filtro “A”: Banco de capacitor conectado nos terminais CC do retificador	38
2.4.2.2.2 – Estrutura de filtro “B”: Banco de capacitores instalado diretamente nos terminais de entrada do inversor	43
2.4.2.2.3 – Estrutura de filtro “C”: Reator entre os terminais do cabo CC e do retificador, e banco de capacitores posicionado na entrada do inversor	45
2.4.2.2.3.1 – Especificação para o indutor do filtro “C”	46
2.4.2.2.3.2 – Conteúdo harmônico da corrente nos cabos CC utilizando a topologia de filtro “C”	48
2.4.2.2.4 – Aproveitamento da indutância distribuída do cabo para a filtragem dos harmônicos	50
2.5 – Considerações finais	53
Capítulo 3 – Dimensionamento dos Cabos Através de sua Capacidade de Condução de Corrente – Limite Térmico	55
3.1 – Considerações iniciais	55
3.2 – Resistências elétricas das linhas CA e CC	60
3.2.1 – Dedução no domínio da frequência da impedância de um condutor cilíndrico considerando o efeito pelicular	61
3.2.2 – Determinação da resistência de condutores levando em consideração o efeito proximidade	65
3.3 – Perdas elétricas nos condutores da linha CA (sistema tradicional)	68
3.4 – Perdas elétricas nas linhas do sistema de acionamento alternativo (CC)	71
3.4.1 – Perdas nos condutores CC incluindo os efeitos pelicular e proximidade	72
3.4.2 – Perdas nos condutores CC considerando apenas o efeito pelicular	73
3.5 – Determinação da resistência térmica interna do cabo	74
3.6 – Determinação da resistência térmica externa ao cabeamento	75
3.6.1 – Método iterativo para o cálculo da diferença de temperatura entre a superfície do cabo e o ambiente ( $\Delta\theta_s$ )	76
3.7 – Determinação da elevação de temperatura e especificação dos cabos para as linhas CC e CA	77
3.7.1 – Influência do fator de potência do motor no dimensionamento dos condutores da linha trifásica	80

3.8 – Considerações finais	82
Capítulo 4 – Dimensionamento dos Cabos com Base no Critério da Máxima Queda de Tensão Admissível	84
4.1 – Considerações iniciais	84
4.2 – Queda de tensão no circuito de acionamento de motores tradicional (linha CA)	85
4.3 – Queda de tensão nos cabos do sistema de acionamento alternativo (Linha CC)	86
4.4 – Queda de tensão máxima permitida pela ABNT NBR 5410	87
4.5 – Influência da reatância indutiva dos cabos na queda de tensão no sistema de acionamento tradicional (CA)	89
4.6 – Economia de cobre proporcionada pelo sistema de acionamento alternativo do ponto de vista do critério de queda de tensão	91
4.7 – Confronto dos critérios de dimensionamento dos condutores – queda de tensão e térmico	93
4.7.1 – Relação entre o volume de cobre requerido pelo cabeamento de ambos os sistemas de acionamento, considerando conjuntamente os critérios térmico e de queda de tensão.	99
4.8 – Considerações finais	102
Capítulo 5 – Avaliação de Sobrecorrentes e Sobretensões no Sistema de Acionamento e de Estratégias para sua Redução	104
5.1 – Considerações iniciais	104
5.2 – Estratégias de proteção de sobrecorrentes: revisão bibliográfica	105
5.3 – Estudos de casos associados a fenômenos transitórios no âmbito do sistema de acionamento alternativo	110
5.3.1 – Análise das sobrecorrentes decorrentes da energização do banco de capacitores	112
5.3.2 – Investigação da operação do sistema submetido a faltas nos cabos CC	115
5.3.2.1 – Contribuição do banco de capacitores e do motor para corrente de defeito	116
5.3.2.1.1 – Faltas bipolar e bipolar-terra	116
5.3.2.1.2 – Falta monopolar-terra	124
5.3.2.2 – Contribuição da ponte retificadora durante faltas nos cabos CC	125

5.3.2.2.1 – Uso de uma ponte retificadora a tiristores para a extinção da corrente de falta	128
5.3.3 – Sobretensão na linha CC	130
5.4 Considerações finais	133
Capítulo 6 – Conclusões Finais	136
Referência Bibliográfica	143
Apêndice A – Metodologia para a Modelagem dos Cabos Empregada neste Trabalho	148
A.1 – Variação dos parâmetros do cabo com a frequência	148
A.2. – Determinação dos Parâmetros do Cabo	150
A.3 – Transformação Modal	151
A.4 – Determinação do Circuito “N-Ramos”	153
A.5 – Inclusão do caminho de retorno das correntes pelo plano de terra	155
A.5.1 – Comparação entre a metodologia proposta com o modelo disponibilizado pelo <i>software Matlab / Simulink</i>	158

## Lista de Tabelas

2.1 – Indutores utilizados para a topologia de filtro “C”	48
2.2 – THD de corrente nos cabos CC para diferentes comprimentos de linha, estruturas de filtro e potências dos motores	52
3.1 – Cálculo da resistência pelo método proposto em comparação com formulações apresentadas na norma ABNT NBR 11301	64
3.2 – Cálculo da resistência pelo método proposto em comparação com os resultados da rotina “ <i>Cable Constants</i> ”	65
3.3 – Razão entre o valor de resistência incluindo ambos os efeitos proximidade e pelicular por aquele considerando apenas o efeito pelicular	67
3.4 – Potência dissipada por metro de cabo da linha trifásica	70
3.5 – Razão entre perdas incluindo os efeitos proximidade e pelicular por considerando apenas efeito pelicular na determinação das resistências elétricas	72
3.6 – Perdas elétricas por metro de condutor na linha CC	74
3.7 – Constantes $Z$ , $E$ e $g$ para o cálculo de $h$ , extraídos da norma NBR 11301	76
3.8 – Economia de cobre proporcionada pela transmissão em corrente contínua, em comparação com o sistema de acionamento tradicional – 100 metros de cabo	78
3.9 – Economia de cobre proporcionada pela transmissão em corrente contínua, em comparação com o sistema de acionamento tradicional – 350 metros de cabo	78
4.1 – Resistências elétricas e reatâncias indutivas de fios e cabos isolados em PVC	93
A1 – Parâmetros por unidade de comprimento do circuito de modo diferencial representativo do cabo de 70 mm <sup>2</sup> de bitola.	154
A.2 – Breve comparação entre modelos “N-Ramos” e parâmetros dos cabos obtidos através da rotina <i>Cable Constants</i> da plataforma ATP.	155

## Lista de Figuras

1.1 – Tensão na saída de um conversor VSI-PWM	3
1.2 – Sistema de acionamento tradicional com longos cabos de potência interligando o conversor ao motor	3
1.3 – Tensão nos terminais do inversor e motor para o acionamento através de 20 metros de cabos	5
1.4 – Correntes de alta frequência presentes em acionamentos PWM tradicionais	6
1.5 – Tensão entre fase e ponto médio do barramento CC ( $V_a$ , $V_b$ , $V_c$ ) e tensão de modo comum ( $V_{mc}$ )	7
1.6 – Tensão de modo comum e corrente pelo plano de terra, em um sistema de acionamento com 440 V de tensão de linha, utilizando um cabo de 35 mm <sup>2</sup> com 20 metros de extensão	8
1.7 – Resposta em frequência de um cabo tripolar de 4 mm <sup>2</sup> com 1000 metros de extensão	9
1.8 – Topologia de acionamento alternativa, envolvendo a transmissão de energia em corrente contínua	14
2.1 – Fluxo de potência e correntes em um sistema de acionamento PWM – VSI	23
2.2 – Quadrado da razão entre o valor rms da componente alternada da corrente de entrada do inversor e corrente fundamental de saída	25
2.3 – Retificador trifásico de seis pulsos a diodos	26
2.4 – Sistemas de acionamento alternativo e tradicional	28
2.5 – Três configurações distintas de filtro no barramento CC	31
2.6 – Razão entre a corrente média no cabo CC ( $I_{cc}$ ) pelo valor rms da componente fundamental da corrente na linha CA ( $I_{CA}^{RMS}$ ), durante o acionamento de cargas de conjugado constante ou quadrático	32
2.7 – <i>Zoom</i> no conteúdo harmônico das correntes nos cabos CA operando na região linear de modulação	37

2.8 – Conteúdo harmônico da corrente nos cabos de potência CA ao acionar o motor de 100 cv em condições nominais	37
2.9 – Configuração de filtro “A” no barramento CC do conversor	38
2.10 – FFT da corrente nos cabos CC do sistema de acionamento alternativo durante o acionamento do motor de 5 cv em condições nominais, com estrutura de filtro “A”	39
2.11 – Quadrado da razão entre o valor rms da componente alternada da corrente de entrada do inversor ( $I_{inrms}$ ) pelo valor rms da componente fundamental da corrente de saída ( $I_{CA}^{rms}$ )	40
2.12 – Tensão nos terminais CC do inversor normalizada pela tensão média de saída do retificador	42
2.13 – Estrutura de filtro “B” no barramento CC do sistema de acionamento alternativo	43
2.14 – Conteúdo harmônico de corrente nos cabos CC durante o acionamento do motor de 100 cv em condições nominais, estrutura de filtro “B”	44
2.15 – Estrutura de filtro “C” no barramento CC do sistema de acionamento alternativo	46
2.16 – Tensão nos terminais CC em uma ponte retificadora a diodos de seis pulsos	47
2.17 – Conteúdo harmônico de corrente no cabo CC durante o acionamento do motor de 100 cv em condições nominais e estrutura de filtro “C”	49
3.1 – Cabo Gsette para conversores de frequência do fabricante Prysmian	57
3.2 – Cabo para uso geral Sintenax Flex, do fabricante Prysmian	57
3.3 – Geometria do condutor cilíndrico	61
3.4 – Ilustração do efeito proximidade em condutores cilíndricos	66
3.5 – Resistência dos condutores da linha CC considerando os efeitos pelicular e proximidade	68
3.6 – Zoom nos harmônicos da corrente no cabo de interconexão entre o inversor e motor, para o acionamento de 5 cv e 100 cv, em condições nominais	69

3.7 – FFT das correntes no cabo CC acionando um motor de 5 cv em condição nominal, distante de 100 m do retificador. Estrutura de filtro “A”, Estrutura de filtro “B” e Estrutura de filtro “C”	71
3.8 – Economia percentual de cobre para o sistema de acionamento proposto neste trabalho em comparação com o sistema de acionamento tradicional, para diferentes fatores de potência na máquina	81
4.1 – Representação do sistema de acionamento tradicional	85
4.2 – Representação do sistema de acionamento proposto no presente trabalho	87
4.3 – Tensão nos terminais das linhas em função do comprimento do cabo, calculada para as correntes nominais do acionamento dos motores de 5 cv e 100 cv	90
4.4 – Economia de cobre nos cabos de potência em favor da transmissão CC, baseando-se apenas no critério de queda de tensão	91
4.5 – Comprimento de linha a partir do qual o critério de queda de tensão é dominante no dimensionamento dos condutores	96
4.6 – Diagrama fasorial relacionando a queda de tensão na linha CA com a natureza da impedância dos cabos e com a defasagem entre tensão e corrente	98
4.7 – Economia de cobre na linha ao se optar pela estratégia de transmissão CC, considerando ambos os critérios de dimensionamento dos condutores para motores de 5 cv, 50 cv e 100 cv, operando em condições nominais	101
5.1 – Sistema de proteção típico de um conversor de frequência	105
5.2 – Diferentes formas de implementação para um conversor VSI. Seis transistores e seis diodos; ou doze transistores	109
5.3 – Sistema de acionamento alternativo, cabos CC justapostos sem reator na saída do retificador	112

5.4 – Sistema de acionamento alternativo, cabos CC afastados sem reator na saída do retificador	112
5.5 – Sistema de acionamento alternativo, cabos CC justapostos com reator na saída do retificador	112
5.6 – Tensão e corrente no banco de capacitores durante energização – Retificador a diodos	113
5.7 – Tensão e corrente no banco de capacitores durante energização – Retificador controlado (a tiristores)	115
5.8 – Falta bipolar na linha CC	116
5.9 – Valor da corrente, em pu de seu pico inicial, durante uma falta trifásica nos terminais de um motor de indução	117
5.10 – Tensão no banco de capacitores, durante uma falta bipolar ocorrida em $t = 0,54$ segundos	118
5.11 – Corrente nos terminais do motor durante falta bipolar na linha CC	119
5.12 – Corrente nos cabos CC durante uma falta bipolar com a contribuição do motor (vermelho) e apenas com a corrente de descarga do capacitor (azul).	120
5.13 – Uso de um diodo de proteção para evitar que o motor e capacitor alimentem uma falta nos cabos CC	122
5.14 – Corrente nos terminais do motor e no cabo CC, utilizando-se um diodo de proteção nos terminais da linha CC durante uma falta bipolar	123
5.15 – Diagrama simplificado para uma falta monopolar-terra nos cabos CC	124
5.16 – Contribuição do retificador para correntes de curto durante falta nos cabos CC, monopolar-terra e bipolar	126
5.17 – FFT da contribuição do retificador para a corrente de defeito nos cabos CC durante faltas monopolar-terra e bipolar	127

5.18 – Tensão e corrente nos terminais do retificador para falta bipolar nos cabos CC ocorrendo em instantes distintos. Retificador implementado com seis tiristores	129
5.19 – Surto de tensão nos terminais CC do retificador, durante falta bipolar e monopolar- terra em diferentes escalas de tempo	131
A.1 – Arranjo “N-Ramos” para a representação da impedância série de um cabo com parâmetros variáveis com a frequência	149
A.2. – Variação da resistência e da indutância de modo diferencial com a frequência, para um metro de cabo de 70 mm <sup>2</sup>	153
A.3 – Erro percentual na aproximação da resistência e indutância de modo diferencial, com base nos valores calculados pela rotina <i>Cable Constants</i>	154
A.4 – Célula “pi-equivalente” dos circuitos de modo comum e modo diferencial, por unidade de comprimento de cabo	155
A.5. – Circuito equivalente utilizado na representação de uma linha com dois condutores, incluindo caminho de retorno das correntes pelo terra	157
A.6. – Modelo do cabo implementado no <i>Simulink</i> ilustrando a conexão em cascata de 3 células	158
A.7. – Esquemático dos testes realizados, excitando-se apenas o modo diferencial e somente o modo comum	159
A.8 – Excitação de modo diferencial em 60 Hz, terminação dos cabos em curto	160
A.9 – Excitação de modo diferencial em 1 MHz, terminação dos cabos em curto	160
A.10 – Excitação de modo diferencial em 1 MHz, terminação dos cabos em aberto	160
A.11 – Excitação de modo comum em 1 MHz, terminação dos cabos em aberto	160

## Nomenclatura

ABNT – Associação brasileira de normas técnicas.

$C_1$  e  $C_2$  – Constantes utilizadas para solução da equação de Bessel.

CA – Corrente alternada.

CC – Corrente contínua.

$C_d$  – Capacitor do barramento CC.

$C_m$  – Capacitância entre condutores em uma linha de transmissão.

$\cos \theta$  – Ângulo de defasagem entre a tensão e corrente alternada, fator de potência.

$C_p$  – Capacitância própria de um condutor em uma linha de transmissão.

CSI – Inversores de corrente.

cv – unidade de medida de potência, 1 cv equivale a 735,5 Watts.

$C_x$  – Capacitância fictícia existente no circuito equivalente do cabo, para inclusão do caminho de retorno das correntes pelo plano de terra.

$d_c$  – diâmetro do condutor, em mm.

$D_e$  – diâmetro externo do cabo, em m.

$di/dt$  – Taxa de variação da corrente no tempo.

DPWM – Padrão de chaveamento PWM descontinuo.

$dv/dt$  – Taxa de variação da corrente no tempo.

$E_{(x,y,z,t)}$  – Vetor campo elétrico, propagando por um meio condutor.

$f_f$  – Frequência fundamental.

FFT – Transformada rápida de fourier.

$f_s$  – Frequência de chaveamento.

$h$  – Coeficiente de dissipação de calor, em  $W/m^2(K)^{54}$ .

HEPR – Composto de borracha etilenopropileno, utilizado para isolamento de cabos de potência.

HVDC – Transmissão em alta tensão e corrente contínua.

$I$  – Corrente.

$I_a$  – Corrente circulando pelo condutor  $a$  de uma linha bifásica.

$I_b$  – Corrente circulando pelo condutor  $b$  de uma linha bifásica.

$I_{CA}^{RMS}$  – Valor rms da corrente fundamental em um cabo CA.

$I_{CA}^{RMS} \angle \theta$  – Fator do valor rms da componente fundamental da corrente em um cabo CA.

$I_{CC}$  – Corrente contínua em um cabo CC.

$I_h$  – Valor rms de cada componente harmônica de corrente.

$I_{inhrms}$  – Valor rms da componente alternada da corrente de entrada do inversor.

$I_{mc}$  – Corrente de modo comum.

$I_{md}$  – Corrente de modo diferencial.

$i_{pp}$  – Valor de pico a pico da componente alternada de corrente nos cabos CC.

$j$  – Unidade imaginária.

$J_0$  – Função de Bessel do primeiro tipo de ordem zero.

$K_A$  – Constante utilizada para o cálculo de  $\Delta\theta_s$ .

$L$  – Indutância total da malha de circulação da corrente.

$L_c$  – Comprimento do cabo em metros.

$L_m$  – Indutância mútua entre cabos em uma linha.

$L_n$  – Indutância do  $n$ -ésimo ramo do circuito equivalente “N-Ramos”.

$L_p$  – Indutância própria de um cabo em uma linha.

$M_i$  – Índice de modulação.

$n$  – Número de ramos do circuito equivalente “N-Ramos”, utilizado para representação da impedância série de um cabo com parâmetros variáveis com a frequência.

$p$  – Número de pulsos do retificador.

$P$  – Perdas elétricas por metro de condutor.

$P_{CA}$  – Potência fluindo pela linha CA.

$P_{CC}$  – Potência fluindo pela linha CC.

$P_{fcabos}$  – Potência dissipada nos cabos, considerando-se apenas a componente fundamental de corrente.

$P_{hcabos}$  – Potência dissipada nos cabos, considerando, inclusive, as componentes harmônicas de corrente até 25 kHz.

pu – por unidade.

PVC – Policloreto de vinila, utilizado para isolamento de cabos de potência.

PWM – Modulação por largura de pulso.

$q$  – Número inteiro 1, 2, 3, etc.

$r$  – distância do centro até um ponto na seção transversal de um condutor cilíndrico.

$R$  – Raio do condutor em metros.

$R_{cc}$  – Resistência em corrente contínua, em  $\Omega/m$ .

$R_e$  – Resistência elétrica de seqüência positiva da linha CA, em  $m\Omega/m$ .

$R_h$  – Resistência calculada para a ordem harmonia de frequência  $h$ .

$R_m$  – Resistência mútua entre cabos em uma linha elétrica, este termo se refere ao caminho de retorno das correntes pela terra.

rms – valor eficaz.

$R_n$  – Resistência elétrica do n-ésimo ramo do circuito equivalente “N-Ramos”.

$R_p$  – Resistência própria de um cabo em uma linha.

$R_{\theta E}$  – Resistência térmica externa ao cabeamento.

$R_{\theta I}$  – Resistência térmica interna do cabo.

SV-PWM – Padrão de chaveamento PWM vetorial.

$t$  – Tempo em segundos.

$T$  – Matriz de transformação modal.

THD – Distorção harmônica total.

$t_i$  – Espessura do material de isolamento, em mm.

$V_{Im}$  – Magnitude da tensão fundamental de saída do inversor para terra.

$V_{Im6step}$  – Magnitude da tensão fundamental de saída do inversor para terra no modo *six-step*.

$V_{at}$  – Tensão entre o condutor  $a$  de uma linha bifásica e o plano de terra.

$V_{bt}$  – Tensão entre o condutor  $b$  de uma linha bifásica e o plano de terra.

$V_{carga}$  – Valor percentual da tensão nos terminais do motor, tomando como base o valor nominal de linha

$V_{CA}^{RMS}$  – Valor rms da tensão alternada fundamental entre um condutor e o plano de terra.

$V_{CC}$  – Tensão contínua entre um condutor e o plano de terra.

$v_d$  – Tensão instantânea nos terminais do retificador.

$V_{d0}$  – Tensão média nos terminais do banco de capacitores.

$V_{DC}$  – Tensão nos terminais CC do inversor.

$V_{fn}$  – Tensão rms entre fase e neutro na saída do inversor.

$V'_{fn}$  – Tensão rms entre fase e neutro nos terminais de entrada do motor.

$V_{in}$  – Fator da tensão na entrada de um cabo CA.

$V_L$  – Tensão nos terminais do indutor.

$V_{LL}$  – Valor rms da tensão de linha da alimentação.

$V_{mc}$  – Tensão de modo comum.

$V_{md}$  – Tensão de modo diferencial.

$V_{out}$  – Fator da tensão na saída de um cabo CA.

$V_{ret}$  – Tensão nos terminais de saída do retificador.

VSI – Inversores de tensão.

$w$  – Frequência em rad/s.

$X$  – Reatância de seqüência positiva da linha CA, em  $m\Omega/m$ .

$X_{C_{mc}}$  – Reatância de modo comum de uma linha bifásica.

$X_{C_{md}}$  – Reatância de modo diferencial de uma linha bifásica.

$Y_0$  – Função de Bessel do segundo tipo de ordem zero.

$z$  – Eixo do plano cartesiano.

$Z$  – Impedância.

$Z_m$  – Impedância mútua entre condutores em uma linha de transmissão.

$Z_p$  – Impedância própria de um condutor em uma linha de transmissão.

$Z_{pos}$  – Impedância complexa de seqüência positiva por metro de cabo, em  $\Omega/m$ .

$\Delta\theta$  – Elevação de temperatura em relação à do ambiente.

$\Delta\theta_s$  – diferença entre a temperatura na superfície do cabo e a do meio ambiente, em K.

$\Delta V$  – Queda de tensão.

$\Delta V_{at}$  – Queda de tensão no cabo  $a$  da linha bifásica.

$\Delta V_{bt}$  – Queda de tensão no cabo  $b$  da linha bifásica.

$\Delta V_c$  – Queda de tensão percentual nos terminais do motor tomando como base a tensão nominal de linha.

$\Delta v_c$  – Queda de tensão em um cabo de potência.

$\Delta V_{mc}$  – Queda de tensão no circuito de modo comum.

$\Delta V_{md}$  – Queda de tensão no circuito de modo diferencial.

$\varepsilon$  – Permissividade elétrica.

$\mu$  – Permeabilidade magnética.

$\rho_i$  – Resistividade térmica do material de isolamento, m.K/W.

$\rho_v$  – Densidade de cargas.

$\sigma$  – Condutividade elétrica.

# Capítulo 1

## Introdução Geral

### 1.1 – Acionamento de motores em velocidade variável

Os conversores de frequência, também conhecidos no jargão industrial como inversores, são equipamentos eletrônicos de potência que convertem a tensão alternada da rede de alimentação, em tensão contínua e, a partir desta, disponibilizam para a carga uma tensão alternada com frequência e amplitude controláveis. O projeto típico de um conversor de frequência envolve um bloco retificador, um estágio intermediário para armazenagem de energia e um bloco inversor para gerar a grandeza alternada de saída.

Conversores de frequência são amplamente utilizados para o controle da velocidade e conjugado de motores elétricos de indução trifásicos, em substituição aos rústicos sistemas de variação de velocidade mecânicos, os custosos motores de corrente contínua e ainda os ineficientes métodos baseados apenas na variação do módulo da tensão. Desta forma, proporcionam uma solução mais efetiva, barata e de manutenção mais simples que tais alternativas.

De acordo com [1], os conversores de frequência podem ser classificados em duas categorias, dependendo de seu princípio básico de funcionamento:

- *Current Source Inverters* – (CSI): Os inversores de corrente operam como uma fonte de corrente contínua no barramento CC, sendo necessário desta forma um elemento indutivo para armazenar energia e filtrar os harmônicos de corrente.
  - *Voltage Source Inverters* – (VSI): Os inversores de tensão operam como uma fonte de tensão contínua no barramento CC, requisitando a adoção de um banco de capacitores para armazenar energia e filtrar os harmônicos de tensão.
-

Até o final da década de 80, inversores CSI chaveados por tiristores eram utilizados tipicamente para o acionamento de motores de grande potência [1]. Inversores de tensão modernos (VSI), baseados na tecnologia IGBT (*insulated gate bipolar transistor*), estão aptos a acionar motores, de baixa e média tensão, em uma ampla faixa de potência, podendo chegar até 4500 cv [2].

Normalmente, os conversores VSI são montados em painéis elétricos, sendo um dispositivo utilizado em larga escala na automação industrial. Os mesmos podem trabalhar em conjunto com computadores, centrais de comando e conduzir simultaneamente dezenas de motores, dependendo do porte e tecnologia do dispositivo.

O uso de microprocessadores, aliados a elevadas frequências de chaveamento do IGBT, permite a implementação de estratégias de modulação PWM (*pulse width modulation*) – modulação por largura de pulso – sofisticadas. Uma das vantagens do chaveamento em alta frequência é a redução dos harmônicos de tensão de baixa ordem, possibilitando uma redução no tamanho do filtro de saída do conversor [1].

A figura 1.1 apresenta a forma de onda da tensão entre fases na saída de um conversor VSI-PWM, operando na região de modulação linear, e seu valor fundamental. É possível observar que o inversor aplica continuamente pulsos de tensão, os quais irão se propagar pelo cabo de potência até o motor, de forma que fenômenos semelhantes aqueles observados durante a energização de uma linha de transmissão se farão presentes, porém de forma repetitiva.

Cabe ressaltar que, em diversas aplicações, tais como extração de petróleo em águas profundas e atividades de mineração (perfuratrizes, amostradores, transportadores de correia, bombas d'água, etc), além de outras em âmbito industrial, é comum que o conversor e o motor estejam distantes um do outro, sendo, portanto, conectados através de cabos longos [1], conforme retratado na fig. 1.2.

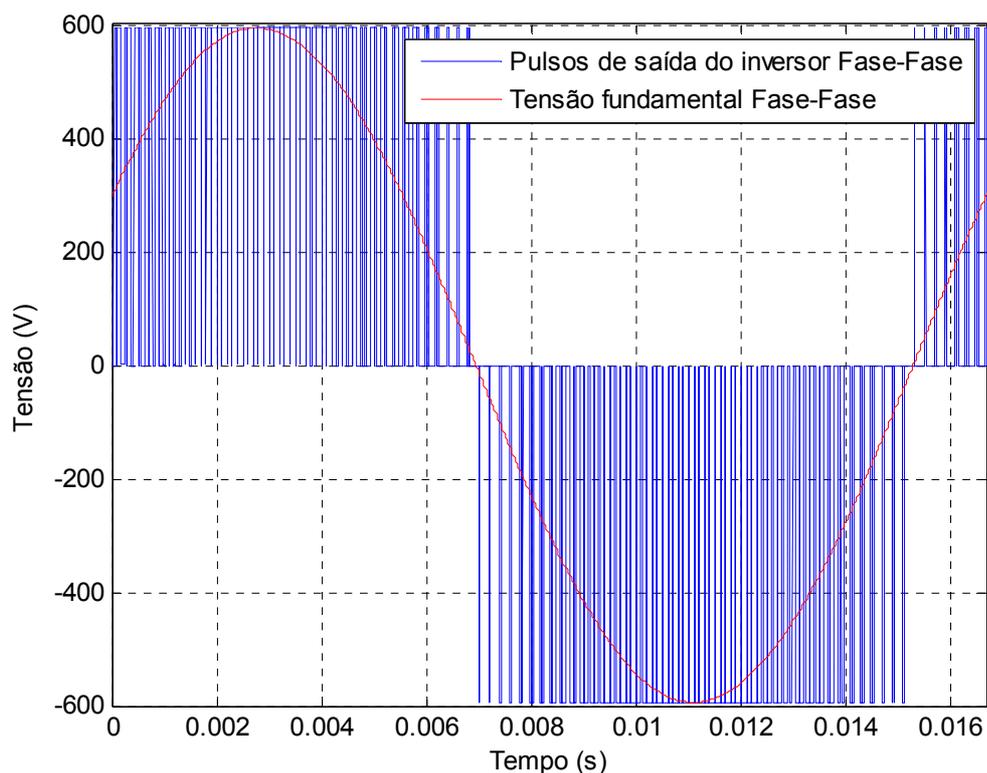


Fig 1.1. Tensão na saída de um conversor VSI-PWM.

Além disso, a atual tecnologia de dispositivos semicondutores permite a comutação das chaves em um intervalo na ordem de dezenas de nanosegundos [3]. Isto implica em uma forma de onda em degrau da tensão na saída dos inversores PWM-VSI que, quando associada a cabos de maior extensão, pode desencadear uma série de fenômenos indesejáveis de alta frequência [1], [4-18], os quais serão brevemente descritos na sequência.

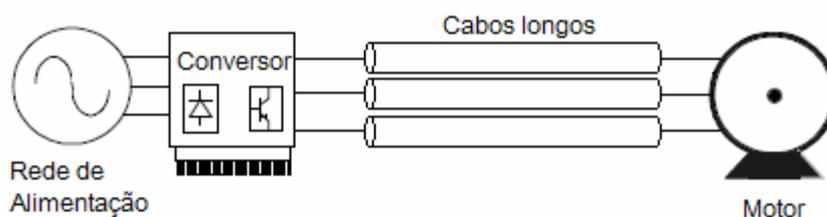


Fig 1.2. Sistema de acionamento tradicional com longos cabos de potência interligando o conversor ao motor.

### 1.1.1 – Sobretensões transitórias nos terminais do motor

O fenômeno das sobretensões transitórias pode ser explicado pela teoria de propagação e reflexão de ondas em uma linha de transmissão. O pulso de tensão, originado pelo chaveamento do inversor, viaja pelos cabos elétricos e, devido à diferença entre as

impedâncias características do condutor e do motor, uma onda refletida é gerada nos terminais da máquina [1] e [9-12]. Tal onda refletida, ao se deslocar pelos condutores, agora no sentido oposto em direção ao inversor, se sobrepõe à onda incidente, podendo, dependendo do comprimento do cabo, do tempo de subida da frente de onda e do coeficiente de reflexão na terminação cabo-motor, até mesmo dobrar a tensão no terminal da máquina.

A forma de onda na saída do inversor é composta por centenas de pulsos de tensão em cada ciclo da fundamental; deste modo, apesar de se tratar de um fenômeno de natureza transitória, as sobretensões se repetem permanentemente a cada vez que um novo pulso de tensão atinge os terminais da máquina elétrica. Assim, caso um novo pulso de tensão venha a ser aplicado antes que a oscilação do transitório anterior seja completamente amortecida, é esperada a ocorrência de picos de tensão transitórios superiores a três vezes seu valor nominal [13].

A título de ilustração, têm-se na figura 1.3 a tensão nos terminais do inversor e motor obtidas através de simulações computacionais, nas quais foi considerada uma linha trifásica com 20 metros de extensão e cabos com 35 mm<sup>2</sup> de seção transversal de cobre. Neste exemplo, o valor de 1 pu equivale à tensão do barramento CC, sendo possível observar que neste caso a tensão nos terminais da máquina chega a quase 2 pu.

Os dispositivos IGBTs atuais, em consequência de seus rápidos tempos de comutação, são capazes de aplicar pulsos de tensão com frentes de onda cada vez mais próximas a um degrau, permitindo a incidência de sobretensões em comprimentos de cabos cada vez mais curtos [12]; o exemplo retratado na fig. 1.3 ilustra o fenômeno transitório em uma linha de apenas 20 metros. Isto posto, em consequência da tendência de se reduzir o tempo de chaveamento dos dispositivos, espera-se a ocorrência do referido fenômeno em grande parte das aplicações industriais.

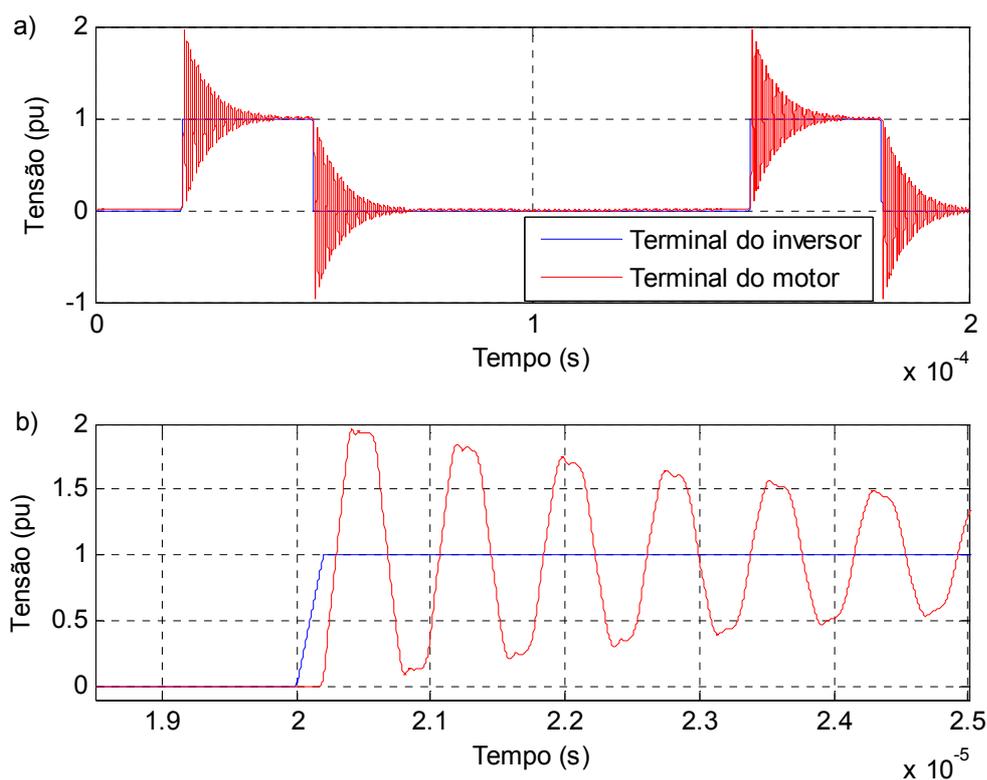


Fig. 1.3. Tensão nos terminais do inversor e motor para o acionamento através de 20 metros de cabos.  
 a) Sobretensão de quase 2 pu b) *Zoom* em apenas um pulso PWM.

A aplicação de tais picos de tensão repetitivos submete o material isolante da máquina elétrica a um nível de estresse para o qual esta não foi especificada. De acordo com [1], tanto a amplitude quanto a taxa de variação da tensão são responsáveis pela geração de efeitos prejudiciais ao material de isolamento do motor. Quando submetido a um estresse dielétrico por um período de tempo prolongado, o material de isolamento torna-se susceptível a descargas parciais, ou até mesmo o estabelecimento de um canal fixo para tais descargas, danificando permanentemente o mesmo [12]. Além disso, devido aos elevados  $dv/dt$ 's dos pulsos, a tensão aplicada não se distribui uniformemente pelos enrolamentos do motor, de forma que as primeiras espiras ficam submetidas a uma maior diferença de potencial e, portanto, a uma maior sollicitação dielétrica do material isolante [1] e [12].

### 1.1.2 – Correntes de alta frequência em acionamentos PWM

Além das sobretensões transitórias discutidas no item anterior, durante o acionamento PWM através de longos cabos verifica-se, também, a circulação de correntes de alta

freqüência [14]. Os acoplamentos capacitivos parasitas existentes entre condutores de fases distintas e entre cada um destes e o plano de terra, se comportam como caminhos de baixa impedância perante os pulsos de tensão, de forma que correntes transitórias circularão entre as fases (correntes de modo diferencial ou de carga do cabo) ou entre estas e a terra (correntes de modo comum). A figura 1.4, originalmente apresentada em [14], detalha o circuito percorrido por tais correntes parasitas em um sistema de acionamento PWM tradicional.

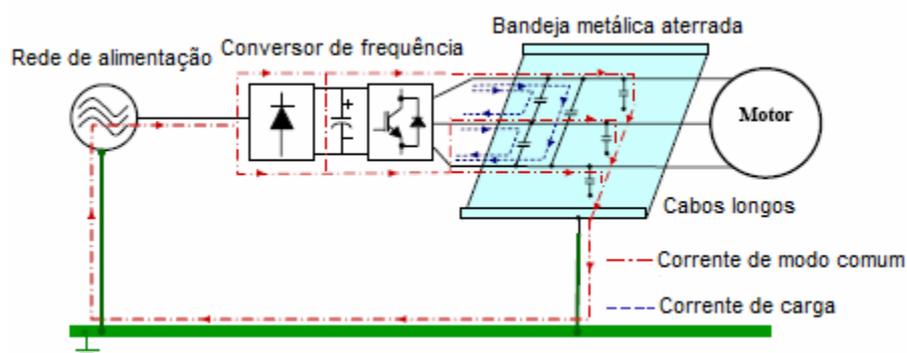


Fig. 1.4. Correntes de alta frequência presentes em acionamentos PWM tradicionais, ilustração extraída de [14].

A cada transição da tensão de saída do conversor, a capacitância distribuída presente entre os condutores de fases distintas será carregada ou descarregada, dando origem a picos oscilatórios de corrente que se sobrepõem às correntes de saída do inversor [14], conforme ilustrado na figura 1.4 pela linha tracejada em azul. Tal componente é denominada corrente de carga do cabo, e se deve à frente de onda em degrau da tensão de modo diferencial. O pico desta pode, erroneamente, disparar o sistema de proteção contra sobrecorrentes do inversor, implicando em uma parada indevida de algum processo industrial, por exemplo.

Um estudo de caso em uma indústria têxtil, no qual um único inversor aciona múltiplos motores através cabos de 100 metros, é apresentado em [14]. A análise aponta as correntes de carga, em decorrência de sua alta intensidade para esta configuração específica, como responsáveis, inclusive, por falhas no material de isolamento dos condutores e destruição de capacitores do circuito de *snubber* do inversor. No relato do caso em questão foram

apontados picos de corrente de carga de até 200 A, com conteúdo harmônico ao redor de 85 kHz.

Quanto à fonte das correntes transitórias circulando pelo plano de terra, sabe-se que a combinação do chaveamento PWM nas três fases do inversor resulta em uma tensão de modo comum, não-nula, formada por degraus, como demonstrado na figura 1.5.

Os rápidos tempos de subida do degrau de tensão entre o conversor e o plano de terra, inerente ao uso de semicondutores modernos, excita os acoplamentos capacitivos parasitas dos cabos, do motor e do próprio inversor para a terra, originando as correntes de alta frequência de modo comum, ilustrada pela linha vermelha (ponto e traço) na figura 1.4.

Tais correntes podem gerar problemas de interferência eletromagnética com sistemas vizinhos ao acionamento [15], além de implicar em eventuais disparos indevidos do sistema de proteção contra correntes de falta para terra.

Adicionalmente, a tensão de modo comum gerada pelo inversor promove a circulação de correntes no interior da máquina, através das capacitâncias parasitas existentes entre ambos o estator e rotor para a carcaça [12], [16]. Assim sendo, os rolamentos, por se localizarem

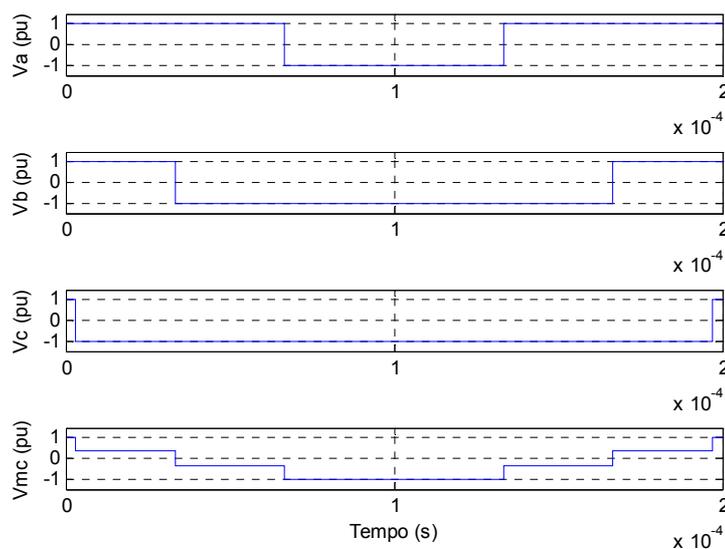


Fig. 1.5. Tensão entre fase e ponto médio do barramento CC ( $V_a$ ,  $V_b$ ,  $V_c$ ) e tensão de modo comum ( $V_{mc}$ ).

entre o rotor e a carcaça, ficam submetidos a uma parcela da corrente que flui para a terra [16], podendo ter suas pistas internas e as esferas danificadas, acarretando em falha prematura e parada do motor de indução.

A figura 1.6 apresenta a tensão e a corrente correspondente de modo comum, obtidas através de simulações de um sistema de acionamento tradicional através de 20 metros de cabo de 35 mm<sup>2</sup> e com tensão nominal de linha de 440 V (tensão média no barramento CC é de 594 V). Observa-se que cada transição da tensão de modo comum provoca uma manifestação oscilatória de corrente, a qual se dá através das capacitâncias distribuídas do cabo e motor para a terra.

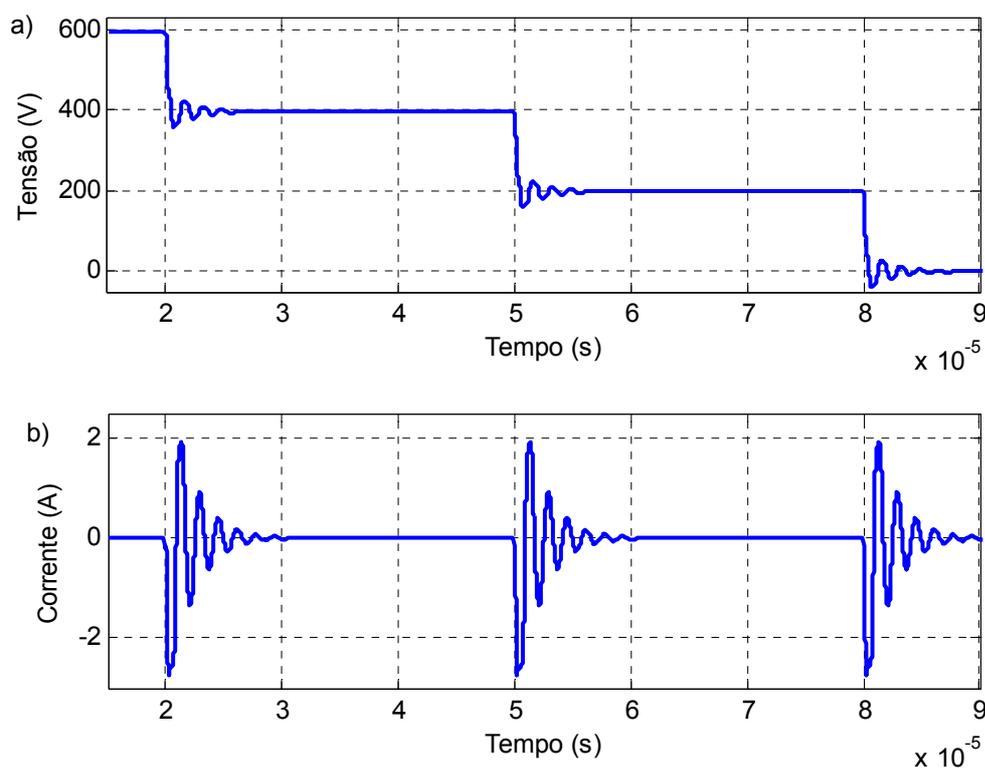


Fig. 1.6. a) Tensão de modo comum e b) corrente pelo plano de terra, em um sistema de acionamento com 440 V de tensão de linha, utilizando um cabo de 35 mm<sup>2</sup> com 20 metros de extensão.

### 1.1.3 – Distorção da forma de onda de tensão nos terminais do motor

Em aplicações que envolvem linhas de grandes extensões, como exploração de petróleo por plataformas marítimas ou mineração subterrânea, a frequência natural de oscilação dos cabos de potência pode estar situada próxima aos harmônicos de chaveamento

do inversor, que podem ser drasticamente amplificados, resultando em uma tensão altamente distorcida e inadequada para a alimentação dos motores [12].

A figura 1.7 ilustra a resposta em frequência de um cabo tripolar de 4 mm<sup>2</sup> e 1000 metros de comprimento, originalmente apresentada em [12]. Pode-se observar, para o comprimento de cabo em questão, a incidência de uma primeira ressonância na frequência de 33 kHz. Caso algum harmônico de tensão PWM se aproxime da frequência referida, este será amplificado em mais de dez vezes, implicando em uma elevada THD da tensão nos terminais da máquina.

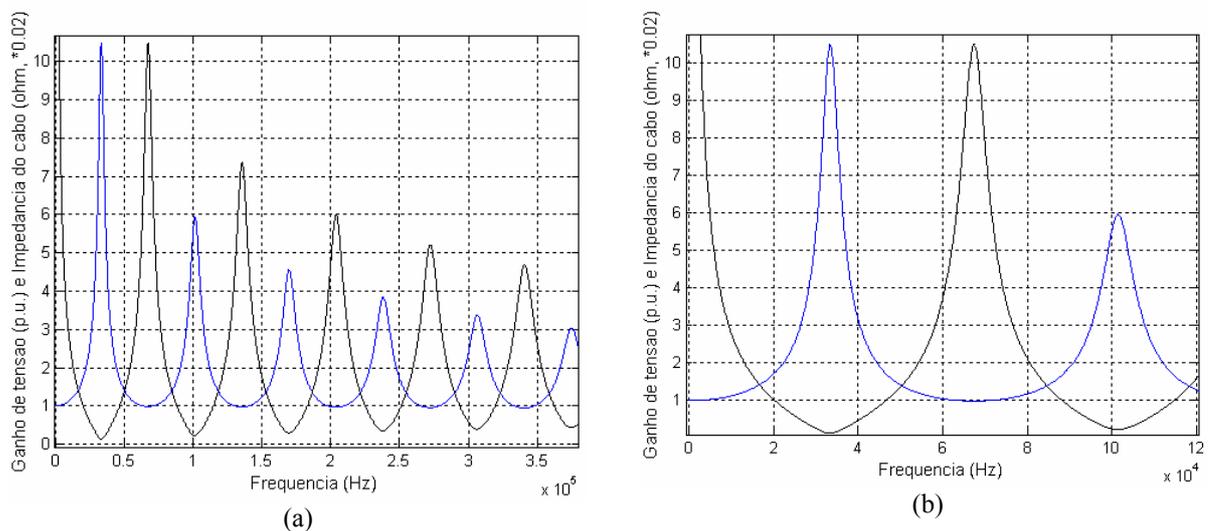


Fig. 1.7. a) Resposta em frequência de um cabo tripolar de 4 mm<sup>2</sup> com 1000 metros de extensão. b) Zoom na primeira ressonância. Em azul, ganho de tensão no fim do cabo, com relação à tensão de entrada; em preto, impedância do cabo. Ilustração retirada de [12].

#### 1.1.4 – Circulação de correntes reativas pela linha de transmissão

Este item se diferencia dos discutidos até o momento por não se tratar de um fenômeno de alta frequência. No entanto, o mesmo deve ser levado em consideração, uma vez que a circulação de correntes reativas, além de não transmitir potência ativa para a carga, gera perdas elétricas, elevando a temperatura de operação do condutor. Considerando que a transmissão de energia em um cabo é limitada por sua temperatura máxima de operação (limite térmico), quanto maior for a potência reativa envolvida na transmissão, menor será a parcela dos kVAs totais disponíveis para realização de trabalho na carga.

A alta capacitância presente em cabos submarinos ou subterrâneos limita ainda mais a capacidade de transmissão de potência ativa em corrente alternada. Pode ser citado, apenas a título de ilustração, que a intensidade da corrente reativa, na frequência fundamental (50 / 60 Hz), de linhas submarinas com extensão entre 40 e 80 km atinge sozinha a capacidade máxima de condução de corrente dos cabos, não deixando margem para a transmissão de potência ativa [19].

É interessante, do ponto de vista histórico, mencionar que o primeiro projeto HVDC (*high voltage direct current*) – transmissão por corrente contínua em alta tensão – baseado em conceitos modernos, Gotland I em 1954, foi impulsionado pela alta corrente reativa demandada pelos longos cabos submarinos, dispostos no leito do mar báltico, que tornavam impraticável a transmissão por corrente alternada [19-20].

No que tange o acionamento de motores elétricos industriais, a presença de correntes reativas nos cabos de interligação do inversor ao motor, exigirá a adoção de uma maior bitola para os condutores, com o propósito de acomodar as perdas elétricas associadas às correntes defasadas.

## **1.2 – Métodos para a mitigação dos fenômenos indesejáveis de alta frequência**

Na busca pela redução dos efeitos nocivos de alta frequência, oriundos do fenômeno de propagação e reflexão de ondas nos cabos de potência, é proposto o uso de filtros das mais variadas estruturas e princípios de operação [1], [4-12] e [14-16]. As referências em questão abordam desde soluções mais simples, como o uso de um reator na saída do inversor para aumentar o tempo de subida dos pulsos de tensão, até configurações mais complexas, que associam o uso de dispositivos semicondutores com elementos passivos, com o intuito de limitar a tensão nos terminais da máquina. Neste contexto, será apresentada a seguir uma breve revisão bibliográfica, objetivando uma maior compreensão das metodologias

---

comumente empregadas para a supressão dos fenômenos transitórios apresentados nos itens anteriores.

A respeito da instalação de um reator na saída do inversor, apesar da redução da amplitude da tensão refletida no terminal da máquina, análises conduzidas através de simulações no *software* EMTP (*Eletromagnetic Transient Program*) identificaram a geração de novas oscilações fracamente amortecidas [1]. A introdução de um resistor, em série com o filtro, pode atenuar esta nova sobretensão, mas, de acordo com o autor, as perdas neste elemento tornam esta alternativa proibitiva. Outro ponto negativo, destacado em [12], atribuído à aplicação deste reator, seria a queda de tensão série na frequência fundamental, que reduziria a capacidade de produção de conjugado no motor.

O uso de um filtro RC em paralelo com os terminais da máquina é discutido em [1] e [10]. Esta estratégia busca, através de um casamento das impedâncias de surto no final do cabeamento, reduzir o coeficiente de reflexão nos terminais de conexão entre a linha e o motor, atacando diretamente a causa da sobretensão transitória. Contudo, em diversas aplicações industriais, por muitas vezes os terminais da máquina não se encontram acessíveis, inviabilizando o uso de filtros na entrada do motor [12].

Outra opção seria a instalação de um filtro passa baixa na saída do inversor. Ao limitar o espectro harmônico de tensão nos cabos, reduz-se os efeitos indesejáveis previamente discutidos. Entretanto, esta alternativa exige a adoção de elementos passivos com peso, dimensões e custos elevados [12]. Outro ponto negativo consiste no fato da estrutura de filtro em questão não atuar no sentido de mitigar os efeitos de modo comum. Uma estrutura de filtro modificada, capaz também de reduzir os  $dv/dt$ 's de modo comum, limitando a circulação de correntes pelo plano de terra e danos no rolamento do motor, é apresentada em [7]. Todavia, seus autores observaram o dobro das perdas no referido filtro em comparação com um filtro passa baixa convencional.

Como consequência de particularidades de cada acionamento, tais como a forma de instalação dos cabos, potência do motor, aspectos relacionados ao aterramento do sistema, características do transformador de alimentação, dentre outras, a inclusão de um circuito de filtro independentemente da topologia empregada pode implicar na geração de novas frequências de ressonância no sistema [12]. Portanto, é sugerido por [10] e [12] que o projeto do filtro seja assistido por simulações computacionais e não siga “receitas prontas”. Desta forma, é possível buscar-se um melhor compromisso entre as perdas no filtro e a redução de tensão, além de se prevenir que novas ressonâncias sejam excitadas.

Alternativas para se limitar a tensão nos terminais da máquina, que não envolvem o uso de filtros, também são discutidas em [12], onde é proposto o uso de um inversor operando com a técnica de chaveamento suave. Este dispositivo aplica sobre os cabos pulsos de tensão com maior tempo de subida, implicando em menores picos de tensão no motor. Em contrapartida, seu circuito é composto por uma grande quantidade de elementos L, C e diodos adicionais, e seu controle é mais complexo que o de inversores tradicionais. Com o propósito, também, de se aumentar o tempo de subida do pulso de tensão, é sugerido a instalação de um pequeno capacitor no circuito de *gate* das chaves estáticas de conversores tradicionais. Esta estratégia, apesar de reduzir as sobretensões de modo comum e diferencial, implica na elevação das perdas de comutação do inversor, sendo muitas vezes necessário reduzir sua frequência de chaveamento.

Outra possibilidade apresentada em [12] seria a substituição dos inversores tradicionais por multi-níveis. O inversor em questão aplica sobre os cabos degraus de tensão, e não toda a tensão do barramento CC de uma só vez, como os conversores PWM tradicionais, reduzindo consideravelmente os transitórios de tensão na máquina.

Um conversor PWM modificado é apresentado em [21], que se propõe a cancelar as reflexões nos terminais da máquina ao aplicar, a cada chaveamento do inversor, metade da

tensão do barramento CC por um intervalo de duas vezes o tempo de viagem do pulso pelo cabo. Caso o coeficiente de reflexão nos terminais do motor e inversor seja de +1 e -1 respectivamente, esta técnica inibe totalmente a ocorrência das sobretensões. Foi comprovada, através de análises da configuração de conversor em questão, a possibilidade de se limitar a tensão nos terminais da máquina em 115% de seu valor nominal, em oposição às sobretensões de até 2 pu geradas pelo fenômeno de propagação e reflexão de ondas. A eficiência desta técnica foi demonstrada através de simulações e experimentos práticos. Entretanto, é necessário o uso de seis dispositivos IGBT extras, repercutindo em um custo final superior aos dos inversores tradicionais, além de apresentar uma maior complexidade no controle para a comutação das chaves adicionais. Outro ponto negativo desta metodologia é que a mesma não atua no sentido de reduzir as correntes de modo comum, também responsáveis por diversos problemas em ambientes industriais, conforme previamente discutido.

### **1.3 – Topologia de acionamento alternativa de motores de indução**

Apesar da variedade de opções disponíveis para se resolver os problemas de alta frequência em sistemas de acionamento com velocidade variável, todas as soluções mencionadas no item 1.2 deste capítulo apresentam desvantagens e limitações, sejam referentes a custos, volume, peso, perdas elétricas, introdução de novas frequências de ressonância, complexidade de controle, dentre outras.

Neste contexto, o estudo de estratégias alternativas para a mitigação de fenômenos de natureza transitória em sistemas de acionamento PWM constitui um campo de pesquisa de particular interesse, uma vez que possibilita um incremento na confiabilidade de sistemas de acionamento de motores de indução, evitando falhas e, portanto, paradas prejudiciais e onerosas de processos industriais, bem como a geração de interferência eletromagnética em sistemas vizinhos ao acionamento.

O presente trabalho investiga uma configuração não-usual para o acionamento de motores de indução, na qual o retificador se encontra distante do inversor, estando o primeiro localizado próximo à rede de alimentação e o último conectado diretamente ao motor, conforme ilustrado na figura 1.8.

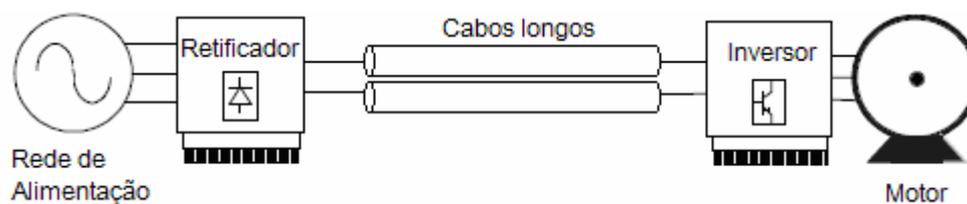


Fig. 1.8. Topologia de acionamento alternativa, envolvendo a transmissão de energia em corrente contínua.

Em tal sistema, os longos cabos de potência configuram uma linha de transmissão em corrente contínua. Ao se evitar a aplicação de pulsos de tensão com forma de onda em degrau sobre os cabos, elimina-se a causa do fenômeno de reflexão de ondas, atacando a origem dos problemas de alta frequência a partir de um prisma diferente.

É sabido que uma parcela considerável das correntes de alta frequência presentes em sistemas de acionamento PWM tradicionais, como aquele ilustrado na fig. 1.2, circulam através de acoplamentos capacitivos parasitas existentes entre os cabos e destes para a terra [12], [14] e [17]. Como, para a configuração de acionamento alternativa (fig 1.8), os cabos de potência não mais estarão submetidos a pulsos de tensão com rápidas frentes de onda, suas capacitâncias irão se comportar como um circuito aberto, eliminando as correntes de alta frequência tanto de modo comum como de modo diferencial associadas ao cabo de interligação.

Além de contornar os fenômenos transitórios de alta frequência, a topologia de acionamento ora proposta apresenta outras particularidades igualmente valiosas. Primeiramente, deve-se destacar o menor volume de cobre requerido nos cabos de potência em comparação com o exigido pela linha de transmissão CA. Outra vantagem intrínseca da transmissão em corrente contínua é a menor queda de tensão nos cabos de potência, uma vez

que a reatância indutiva dos condutores contribuirá apenas para queda de tensão na transmissão CA.

Ao contrário do sistema de acionamento tradicional, ao se optar pela transmissão CC a circulação de correntes reativas na frequência fundamental pelos cabos de potência é eliminada. Desta forma, ao se comparar condutores com a mesma área de seção transversal, ou seja, mesma capacidade de condução de corrente, é possível transmitir uma maior potência ativa em corrente contínua que em corrente alternada [19]. Este efeito é um dos responsáveis pela economia de cobre nos cabos de potência previamente mencionada. Entretanto, será demonstrado ao longo deste trabalho que o conteúdo harmônico da corrente na linha CC, advindo da operação do retificador, gera perdas elétricas significativas no cabo, devendo, portanto, ser levada em consideração na etapa de especificação dos condutores da linha CC.

Todavia, antes de se considerar a aplicação prática desta configuração alternativa, é indispensável a condução de uma análise criteriosa acerca da viabilidade do sistema proposto; uma série de aspectos, técnicos e econômicos devem ser contemplados, tais como:

- Proteção contra faltas no barramento CC: o fato da energia armazenada no banco de capacitores e na capacitância distribuída do cabo contribuir para a corrente de falta, associado ao alto  $di/dt$  resultante da interrupção da corrente durante uma falta CC, classifica a proteção do sistema proposto como uma questão crítica. Um ponto que merece atenção especial é a possibilidade do uso do próprio conversor como limitador e até mesmo como disjuntor de corrente contínua [22] e [23], possibilitando desta forma um desligamento mais rápido do sistema mediante a ocorrência de uma falta;
  - Necessidade do projeto de um circuito de filtro adequado para o barramento CC, uma vez que é esperada a presença de correntes na saída do retificador com frequências múltiplas à fundamental da rede de alimentação [19]. O chaveamento do inversor também contribui com harmônicos de corrente, drenando componentes de alta
-

freqüência do barramento CC [24]. Desta forma, é necessária a adoção de uma estrutura de filtro CC que atue concomitantemente no sentido de limitar perdas extras nos cabos, causadas por componentes harmônicas de corrente, bem como evitar a ocorrência de fenômenos de natureza transitória. Neste trabalho, com o intuito de minimizar os custos finais do sistema, é avaliado inclusive o aproveitamento do próprio banco de capacitores do conversor e a indutância distribuída dos condutores para filtragem das correntes;

- Análise e propostas para o incremento da confiabilidade do inversor, visto que este estará agora instalado junto ao motor, em local distante e, possivelmente, de difícil acesso. Este fato é bastante crítico do ponto de vista de manutenção, devido aos custos e riscos envolvidos. Neste cenário, caso a confiabilidade do inversor não seja considerada adequada, esta configuração de acionamento não será amplamente aceita pela indústria.

#### **1.4 – Objetivos da dissertação**

Nesta dissertação serão analisados alguns aspectos particulares de uma topologia não-convencional de acionamento PWM de motores de indução, que tem como prerrogativa a mitigação de fenômenos transitórios recorrentes em sistemas de acionamento tradicionais através de cabos longos.

Este trabalho busca salientar as principais vantagens do sistema proposto, que além da eliminação dos problemas de alta freqüência previamente mencionados, permite uma economia significativa no cobre requerido pelos cabos de potência em comparação com o sistema de acionamento tradicional, além de reduzir a queda de tensão na linha de transmissão.

Tal como mencionado anteriormente, diversos aspectos devem ser investigados com o intuito de vislumbrar a viabilidade da aplicação prática do sistema em questão. O presente trabalho tem como objetivo tratar de alguns deles, quais sejam:

- Estudo comparativo de diferentes estruturas de filtro no barramento CC, visando limitar as perdas elétricas causadas pelo conteúdo harmônico nos condutores;
- Caracterização da economia de cobre proporcionada pela transmissão de energia CC em comparação à transmissão por uma linha trifásica CA. Neste ponto é válido ressaltar que durante este estudo, os condutores de ambas as linhas foram dimensionados em concordância com as imposições das normas vigentes;
- Revisão bibliográfica a respeito de estratégias de proteção contra faltas em conversores e sistemas de transmissão em corrente contínua, buscando o conhecimento de alternativas disponíveis para a proteção contra sobrecorrentes no sistema proposto.

## 1.5 – Estrutura do texto

A seguir encontram-se descritos, de forma bastante sucinta, o conteúdo principal de cada capítulo:

Capítulo 2: Após uma breve caracterização teórica do conteúdo harmônico de corrente no barramento CC de conversores, é apresentada uma análise do sistema de acionamento alternativo através de simulações computacionais. Este capítulo compara o conteúdo harmônico em regime permanente da corrente nos cabos para diferentes estruturas de filtro no barramento CC, levando em consideração a influência da indutância dos próprios condutores na filtragem de suas correntes. O conteúdo harmônico das correntes na linha trifásica de sistemas de acionamento tradicionais, bem como a comparação entre a componente

---

fundamental da corrente em ambas as configurações de acionamento (tradicional e alternativa), também são abordados neste capítulo.

Capítulo 3: De posse do conteúdo harmônico das correntes, obtidas através das simulações realizadas no capítulo anterior, são especificados os cabos de potência para ambas as linhas CA e CC, em obediência ao critério térmico, conforme as prescrições impostas pelas normas ABNT NBR 11301 e ABNT NBR 5410. Em seguida, é apresentada uma análise comparativa entre o volume de cobre requerido pelos cabos de potência de ambos os sistemas de acionamento, considerando-se, neste ponto, apenas o critério térmico para o dimensionamento dos condutores.

Capítulo 4: Neste capítulo é discutida a influência da reatância indutiva na queda de tensão dos cabos da linha CA, e a conseqüente economia de cobre nos condutores, proporcionada pela estratégia de transmissão em corrente contínua, ao se considerar os limites para queda de tensão impostos pela norma ABNT NBR 5410. Posteriormente, são confrontados os critérios para o dimensionamento do cabo (térmico e de queda de tensão) e então é computada a economia de cobre em favor do sistema de acionamento alternativo, para diferentes comprimentos de cabo e motores de diferentes potências nominais, ao se considerar simultaneamente ambos os critérios de dimensionamento das linhas.

Capítulo 5: Apresenta uma compilação de informações sobre diferentes estratégias para a proteção de conversores e sistemas de transmissão em corrente contínua, proporcionando o conhecimento de técnicas para limitar as correntes no sistema, seja durante a ocorrência de faltas ou durante uma condição particular de operação, como, por exemplo, a energização do capacitor do barramento. Além disso, é avaliado, também através de simulações, o comportamento do sistema de acionamento alternativo mediante a ocorrência de faltas na linha CC.

---

Apêndice A: Neste documento é detalhada a modelagem computacional do cabo, a qual deve ser realizada com o maior critério possível, de forma a garantir a veracidade dos resultados e conclusões obtidas.

## Capítulo 2

### Caracterização do Conteúdo Harmônico da Corrente nos Cabos dos Sistemas de Acionamento

#### **2.1 – Considerações iniciais**

Inicialmente, o presente capítulo discorre a respeito da capacidade de transmissão de potência ativa em corrente contínua (CC) e alternada (CA), através de condutores idênticos. Tal análise motiva um estudo mais aprofundado acerca da relação entre o volume de cobre requerido pelos cabos de potência de ambos os sistemas de acionamento (tradicional, utilizando uma linha trifásica CA, e alternativo, por meio de uma linha CC bifilar), visando quantificar a real economia de cobre proporcionada pela transmissão CC no caso específico de um sistema de acionamento PWM.

Tendo em vista a correta especificação dos cabos de potência para ambos os sistemas, após uma breve revisão teórica a respeito do conteúdo harmônico das correntes no barramento CC de conversores PWM-VSI, será apresentada uma análise detalhada, através de simulações computacionais, das correntes nos condutores de ambas as linhas CA e CC. Uma ênfase especial será dada para o sistema de acionamento alternativo, para o qual serão consideradas diferentes estruturas de filtro no barramento CC.

#### **2.2 – Capacidade de transmissão de energia em corrente contínua e alternada**

Durante um estudo comparativo entre a transmissão em corrente contínua e alternada transcrito em [19], os autores analisam, entre outras questões, a capacidade de fluxo de energia através de condutores idênticos, ou seja, de mesma área de seção transversal e material isolante para ambos os sistemas CC e CA.

---

Esta análise preliminar leva em consideração apenas as grandezas na frequência fundamental de operação de cada sistema, não incluindo, desta forma, os efeitos das componentes harmônicas, que serão contabilizados no decorrer do presente trabalho.

A potência ativa entregue à carga pela linha de transmissão depende essencialmente da intensidade da corrente, fator de potência, número de condutores e tensão nominal do sistema.

Considerando que a corrente máxima, em ambos os casos, é limitada por uma restrição térmica, a corrente contínua circulando pelo condutor será igual em módulo ao valor rms da corrente alternada [19].

De acordo com [25], as características dos materiais isolantes podem variar com a frequência da tensão aplicada. Desta forma, a comparação entre cabos CC e CA deve se restringir a um mesmo material de isolamento e os resultados não devem ser generalizados [26].

Nesta análise assume-se que a isolamento do cabo suporta o mesmo pico de tensão para a terra em ambos os casos; portanto, a tensão contínua será  $\sqrt{2}$  vezes maior que o valor rms da tensão alternada para a terra.

A potência ativa transmitida por um condutor CC e CA pode ser calculada por (2.1) e (2.2), respectivamente,

$$P_{CC} = V_{CC} I_{CC} \quad (2.1)$$

$$P_{CA} = V_{CA}^{RMS} I_{CA}^{RMS} \cos \theta \quad (2.2)$$

nas quais  $V_{CC}$  e  $V_{CA}^{RMS}$  indicam a tensão entre os condutores e o plano de terra,  $I_{CC}$  e  $I_{CA}^{RMS}$  são as correntes por condutor e  $\cos \theta$  o fator de potência da transmissão CA.

A razão entre a potência transmitida por condutores idênticos em CC e CA é descrita por (2.3), conforme deduzido em [19].

$$\frac{P_{CC}}{P_{CA}} = \frac{V_{CC} I_{CC}}{V_{CA}^{RMS} I_{CA}^{RMS} \cos \theta} = \frac{\sqrt{2}}{\cos \theta} \quad (2.3)$$


---

A equação (2.3) explicita analiticamente a idéia de que, estando os condutores operando na sua capacidade máxima de transmissão de corrente, quanto menor for o fator de potência da transmissão CA, menor será sua capacidade de transmissão de potência ativa para a carga.

Entretanto, a maior parte das aplicações práticas envolvem linhas CA trifásicas ou linhas CC compostas por dois cabos, sendo que ambos os condutores CC apresentam o mesmo módulo de tensão fase-terra, porém com polaridades inversas. A capacidade de transmissão de uma linha trifásica é de três vezes a equação (2.2), enquanto em uma linha CC com dois condutores a potência entregue a carga é o dobro da calculada por (2.1), já que a tensão aplicada sobre a mesma será de  $2V_{CC}$ . Portanto, a razão entre a potência transmitida por uma linha CC com dois condutores e por uma linha trifásica CA é descrita por (2.4).

$$\frac{P_{CC}}{P_{CA}} = \frac{2V_{CC}I_{CC}}{3V_{CA}^{RMS}I_{CA}^{RMS}\cos\theta} = \frac{2\sqrt{2}}{3\cos\theta} \quad (2.4)$$

Tomando como exemplo a situação hipotética na qual o fator de potência é de 0,943, pode-se observar a partir de (2.4) que é possível transmitir a mesma potência ativa por uma linha trifásica em corrente alternada e por uma linha CC com dois condutores. Entretanto, como foram considerados condutores idênticos para ambas as linhas, é esperada uma economia de cobre de 33,3% ao se optar pela estratégia de transmissão CC, uma vez que esta utiliza dois condutores ao invés dos três requeridos pela linha CA [19].

### 2.2.1 – Particularização da análise para o sistema de acionamento PWM

A análise preliminar mostrada no item anterior serviu como incentivo para um estudo criterioso da relação entre o volume de cobre demandado pelos cabos de potência de ambas as topologias de acionamento discutidas (transmissão CA e CC). Todavia, antes de prosseguir

---

com o estudo é importante definir o significado do termo “Índice de Modulação” ( $M_i$ ) que será empregado ao longo desta dissertação.

Conforme estabelecido em [24], para uma dada tensão no barramento CC ( $V_{DC}$ ), a razão entre a componente fundamental da tensão de saída do inversor para a terra ( $V_{1m}$ ) e o valor fundamental da tensão no modo “six-step” – seis chaveamentos do inversor em um ciclo da fundamental – ( $V_{1m6step}=2V_{DC}/\pi$ ) é denominado “Índice de Modulação”, tal como se segue:

$$M_i = \frac{V_{1m}}{V_{1m6step}} \quad (2.5)$$

Conforme ilustrado pela figura 2.1, a menos das perdas, a potência que flui pelo barramento CC é fornecida para o motor, portanto:

$$P_{CC} = P_{CA} \quad (2.6)$$

$$V_{DC} I_{CC} = 3 \frac{V_{1m}}{\sqrt{2}} I_{CA}^{RMS} \cos \theta \quad (2.7)$$

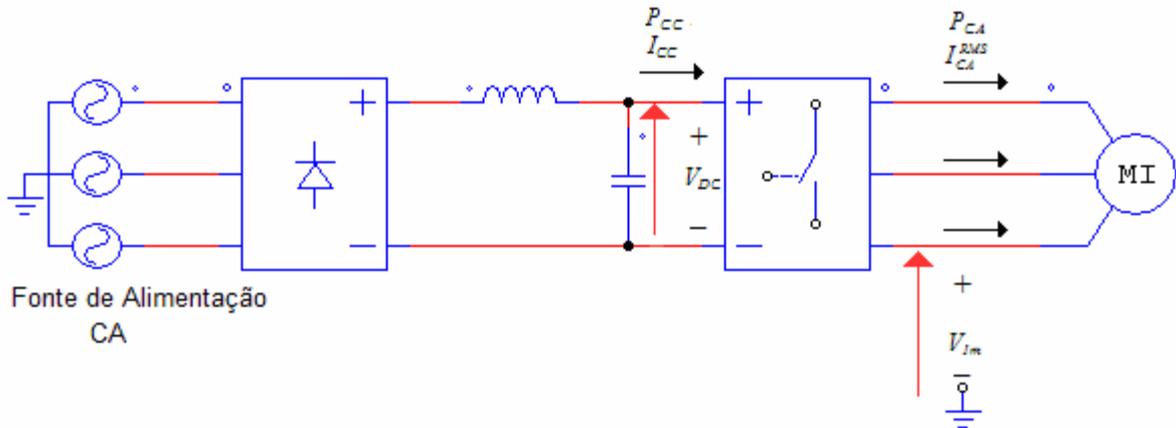


Fig. 2.1. Fluxo de potência e correntes em um sistema de acionamento PWM – VSI.

Substituindo-se (2.5) em (2.7), tem-se:

$$\frac{I_{CC}}{I_{CA}^{RMS}} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} M_i \cos \theta \quad (2.8)$$

na qual  $I_{CC}$  é a corrente média no barramento CC,  $I_{CA}^{RMS}$  é o valor rms da componente fundamental da corrente nos terminais do motor,  $M_i$  é o índice de modulação e  $\cos\theta$  o fator de potência do motor.

Através da equação (2.8), é possível se determinar a corrente média fluindo pelo barramento CC de conversores VSI. Todavia, para uma correta especificação dos cabos de potência da linha CC, existente no sistema de acionamento alternativo, é imprescindível uma maior compreensão do conteúdo harmônico de corrente no lado CC de conversores de frequência. Com o intuito de facilitar o entendimento desta questão, a corrente no barramento CC será dividida, por motivos didáticos, em duas componentes: corrente de entrada do inversor e corrente de saída do retificador, as quais serão detalhadas na sequência.

### **2.2.1.1 – Corrente de entrada do inversor**

Além do valor médio da corrente  $I_{CC}$ , associado à potência ativa fornecida para o motor, o inversor drena do barramento CC uma componente alternada de corrente com frequências múltiplas a do chaveamento PWM [24].

Ao se aplicar um pulso de tensão positivo em sua saída, o transistor superior de uma das pernas do inversor está fechado e, durante este período, a corrente é drenada do barramento CC através do transistor, caso a corrente de saída seja positiva, ou injetada no barramento através do diodo em anti-paralelo, caso seja negativa. Durante um pulso de tensão negativo na saída, as correntes no barramento CC tem sentido contrário a este que foi descrito, sendo injetada através do diodo de roda livre caso seja positiva na saída, ou drenada através do transistor caso seja negativa.

A corrente de entrada do inversor é composta pelas correntes nas três pernas do mesmo. Sua malha de circulação depende dos estados de chaveamento, implicando em uma correlação entre seu espectro de frequências com os harmônicos PWM.

---

Em [24] é apresentada uma fórmula para a estimação do valor rms da componente alternada da corrente de entrada do inversor, a qual depende do fator de potência da carga, índice de modulação e componente fundamental da corrente de saída, tal como mostrado em (2.9).

$$\frac{I_{inhrms}^2}{I_{CA}^{RMS^2}} = \frac{2\sqrt{3}}{\pi^2} M_i + \left( \frac{8\sqrt{3}}{\pi^2} - \frac{18}{\pi^2} M_i \right) M_i \cos^2 \theta \quad (2.9)$$

sendo  $I_{inhrms}$  o valor rms da componente em alta frequência da corrente de entrada do inversor e  $I_{CA}^{RMS}$  o valor rms da componente fundamental da corrente de saída do inversor.

Para conversores tradicionais, o valor de  $I_{inhrms}$  é importante para especificação do capacitor do barramento CC e cálculo de perdas [24]. A figura 2.2 ilustra o quadrado da razão entre o valor rms da componente alternada da corrente de entrada do inversor pela componente fundamental de saída do mesmo, calculada através de (2.9) para diferentes  $M_i$  e fatores de potência da carga.

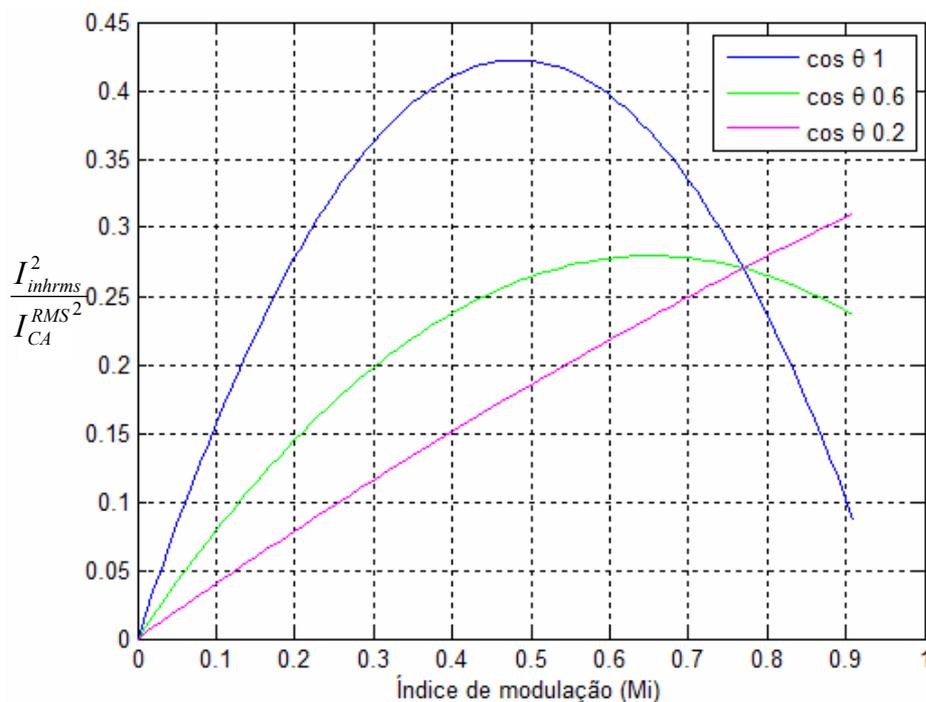


Fig. 2.2. Quadrado da razão entre o valor rms da componente alternada da corrente de entrada do inversor e corrente fundamental de saída.

A equação (2.9) não contempla a corrente média no barramento CC, apenas sua parcela harmônica, que assume valor máximo com  $M_i \approx 0,48$  e fator de potência unitário, conforme ilustrado na fig. 2.2. Nesta situação, o valor de  $I_{inhrms}$  pode chegar a 65% da componente fundamental da corrente na carga.

Esta parcela harmônica de corrente não transmite potência ativa para a carga, mas gera perdas nos cabos CC do sistema de acionamento não-convencional. Um método simples para solução deste problema consiste em posicionar o banco de capacitores do conversor diretamente nos terminais do inversor, proporcionando assim um caminho de baixa impedância para circulação das correntes de alta frequência, evitando que as mesmas fluam pelos cabos de potência.

### 2.2.1.2 – Corrente de saída do retificador

O retificador trifásico de seis pulsos a diodos, ilustrado na figura 2.3, é uma configuração amplamente adotada em aplicações industriais [27], de forma que foi então escolhido para demonstrar a composição harmônica das correntes no lado CC dos conversores.

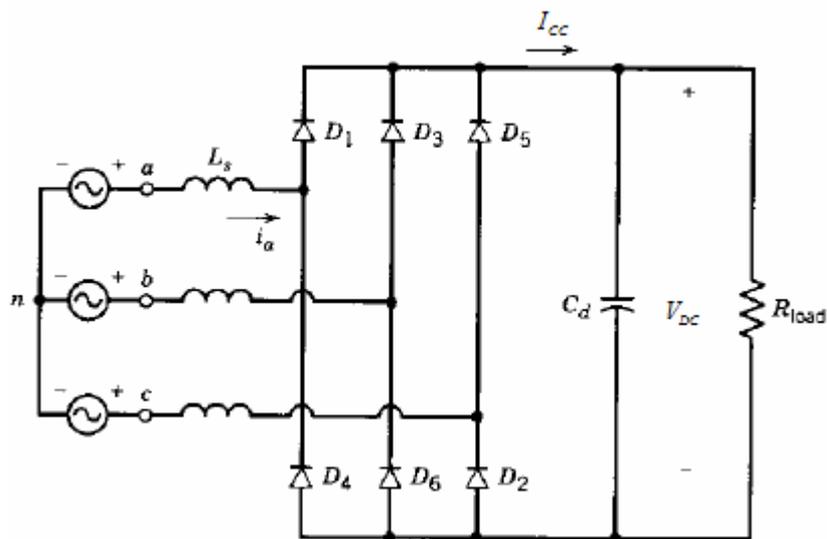


Fig. 2.3. Retificador trifásico de seis pulsos a diodos, ilustração retirada de [27].

A tensão instantânea na saída do retificador é composta por trechos da senóide da rede de alimentação. Durante a carga do capacitor  $C_d$ , é esperado que dois diodos, um do grupo superior e um do inferior, estejam conduzindo simultaneamente, aplicando sobre o barramento CC o módulo da maior tensão de linha da rede de alimentação. Entretanto, durante o intervalo de comutação das correntes entre as chaves, é possível que até três diodos estejam conduzindo por um curto espaço de tempo [27].

Como consequência do modo de funcionamento do retificador de seis pulsos, o circuito percorrido pela corrente se altera seis vezes durante um ciclo da frequência fundamental, implicando na presença de um conteúdo harmônico no barramento CC com seis vezes a frequência da rede e seus múltiplos.

Segundo [19], um retificador com número de pulsos  $p$  gera conteúdo harmônico de correntes no barramento CC da ordem

$$h = p \times q \quad (2.10)$$

na qual  $q$  representa um número inteiro.

Desta forma, pela equação (2.10), pode-se esperar para um retificador a seis pulsos, alimentado por uma rede em 60 Hz, a presença de correntes harmônicas principalmente nas frequências de 360, 720, 1080 Hz, etc, no lado CC do conversor.

O conteúdo harmônico das correntes de saída do retificador pode gerar perdas indesejáveis nos cabos CC do sistema de acionamento não convencional. O uso de um reator no barramento CC é sugerido por [20] com o propósito de limitar a circulação de componentes harmônicas de corrente pelos cabos, reduzindo as perdas nos mesmos e, inclusive, aumentando o fator de potência na entrada do conversor. Na situação teórica, na qual é considerada uma indutância infinita no lado de corrente contínua, buscando anular o conteúdo harmônico de correntes no barramento CC, foi comprovado analiticamente por [27]

que seria possível atingir um fator de potência na entrada do retificador quase unitário (0,955).

A indutância dos próprios cabos de potência e da rede de alimentação (dispersão do trafo e cabos) também desempenham um papel importante para a filtragem dos harmônicos de corrente no barramento CC [27].

O comportamento não-ideal dos dispositivos semicondutores, diferentes valores de indutância parasita em cada perna do inversor ou retificador, falha de comutação nas chaves estáticas, desbalanceamento na tensão da rede de alimentação, dentre outras não-linearidades, são apontadas por [19] e [25] como fontes de harmônicos não-característicos (com frequência diferente daquelas previamente mencionadas).

### 2.3 – Análise computacional do sistema de acionamento PWM

Em busca de uma correta especificação dos cabos de potência para as diferentes topologias de acionamento analisadas neste trabalho, ilustradas na figura 2.4, é necessário o conhecimento do conteúdo harmônico das correntes nas linhas CA e CC. Para tanto, uma análise quantitativa é então apresentada na seqüência através de simulações computacionais dos sistemas de acionamento em velocidade variável.

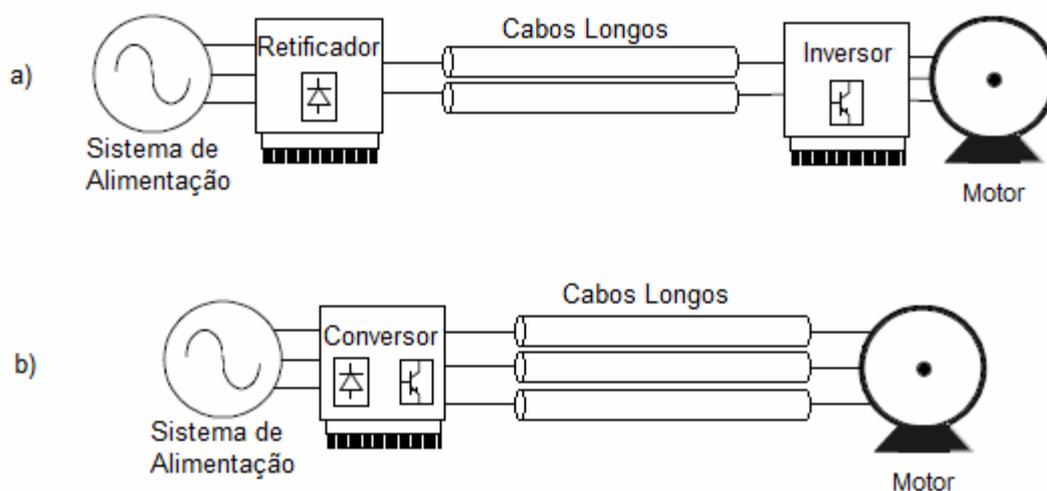


Fig. 2.4. a) Sistema de acionamento alternativo b) Sistema de acionamento tradicional

Um estudo do comportamento dinâmico dos sistemas foi realizado através da plataforma computacional *Matlab / Simulink*. Foram considerados dois motores com diferentes dados de placa, quais sejam: 5 cv / 440 V / 1750 rpm e 100 cv / 440 V / 1780 rpm. Quanto à natureza das cargas foi analisado tanto o acionamento com conjugado constante, representando, por exemplo, um sistema de tração (guindaste, elevador), quanto uma carga com conjugado proporcional ao quadrado da velocidade, modelando uma bomba de água, compressor ou ventilador.

Durante a simulação, o motor foi acionado em diferentes velocidades, sendo que para cada situação a tensão de saída do inversor foi reajustada para garantir a operação da máquina com intensidade de fluxo magnético constante no entreferro.

O sistema de alimentação foi representado por uma fonte de tensão trifásica ideal, com tensão de linha de 440 V rms – 60 Hz, conectada em série com a impedância de dispersão do transformador de alimentação. Esta indutância de dispersão irá desempenhar um importante papel na filtragem dos harmônicos de corrente que irão adentrar no barramento CC através do retificador, não devendo, desta forma, ser desconsiderada.

Buscando a representação mais fiel possível de um ambiente industrial, assumiu-se, para a faixa de potência avaliada, que o transformador não alimenta exclusivamente o sistema de acionamento. Portanto, para o sistema com 5 cv de potência foi utilizado um transformador de 150 kVA com impedância de dispersão de 0,035 pu de sua impedância de base, ao passo que no acionamento de 100 cv adotou-se um transformador de 1 MVA com impedância de dispersão de 0,05 pu. Em ambos os casos, assumiu-se uma resistência no enrolamento de 0,012 pu de suas respectivas impedâncias de base. Vale ressaltar que tais valores referem-se a dados reais encontrados em transformadores comerciais.

Para representar o retificador a diodos de seis pulsos, foi adotado um modelo disponível na biblioteca *SimPowerSystems* do *software Simulink*; já o inversor foi

---

implementado através de chaves ideais, operando a 5 kHz sob um padrão PWM vetorial (SV – PWM).

Os cabos de potência, utilizados para a interconexão entre o retificador e inversor, foram representados por um modelo no domínio do tempo [9] e [12] capaz de contemplar a variação de sua resistência e indutância com a frequência, em decorrência do efeito pelicular. Como é esperada a presença de componentes harmônicas de corrente nos condutores, este modelo se mostra bastante adequado, uma vez que representa com exatidão a real resistência oferecida pelo cabo à cada frequência presente no sistema, resultando em uma caracterização mais precisa da magnitude de cada componente harmônica de corrente no mesmo. Maiores detalhes a respeito da modelagem dos cabos de potência e do método escolhido para obtenção de seus parâmetros podem ser encontrados no Apêndice A.

A operação do sistema foi avaliada considerando diferentes comprimentos de linha, (100, 300 e 1000 metros), sendo que em cada cenário foram adotados condutores, com seção transversal disponível comercialmente, adequados às restrições térmicas e de máxima queda de tensão permitida na linha. Além disso, o estudo ainda contempla três configurações distintas de filtro no barramento CC, conforme retratado na figura 2.5.

- Filtro “A”: Banco de capacitores conectado nos terminais CC do retificador, conforme ilustrado na figura 2.5 a).
- Filtro “B”: Banco de capacitores instalado diretamente nos terminais de entrada do inversor, tal como retratado na figura 2.5 b).
- Filtro “C”: Utiliza um reator entre os terminais do cabo CC e do retificador. Nesta configuração, o banco de capacitor está posicionado na entrada do inversor, como representado na figura 2.5 c).

Existe, ainda, a possibilidade de se adotar uma variação da topologia de filtro “C”, na qual o reator estaria alocado nos terminais CA do retificador. Todavia, o conteúdo harmônico das correntes nos cabos CC será o mesmo observado para estrutura de filtro “C”.

---

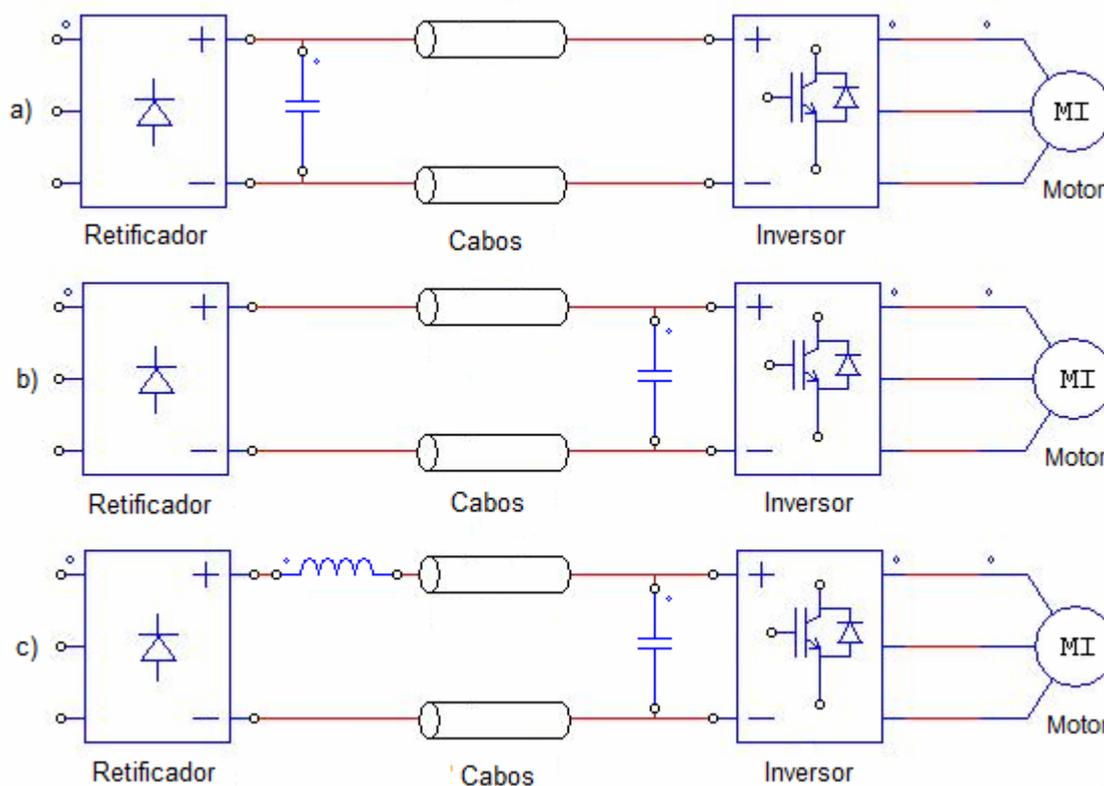


Fig. 2.5. Três configurações distintas de filtro no barramento CC.

É importante mencionar que o banco de capacitores requerido nas três estruturas de filtro previamente mencionadas é exatamente o mesmo utilizado para armazenar energia no barramento CC de conversores tradicionais. Assim sendo, seu aproveitamento para limitar o conteúdo harmônico de correntes nos cabos CC do sistema de acionamento não-convencional não implica em nenhum custo adicional.

## 2.4 – Discussão dos resultados obtidos através de simulações

Este item apresenta uma compilação dos pontos mais relevantes observados através das simulações realizadas.

### 2.4.1 – Comparação entre as componentes fundamentais das correntes nas linhas CA e CC dos sistemas de acionamento

No caso da topologia de acionamento não-convencional (fig. 2.4 a), a potência ativa entregue ao motor está associada à componente média das correntes nos cabos CC. O

conhecimento da referida corrente, portanto, é crucial para especificação dos condutores da linha do sistema de acionamento alternativo.

A equação (2.8) possibilita a estimação da corrente média nos cabos CC ( $I_{CC}$ ) a partir do valor rms da corrente fundamental do motor ( $I_{CA}^{RMS}$ ), do índice de modulação ( $M_i$ ) e do fator de potência da carga ( $\cos \theta$ ).

Buscando correlacionar a corrente fundamental dos diferentes sistemas, a razão entre  $I_{CC}$  e  $I_{CA}^{RMS}$  obtidas tanto analiticamente, através de (2.8), quanto à observada através de simulações computacionais, é apresentada na figura 2.6. Conforme mencionado anteriormente, foram analisados motores de diferentes potências, diferentes comprimentos de cabo, e cargas tanto de conjugado constante como quadrático.

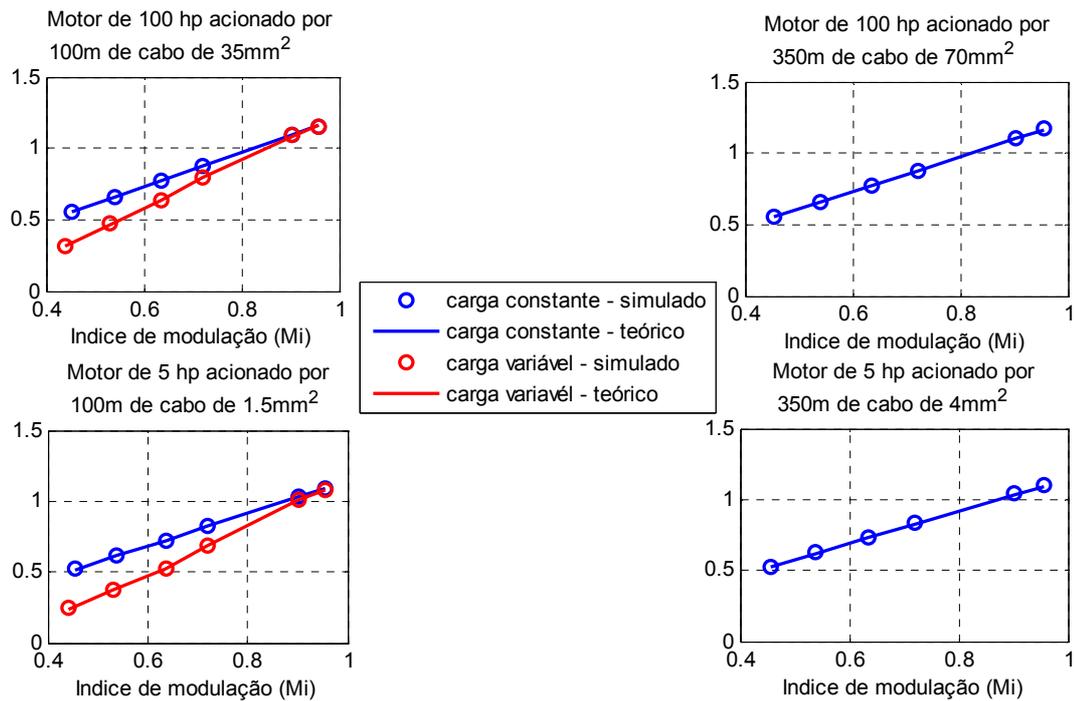


Fig. 2.6. Razão entre a corrente média no cabo CC ( $I_{CC}$ ) pelo valor rms da componente fundamental da corrente na linha CA ( $I_{CA}^{RMS}$ ), durante o acionamento de cargas de conjugado constante ou quadrático.

Durante esta simulação, o motor foi acionado em diferentes velocidades, de forma que em cada situação o valor de  $M_i$  foi reajustado visando manter um fluxo magnético constante no entreferro da máquina. A figura 2.6 permite observar a eficácia da equação (2.8) em

aproximar a razão entre a componente fundamental das correntes nas duas linhas para toda a faixa de velocidades analisada. É importante salientar que, os resultados apresentados neste item independem da estrutura de filtro utilizada no barramento CC, uma vez que apenas a componente fundamental da corrente é considerada.

É sabido que o conjugado mecânico desenvolvido por um motor de indução é dependente da corrente em seus terminais [28]. Portanto, ao se acionar uma carga com conjugado constante em diferentes velocidades, não é esperada uma variação significativa das correntes nas linhas trifásicas do sistema de acionamento tradicional (fig. 2.4 b). De fato, foi observada, através de simulações, uma variação proporcional de  $I_{CA}^{RMS}$  inferior a 2% para uma variação superior a 50% na velocidade de rotação da máquina, para este tipo de carga.

Entretanto, ao reduzir a velocidade do sistema, diminui-se a potência ativa consumida pela máquina, implicando em um menor valor para  $I_{CC}$  circulando pelos cabos de potência do sistema de acionamento alternativo, conforme demonstrado pelas linhas em azul da figura 2.6. Isto posto, ao se acionar uma carga com conjugado constante, têm-se que as perdas nas linhas trifásicas CA se manter-se-ão praticamente as mesmas, independentemente da velocidade do acionamento. Em face disso, um incremento no rendimento do sistema de acionamento alternativo é verificado em função da redução da corrente média nos cabos CC com a velocidade do motor.

No que concerne o acionamento com conjugado variável (bomba de água, compressor, ventilador, etc), foi observada uma diminuição da corrente fundamental nas linhas de ambos os sistemas ( $I_{CC}$  e  $I_{CA}^{RMS}$ ) ao se reduzir a velocidade do acionamento. Todavia, a corrente média nos cabos CC decai mais acentuadamente que a corrente  $I_{CA}^{RMS}$ , conforme pode ser observado pelos gráficos em vermelho da fig. 2.6. Assim sendo, ao operar abaixo da velocidade nominal, tem-se uma maior redução proporcional das perdas nos cabos CC do

---

sistema alternativo em comparação com as linhas CA do sistema tradicional, independentemente da natureza das cargas acionadas.

Ao contemplar a operação do sistema em condições nominais, e portanto, com um índice de modulação elevado, verifica-se que  $I_{CC}$  é maior em módulo que o valor rms da componente fundamental da corrente nas linhas trifásicas CA. Portanto, espera-se uma maior intensidade de corrente circulando pelos cabos de potência do sistema alternativo nesta condição de operação.

Quanto aos motores de diferentes potências analisados, a figura 2.6 indica um maior valor para a razão entre as referidas correntes para o caso de maior potência. Este efeito pode ser explicado pelo fato de que, como motores maiores apresentam fator de potência mais elevado, é esperada uma menor circulação de correntes reativas na linha trifásica CA, reduzindo assim o módulo de  $I_{CA}^{RMS}$ .

#### **2.4.2 – Conteúdo harmônico de corrente nos cabos de potência**

Antes de prosseguir com a análise do conteúdo harmônico das correntes nos cabos de potência, é válido mencionar que a simulação computacional dos sistemas indicou, ao acionar o motor em diferentes velocidades, que o maior valor rms total (incluindo componentes fundamental e harmônicas) para a corrente nas linhas de ambas as topologias de acionamento ocorre quando o sistema opera em condições nominais. Desta forma, conclui-se que os condutores, tanto da linha CA como da linha CC, devem ser especificados para esta condição de operação.

A norma NBR 5410 [29] reforça a afirmação descrita no parágrafo anterior ao determinar que os condutores do circuito terminal que alimenta um motor que será acionado em mais de uma potência e/ou velocidade, sejam especificados para a maior potência e/ou velocidade de operação.

### 2.4.2.1 – Conteúdo harmônico das correntes nas linhas trifásicas CA (sistema tradicional)

As componentes harmônicas de corrente nos cabos de alimentação do motor em um sistema de acionamento tradicional guardam uma relação estreita com a frequência de chaveamento PWM. Na região linear de modulação, um inversor PWM apresenta conteúdo harmônico em sua frequência de chaveamento, seus múltiplos inteiros e nas bandas laterais de todas estas frequências [24]. Para frequências de chaveamento  $f_s$  suficientemente superiores a frequência fundamental  $f_f$  ( $f_s/f_f > 20$ ) o conteúdo harmônico inferior a  $f_s$  tem magnitude inexpressiva [24].

A frequência de chaveamento  $f_s$ , a técnica de modulação e o índice de modulação  $M_i$  são fatores determinantes no valor da distorção harmônica da corrente de saída do inversor [24], [30] e [31]. Em [31] é proposto que um inversor de alto desempenho deva utilizar a estratégia de modulação SVPWM (PWM vetorial) na região de baixa modulação e migrar para um método DPWM (PWM descontínuo) a partir de um determinado índice de modulação, visando operar com uma menor THD de corrente nos terminais da máquina. Em [30], os autores propõem uma técnica de modulação PWM híbrida, que apresenta uma THD de corrente, nos cabos CA, menor que os métodos PWM tradicionais (SVPWM e DPWM) operando em qualquer índice de modulação. A técnica discutida em [30] apresenta uma distorção de corrente 40% menor em comparação com a modulação SVPWM ao acionar um motor em condições nominais.

Dentro de um determinado limite de operação, o conversor PWM mantém uma relação linear entre o sinal de referência e a tensão de saída do inversor [31]. Já na região não-linear, também chamada de região de sobremodulação, o inversor não chaveia durante parte do ciclo da fundamental. Isto acarreta em perda na linearidade do ganho e na geração de harmônicos de corrente de baixa ordem, uma vez que a forma de onda da tensão se torna cada vez mais quadrada [31].

---

Apesar da diminuição do desempenho, operar na condição de sobremodulação permite um melhor aproveitamento da tensão do barramento CC [31], o que possibilita atingir maiores valores de tensão na saída do inversor. Um estudo comparativo realizado em [31] evidencia um menor conteúdo harmônico, na região de sobremodulação, para a estratégia de modulação descontínua (DPWM) comparativamente a técnica SVPWM.

No presente trabalho, a operação do inversor foi simulada com a técnica de modulação SVPWM em toda a faixa estudada, sendo que em condições nominais de operação do motor o modulador se encontra na região de sobremodulação. Uma estratégia de modulação de alto desempenho foge ao escopo deste estudo; porém, é importante salientar a viabilidade da redução da THD de corrente nos cabos do sistema de acionamento tradicional através da seleção de uma estratégia adequada de modulação [30-31].

A figura 2.7 ilustra a composição harmônica das correntes nos cabos de potência do sistema de acionamento tradicional, obtida através de simulações de motores com diferentes potências nominais (5 e 100 cv), acionando cargas com conjugado constante e operando abaixo de sua velocidade nominal, na região de modulação linear. Conforme mencionado anteriormente, adotou-se a estratégia de modulação SVPWM, conforme definido em [24], chaveando a 5 kHz. Nesta condição, a THD das correntes no cabo CA é inferior a 2,5%. A figura em questão foca o conteúdo harmônico e não permite a visualização do pico da corrente fundamental, que é de 9,47 A no sistema de 5 cv e de 166 A para o acionamento de 100 cv. Tal como esperado, os harmônicos de corrente se situam nas bandas laterais da frequência de chaveamento e em seus múltiplos, de maneira semelhante ao espectro harmônico da tensão PWM.

A figura 2.8 retrata o conteúdo harmônico da corrente nos cabos de alimentação do motor de 100 cv, operando em condições nominais. Pode-se observar a presença do 5º, 7º e

---

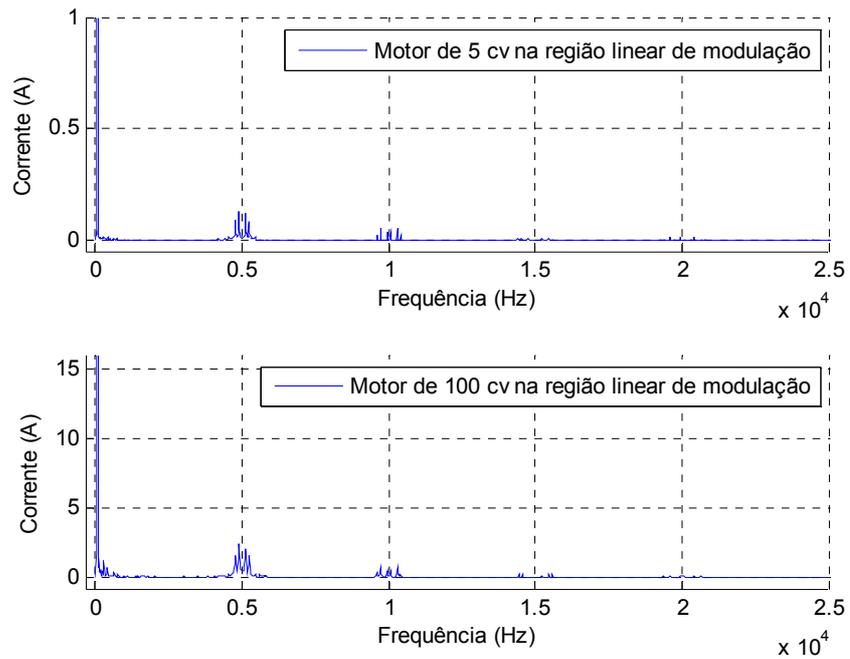


Fig. 2.7. Zoom no conteúdo harmônico das correntes nos cabos CA operando na região linear de modulação, com THD de 2,46 % para o sistema de 5 cv e 2,47 % no sistema de 100 cv.

11<sup>o</sup> harmônicos da frequência fundamental (60 Hz) devido à operação na região de sobremodulação, conforme previsto em [31]. A THD de corrente para o sistema operando em condições nominais é de 8,79% para o sistema de 5 cv e de 7,57% no caso do acionamento de 100 cv, ou seja consideravelmente superior àquela verificada para região de modulação linear.

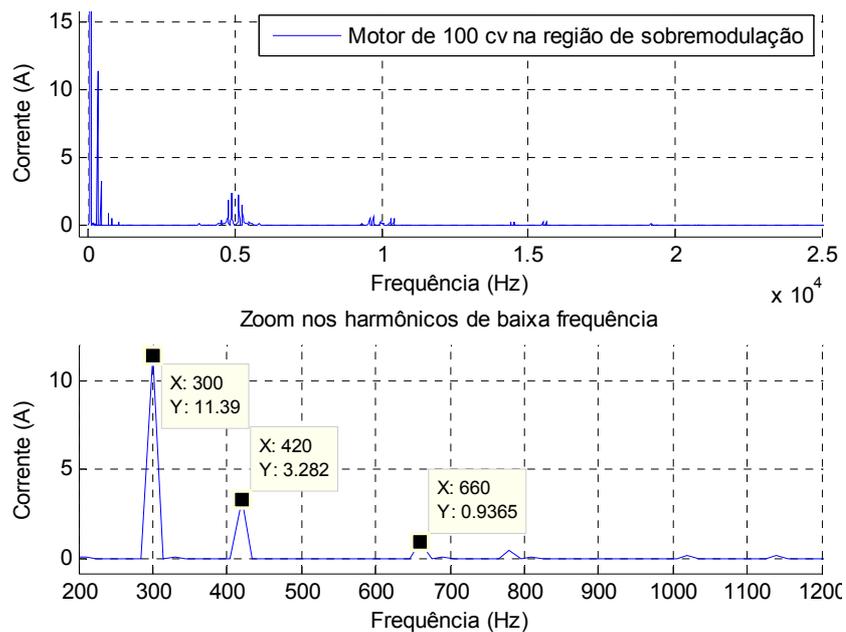


Fig. 2.8. Conteúdo harmônico da corrente nos cabos de potência CA ao acionar o motor de 100 cv em condições nominais (THD de corrente 7,57%).

### 2.4.2.2 – Conteúdo harmônico de corrente nos cabos CC do sistema de acionamento alternativo

O conteúdo harmônico da corrente circulando pelos cabos de potência do sistema de acionamento proposto é dependente das características do filtro empregado no barramento CC do conversor. Com o propósito de se investigar qual topologia de filtro garantiria uma menor circulação de harmônicos pelo cabo, resultando em menor dissipação de energia nos mesmos, foram analisadas três configurações distintas de filtro, as quais serão descritas a seguir.

#### 2.4.2.2.1 – Estrutura de filtro “A”: Banco de capacitor conectado nos terminais CC do retificador

A figura 2.9 ilustra a configuração de filtro “A”, na qual o banco de capacitores do conversor se encontra posicionado nos terminais de saída do retificador. Durante as simulações foi considerada uma capacitância de 600  $\mu\text{F}$  para o sistema de 5 cv e 12 mF para o acionamento de 100 cv.

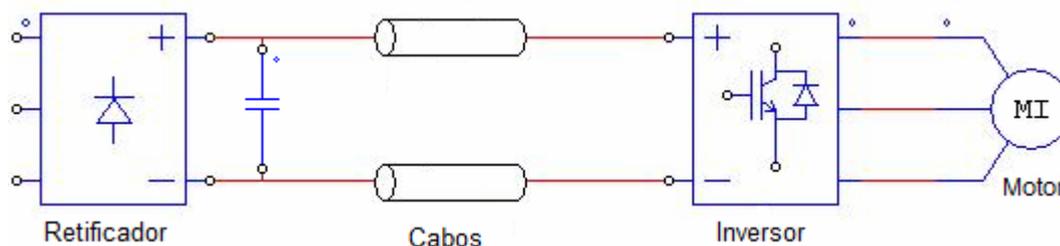


Fig. 2.9. Configuração de filtro “A” no barramento CC do conversor.

A figura 2.10 retrata a FFT da corrente em 100 metros de cabos CC, com seção transversal de 1,5 mm<sup>2</sup>, durante o acionamento do motor de 5 cv em condições nominais, considerando a estrutura de filtro “A”. Neste cenário a distorção harmônica total da corrente é de 34,94 %.

Para este circuito de filtro, o conteúdo harmônico da corrente de saída do retificador fica majoritariamente confinado à malha elétrica estabelecida pelos terminais deste e o capacitor do barramento, que apresenta baixa impedância para as correntes de maior frequência. Logo, a corrente que circula pelos cabos CC será predominantemente a referida

neste trabalho como corrente de entrada do inversor, fato este evidenciado pela pequena magnitude das correntes nas frequências de 360 e 720 Hz ilustradas na figura 2.10. Conforme o esperado teoricamente, a componente alternada da corrente de entrada do inversor tem o seu espectro harmônico concentrado nas bandas laterais da frequência de chaveamento do inversor (5 kHz) e em seus múltiplos inteiros (10, 15, 20 kHz, ...).

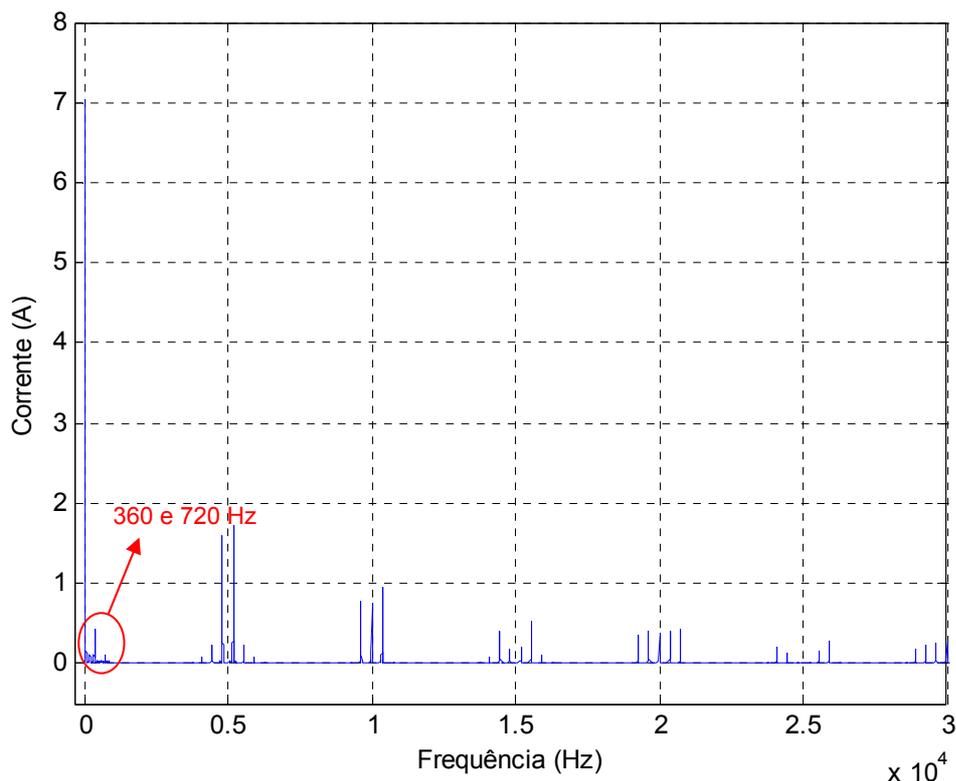


Fig. 2.10. FFT da corrente nos cabos CC do sistema de acionamento alternativo durante o acionamento do motor de 5 cv em condições nominais, com estrutura de filtro “A” (THD = 34,94 %).

A equação (2.9), originalmente apresentada em [24], permite o cálculo da componente alternada da corrente de entrada do inversor  $I_{inhrms}$  a partir do valor fundamental da corrente de carga  $I_{CA}^{RMS}$ , índice de modulação e fator de potência na saída do inversor.

O conteúdo harmônico das correntes no cabo CC, obtido através de simulações considerando a estrutura de filtro “A”, é comparado na seqüência com o valor estimado analiticamente, por meio da equação (2.9). Foi considerada a operação do sistema com fatores de potência distintos e diferentes velocidades, sendo o índice de modulação corrigido visando

manter o fluxo magnético constante no entreferro da máquina. Quanto à natureza das cargas analisadas, foram considerados tanto o acionamento com conjugado constante e quadrático. Os resultados de tal análise são apresentados na figura 2.11.

Os dados apresentados na forma de traços na figura 2.11 representam os valores estimados analiticamente por (2.9). Já os pontos  $\diamond$  e  $\circ$  impressos sobre a figura são referentes aos valores obtidos através de simulações do sistema para conjugado constante e variável com a velocidade, respectivamente. O gráfico exibido na fig. 2.11 não contempla a componente média da corrente nos cabos CC, apenas sua parcela alternada normalizada pela corrente fundamental nos terminais da máquina.

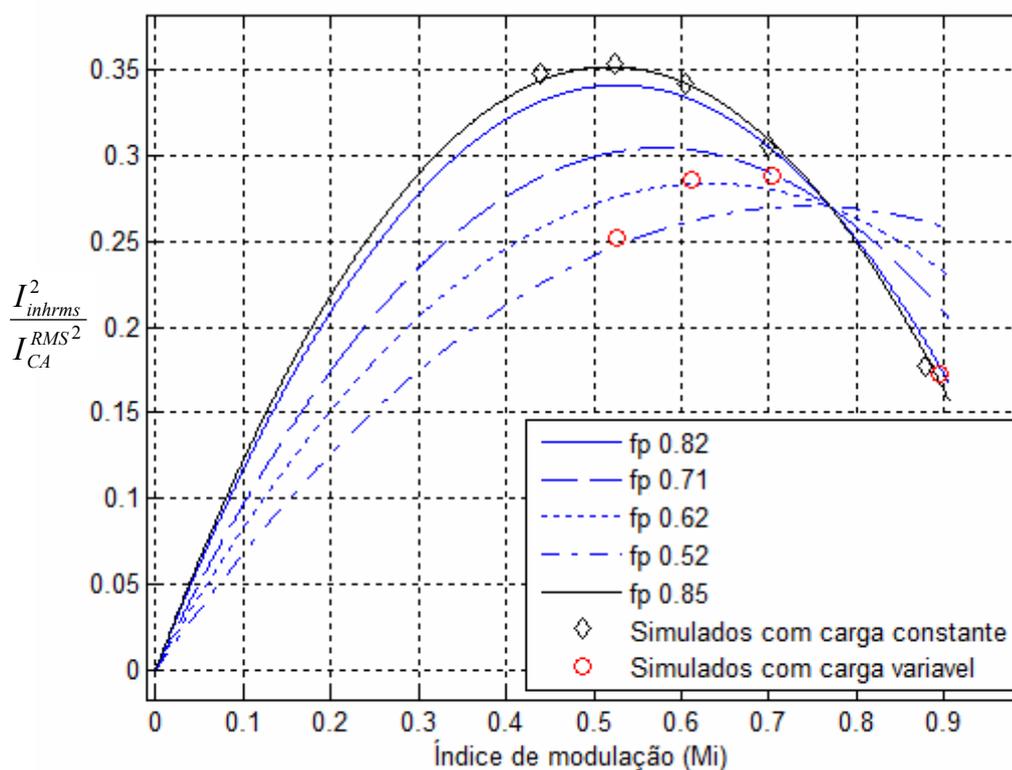


Fig. 2.11. Quadrado da razão entre o valor rms da componente alternada da corrente de entrada do inversor ( $I_{inhrms}$ ) pelo valor rms da componente fundamental da corrente de saída ( $I_{CA}^{rms}$ ).

Um primeiro ponto a ser destacado na figura 2.11 é a proximidade entre os valores obtidos computacionalmente e os calculados pela equação (2.9), o que confirma que o conteúdo harmônico das correntes nos cabos CC, mediante a adoção do circuito de filtro “A”, é composto majoritariamente pela corrente de entrada do inversor.

A inspeção da figura 2.11 permite, também, observar a variação do fator de potência de entrada da máquina ao se acionar uma carga com conjugado variável, abaixo de sua velocidade nominal. Em decorrência da redução do conjugado de carga, tem-se uma diminuição da componente de corrente do motor responsável pela geração do torque mecânico. Entretanto, como o motor é acionado sob fluxo magnético constante independente da velocidade do sistema, a corrente de magnetização da máquina se mantém praticamente inalterada. Desta forma, ao se reduzir o conjugado da carga, a impedância equivalente do motor assume um comportamento cada vez mais indutivo, implicando em uma redução de seu fator de potência.

Conforme atestado em [24] e confirmado pela figura 2.11, o conteúdo harmônico da corrente de entrada do inversor será maior para cargas com fator de potência próximo ao unitário e índice de modulação ao redor de 0,5. Esta condição extrema, com maior intensidade de correntes de alta frequência, seria um ponto interessante para especificação do banco de capacitores do barramento CC.

Em um primeiro momento, este fato poderia erroneamente indicar que, devido ao maior conteúdo harmônico de corrente, este ponto de operação submeteria o cabo CC a uma maior elevação de temperatura, devendo este, também, ser dimensionado para esta condição de operação específica.

No entanto, a operação com baixos índices de modulação está relacionada a uma menor velocidade de rotação do motor e, por conseguinte, menor demanda de potência ativa pela carga. Como a corrente média nos cabos CC ( $I_{CC}$ ) apresenta uma relação linear com a potência transferida para a carga, a operação com baixos índices de modulação implica em uma redução de  $I_{CC}$ .

Assim sendo, apesar do menor conteúdo harmônico de corrente, verifica-se um maior valor rms total para a corrente nos cabos CC do sistema de acionamento alternativo ao se

---

operar em condições nominais. Isto indica que os condutores devem ser especificados levando-se em consideração o ponto de operação nominal do sistema, e não aquele associado ao maior conteúdo harmônico de correntes pelo cabo.

Adicionalmente, a análise computacional do sistema de acionamento permitiu contemplar a ocorrência de sobretensões transitórias nos terminais CC do inversor. A topologia de filtro “A” submete os cabos de potência do sistema alternativo a componentes de corrente de alta frequência. A cada chaveamento do inversor, este aplica um  $di/dt$  de corrente elevado sobre o barramento CC, que ao interagir com a indutância distribuída dos condutores, resulta em sobretensões de até 2 pu, como as ilustradas na fig. 2.12. Em regime permanente, a tensão não atinge 1 pu em consequência da queda de tensão série nos cabos CC.

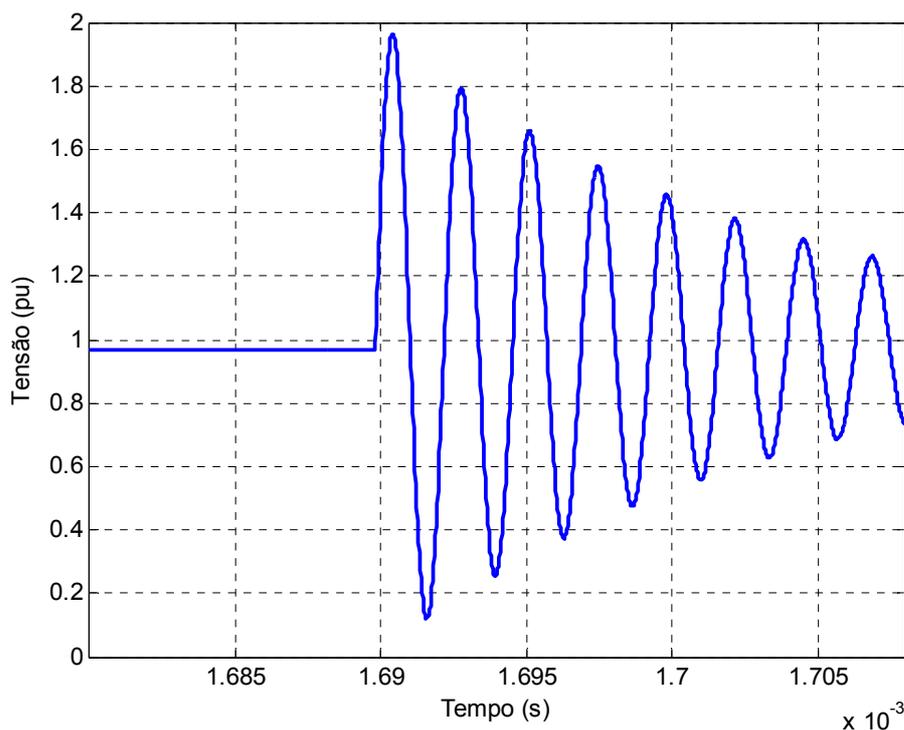


Fig. 2.12. Tensão nos terminais CC do inversor normalizada pela tensão média de saída do retificador.

Os autores de [20] se depararam com um efeito semelhante ao analisar um sistema de transmissão HVDC, cujo inversor é implementado com chaves GTO (*gate turn off thyristor*). Ao reduzir a capacitância nos terminais do inversor, verificou-se que os harmônicos de

corrente, provenientes do chaveamento dos GTOs, irão propagar-se pelos cabos de potência, implicando na ocorrência de sobretensões transitórias nos terminais do conversor.

Desta forma, sugere-se que o banco de capacitores seja instalado diretamente nos terminais CC do inversor, com o propósito de filtrar os harmônicos de chaveamento e garantir que a tensão esteja dentro de limites suportados pelas chaves semicondutoras.

#### 2.4.2.2.2 – Estrutura de filtro “B”: Banco de capacitores instalado diretamente nos terminais de entrada do inversor

A figura 2.13 exibe a configuração de filtro “B”, na qual o banco de capacitores é conectado diretamente aos terminais do inversor. Nesta configuração é estabelecido um caminho de baixa impedância para a circulação das correntes de alta frequência (geradas a partir da comutação dos IGBTs), evitando que estas fluam pelos cabos de potência. Neste caso, assim como no próximo item, foram utilizados o mesmo valor de capacitância descrito para a estrutura de filtro “A”.

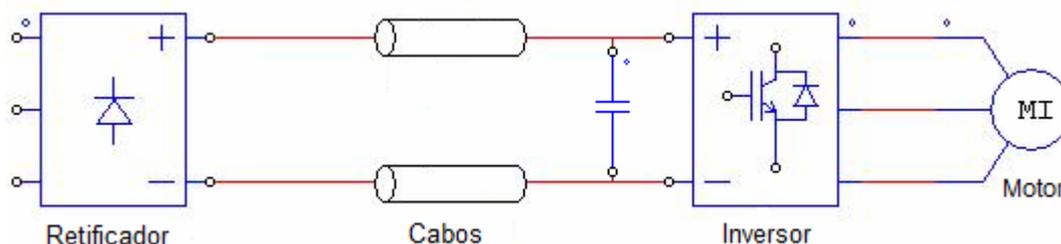


Fig. 2.13. Estrutura de filtro “B” no barramento CC do sistema de acionamento alternativo.

Dentre as topologias de filtro analisadas, esta é a que apresenta o maior conteúdo harmônico de corrente circulando pela linha CC. Entretanto, não foi mais observada a ocorrência de sobretensões transitórias nos terminais do inversor.

A figura 2.14 expõe o conteúdo harmônico das correntes na linha CC, obtido através de simulações para 100 metros de cabo, com seção transversal de 35 mm<sup>2</sup>, ao acionar um motor de 100 cv em condições nominais. Pode-se observar que, para a estrutura de filtro em

questão, apenas os harmônicos de corrente advindos do retificador circulam pelos condutores CC.

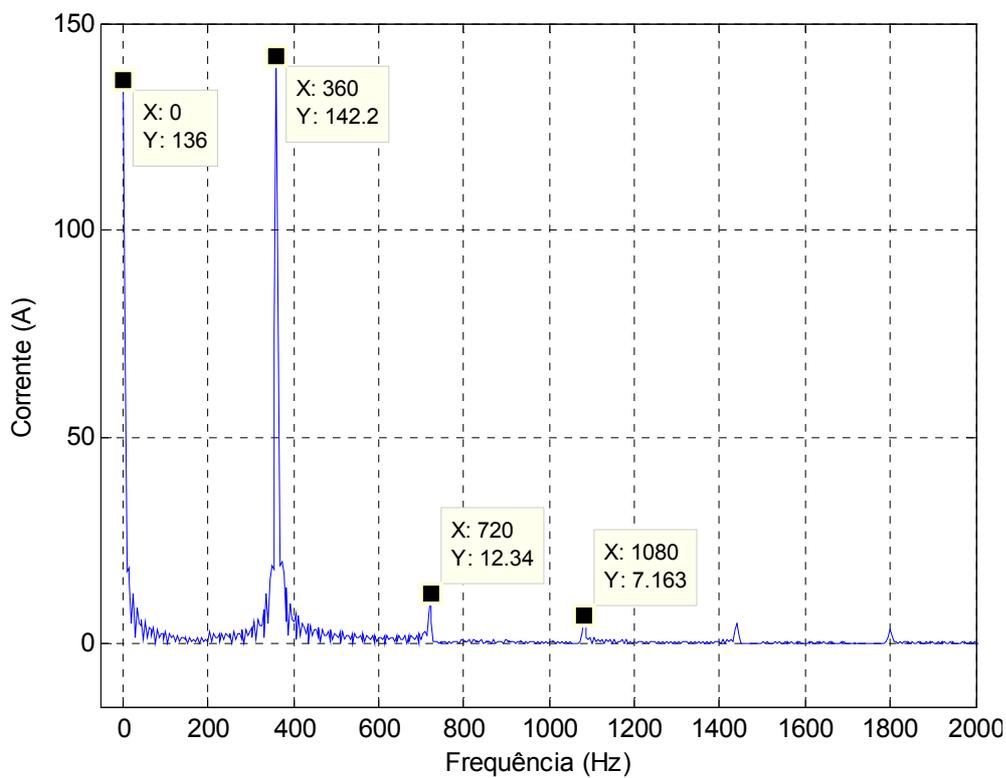


Fig. 2.14. Conteúdo harmônico de corrente nos cabos CC durante o acionamento do motor de 100 cv em condições nominais, estrutura de filtro “B” (THD = 74,35 %).

Como a simulação considera um retificador a diodo de seis pulsos, a corrente alternada nos cabos do sistema de acionamento alternativo é composta pelos 6º, 12º e 18º harmônicos da frequência fundamental da rede de alimentação (60 Hz), conforme previsto por (2.10). Vale lembrar que tanto a indutância da rede de alimentação, quanto a presente no barramento CC, operam no sentido de limitar a intensidade das componentes harmônicas de corrente no lado CC dos conversores [27].

Através da análise computacional, verificou-se que, durante o acionamento de ambos os motores (5 e 100 cv) utilizando 100 metros de cabo CC, a indutância total do sistema (dispersão do transformador e cabos CC) não foi suficiente para garantir a operação do retificador em condição de condução contínua de corrente. A alta THD associada à forma de onda descontínua da corrente implica em uma maior temperatura de operação dos cabos CC,

em função das perdas elétricas elevadas. Nesta situação foram verificados valores de THD das correntes nos cabos CC de 85% e 74% para os acionamentos de 5 e 100 cv, respectivamente, ao operarem em condições nominais.

Conversores industriais de grande porte optam por um circuito retificador a diodos de 12 pulsos associado a um transformador defasador. Em comparação com um circuito retificador de seis pulsos, a operação com doze comutações de corrente por ciclo da frequência fundamental resulta na multiplicação por um fator de dois nas frequências das componentes harmônicas no barramento CC, indicadas na equação (2.10).

Ao considerar uma mesma indutância para a malha de corrente, esta irá se opor com um maior módulo de reatância às correntes de maior frequência presentes em um sistema com doze pulsos em comparação com um circuito retificador a seis pulsos. Assim sendo, é esperado um menor valor de THD de corrente nos cabos CC do sistema de acionamento alternativo, ao adotar uma estratégia de retificação a doze pulsos.

#### **2.4.2.2.3 – Estrutura de filtro “C”: Reator entre os terminais do cabo CC e do retificador, e banco de capacitores posicionado na entrada do inversor**

A figura 2.15 retrata a configuração de filtro “C”, que se difere do circuito “B” por utilizar de um reator conectado entre os terminais de saída do retificador e o cabo CC. Para esta configuração de filtro, o reator CC tem a finalidade de impedir que os harmônicos de corrente, associados à operação do retificador, adentrem nos cabos do sistema de acionamento não-convencional. Como benefício extra, a adoção de um reator no barramento CC pode implicar em um maior fator de potência na entrada do conversor.

O item a seguir descreve a metodologia empregada para o dimensionamento do reator CC utilizado no presente trabalho.

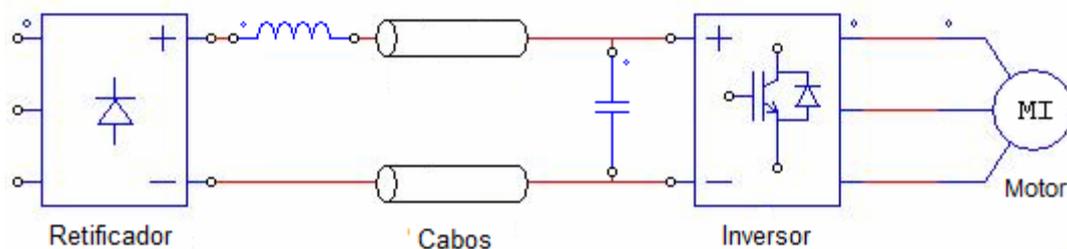


Fig. 2.15. Estrutura de filtro “C” no barramento CC do sistema de acionamento alternativo.

#### 2.4.2.2.3.1 – Especificação para o indutor do filtro “C”

O critério utilizado, no presente trabalho, para a especificação do reator, foi que seu valor seja tal que assegure a operação do retificador em condição de condução contínua de corrente para o conversor trabalhando com até 50% de sua potência nominal. Desta forma, ao evitar que a corrente nos cabos CC assuma uma forma de onda descontínua, limita-se a THD nos condutores e as perdas elétricas associadas a este.

Com o propósito de reduzir ainda mais as perdas elétricas nos cabos do sistema de acionamento alternativo, poder-se-ia adotar um valor maior que o sugerido neste item para a indutância do reator CC; contudo, o projeto deve conciliar a redução dos harmônicos de corrente com os custos associados a esta configuração de filtro.

Garantir a operação do retificador em condição de condução contínua demanda que, a qualquer instante, a corrente nos cabos da linha CC seja maior que zero, evitando que os diodos da ponte retificadora entrem em corte. Considerando que a tensão no barramento CC é invariável para qualquer ponto de operação do conversor, ao operar com 50% de sua potência, a corrente média que circula pelos cabos CC será de metade do seu valor nominal ( $0,5 I_{CC}$ ). Nesta situação, a indutância total do sistema (reator CC somada à indutância dos cabos CC e da rede de alimentação) deve garantir que a excursão do sinal de corrente nos cabos CC não chegue a zero. Esta premissa pode ser atingida limitando-se o valor de pico a pico da componente alternada da corrente nos cabos CC ao valor médio da corrente nominal do sistema.

Para simplificar o cálculo do indutor, será desconsiderada a queda de tensão nos cabos CC do sistema de acionamento proposto, ao passo que a tensão no banco de capacitores  $V_{d0}$  será considerada livre de oscilações. A figura 2.16 ilustra em azul a tensão  $v_d$  nos terminais de um retificador trifásico de seis pulsos, e de vermelho a tensão  $V_{d0}$ .

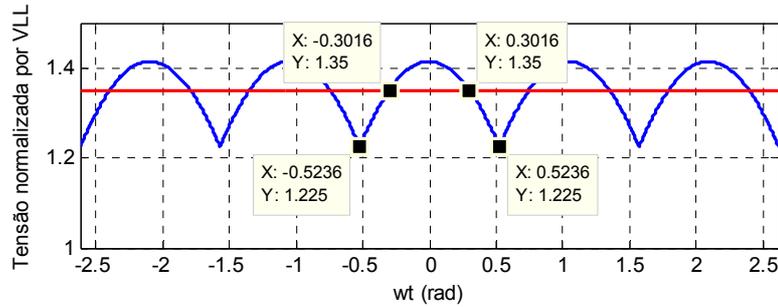


Fig. 2.16. Tensão nos terminais CC em uma ponte retificadora a diodos de seis pulsos.

Em regime permanente, a tensão nos terminais do indutor não apresenta componente contínua, e, no intervalo  $-\pi/6 \leq wt \leq \pi/6$ , é dada por:

$$V_L = \sqrt{2}V_{LL} \cos(wt) - V_{d0} \quad (2.11)$$

onde  $w$  é a frequência da tensão na rede de alimentação em rad/s,  $t$  é o tempo em segundos e  $V_{LL}$  o valor rms da tensão de linha da rede de alimentação.

Segundo [27], a tensão  $V_{d0}$  é a média de  $v_d$ , dada por:

$$V_{d0} = 1.35V_{LL} \quad (2.12)$$

A componente alternada de corrente circulando pelos cabos CC é igual à integral de (2.11) ponderada pelo valor da indutância total do circuito. Ao se integrar apenas o intervalo positivo de  $V_L$  ( $-0,316 \leq wt \leq 0,316$ ), é obtida a excursão de pico a pico da componente alternada de corrente no indutor, indicada em (2.13).

$$i_{pp} = \frac{1}{L} \int_{wt=-0,316}^{wt=0,316} (\sqrt{2}V_{LL} \cos(wt) - 1.35V_{LL}) dt = 4,8 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{\sqrt{2}}{L} V_{LL} \quad (2.13)$$

onde  $i_{pp}$  é o valor de pico a pico da componente alternada da corrente nos cabos CC e  $L$  é a indutância total do circuito. É importante observar que (2.13) é válido apenas para o retificador trifásico a diodo, de seis pulsos, com frequência fundamental da rede em 60 Hz e assumindo as simplificações descritas acima.

A Tabela 2.1 apresenta os valores das indutâncias calculadas através de (2.13), substituindo  $i_{pp}$  pelo valor fundamental da corrente nominal nos cabos CC durante o acionamento dos motores de 5 e 100 cv. Desta forma, ao operar com 50% da potência nominal do sistema, a excursão de pico a pico da componente alternada da corrente nos cabos CC será tal que o retificador opere no limiar da condição contínua de condução.

Tabela 2.1 – Indutores utilizados para a topologia de filtro “C”.

Potência (cv)	L (H)	$i_{pp}$ (A)
5	$4,13799 \cdot 10^{-3}$	7,21
100	$220,5477 \cdot 10^{-6}$	135,33

O valor obtido através da equação (2.13) se refere à indutância total na malha de circulação de corrente. Como este valor foi adotado integralmente para o reator CC, em decorrência da ação adicional da indutância dos próprios condutores CC, aliada à dispersão do transformador, foi verificado nas simulações um menor conteúdo harmônico nas correntes que o esperado. Isto sugere a possibilidade de se aproveitar a indutância distribuída dos próprios condutores para auxiliar na filtragem dos harmônicos de corrente, tal como será discutido posteriormente no item 2.4.2.2.4 deste capítulo.

#### **2.4.2.2.3.2 – Conteúdo harmônico da corrente nos cabos CC utilizando a topologia de filtro “C”**

O espectro harmônico das correntes nos condutores do sistema de acionamento alternativo, obtido através da simulação de um motor de 100 cv, operando em condições nominais, com 100 metros de cabo e com a configuração de filtro “C”, encontra-se exposto na figura 2.17.

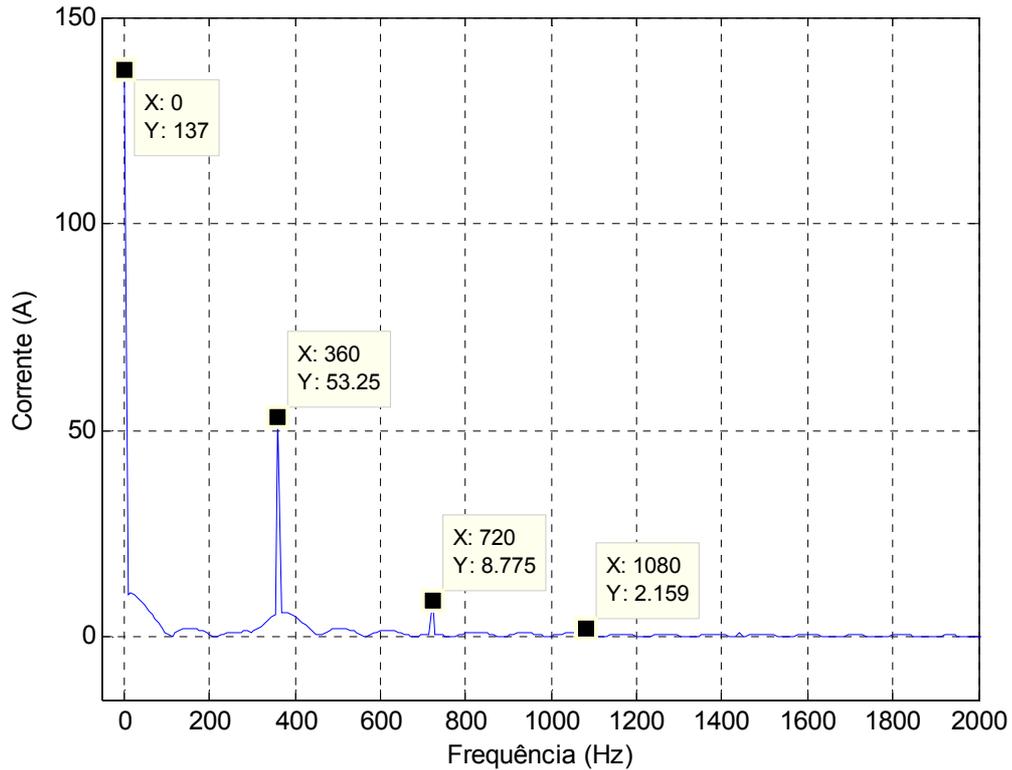


Fig. 2.17. Conteúdo harmônico de corrente no cabo CC durante o acionamento do motor de 100 cv em condições nominais e estrutura de filtro “C” (THD = 27,88 %).

De maneira similar à topologia de filtro “B”, os harmônicos de corrente gerados pelo chaveamento do inversor ficam confinados no banco de capacitores e não circulam pelos cabos CC, de forma que a corrente que flui pelos longos condutores é a própria corrente de saída do retificador, conforme ilustrado na fig.2.17 seu conteúdo harmônico situa-se principalmente na 6<sup>a</sup>, 12<sup>a</sup> e 18<sup>a</sup> ordens da frequência da rede de alimentação (60 Hz).

A comparação entre as figuras 2.14 e 2.17 mostra claramente a redução do conteúdo harmônico da corrente nos cabos CC ao se conectar um indutor nos terminais do retificador. Para o acionamento de 100 cv em condições nominais, houve uma redução na THD de corrente nos cabos de 74% para menos de 28%, ao se trocar a estrutura de filtro “B” pela “C”. Da mesma forma, para o sistema acionando o motor de 5 cv, verificou-se uma redução na THD de corrente na linha CC de 85% para 36%, ao se migrar da configuração de filtro “B” para a “C”.

A redução no conteúdo harmônico de correntes, atingida ao se adotar a estrutura de filtro “C”, implica em menores perdas nos cabos de potência do sistema de acionamento alternativo. Tal fato, no tocante ao critério de dimensionamento térmico para os condutores, acarreta na adoção de menores bitolas para os cabos CC.

#### **2.4.2.2.4 – Aproveitamento da indutância distribuída do cabo para a filtragem dos harmônicos**

Conforme dissertado ao longo deste capítulo, o comportamento do sistema de acionamento em foco neste trabalho foi analisado através de simulações computacionais, nas quais foram contemplados diferentes comprimentos de cabo (100, 350 e 1000 metros). As seções transversais dos condutores utilizados durante as simulações são de valores encontrados comercialmente, e foram reajustadas para cada comprimento de linha, visando manter a queda de tensão nos terminais do motor dentro dos limites especificados pela norma ABNT NBR 5410 [29].

No decorrer das simulações, foi verificada uma redução na THD de corrente nos cabos CC quando se utiliza linhas de maior extensão. A título de exemplificação, tem-se que, para a topologia de filtro “B”, durante o acionamento do motor de 100 cv, o aumento do comprimento do cabo de 100 para 350 metros foi suficiente para garantir que, em condições nominais de operação do motor, o retificador opere em condição de condução contínua sem a necessidade de inclusão do reator (filtro “C”), graças à filtragem extra dos harmônicos de corrente desempenhada pela indutância distribuída dos próprios condutores CC.

Já para o acionamento do referido motor utilizando um cabo de 1000 metros e o circuito de filtro “B”, verificou-se a operação do retificador em condição de condução contínua até para o sistema operando com apenas 20% de sua potência nominal, excedendo, inclusive, o desempenho requerido para a estrutura de filtro “C”.

Entretanto, o reator dimensionado para a estrutura de filtro “C” no sistema de 5 cv, apresenta um valor de indutância substancialmente maior que a verificada nos condutores da linha CC para a faixa de comprimentos analisada. Contudo, apesar de menos significativa, também foi observada uma redução no conteúdo harmônico de corrente nos cabos CC neste sistema, ao se aumentar o comprimento dos cabos.

Através de simulações da configuração de filtro “B”, ao se avaliar o motor de 5 cv operando em condições nominais, verificou-se uma redução na THD de corrente nos cabos CC de 85 % para 69 %, ao se incrementar o comprimento da linha de 100 para 1000 metros. Já para o acionamento do motor de 100 cv, adotando-se a mesma estrutura de filtro, foi observada uma redução mais expressiva na THD de correntes nos cabos CC, reduzindo de 74%, para o caso de 100 metros de cabo, para cerca de 25 %, para a linha com 1000 metros de extensão.

As informações supracitadas evidenciam a possibilidade de se aproveitar a indutância dos próprios condutores CC do sistema de acionamento alternativo, para filtrar o conteúdo harmônico de sua corrente e suprimir os custos relacionados à inclusão do reator no filtro do tipo “C”.

Com o objetivo de facilitar a comparação entre as diversas estruturas de filtro analisadas neste capítulo, e ainda, permitir vislumbrar a influência da indutância do próprio cabo na filtragem de seu conteúdo harmônico, a tabela 2.2 lista os valores de THD na linha CC do sistema de acionamento não-usual, operando sob diferentes configurações. Os dados apresentados na tabela em questão apontam para a redução da distorção harmônica total da corrente em consequência do aumento da indutância do barramento CC, seja através da inclusão de um reator (filtro “C”) ou por maiores extensões de cabos.

Tabela 2.2 – THD de corrente nos cabos CC para diferentes comprimentos de linha, estruturas de filtro e potências dos motores.

Potência	5 cv		100 cv	
	“B”	“C”	“B”	“C”
100 m	84,62 %	35,62 %	74,35 %	27,88 %
350 m	74,35 %	33,73 %	43,30 %	21,20 %
1000 m	68,75 %	30,86 %	25,82 %	15,55 %

A influência de uma alteração na disposição geométrica da linha CC no valor de sua indutância também foi investigada. Os parâmetros de uma linha constituída de dois cabos (fase e retorno), com 350 metros de extensão e 70 mm<sup>2</sup> de área transversal de cobre, foram calculados através da rotina *cable constants* disponibilizada pelo software ATP (*Alternative Transients Program*). Foi observado que, quando os cabos se encontram afastados um do outro de uma distância de 50 cm, obtém-se um incremento de 32% na indutância da linha em comparação ao caso onde os condutores se encontram justapostos.

Este aumento no valor da indutância, somado à indutância de dispersão do transformador, garante, para o sistema de 100 cv, a operação do retificador em condição de condução contínua com a configuração de filtro “B”, para o sistema funcionando com até 50% de sua potência nominal, dispensando a inclusão do reator CC.

No que diz respeito ao aproveitamento das capacitâncias entre os condutores para a redução do valor do banco de capacitores do conversor, foi verificado que, para os cabos analisados, a capacitância entre os condutores é inexpressiva frente ao valor dos bancos de capacitores requeridos pelo conversor. Em [20] é discutida a viabilidade de se aproveitar a capacitância distribuída de cabos submarinos e subterrâneos de alta tensão; todavia a capacitância por unidade de comprimento destes cabos é maior do que a dos condutores analisados neste trabalho, além das distâncias envolvidas situarem-se na faixa de dezenas de quilômetros.

## 2.5 – Considerações finais

Este capítulo se propõe a analisar as correntes nos cabos de potência de ambos os sistemas discutidos neste trabalho (acionamento tradicional, utilizando uma linha trifásica CA, e alternativo, por meio de uma linha CC bifilar).

Com relação à componente fundamental da corrente nos cabos, observou-se, ao operar em condições nominais, uma maior intensidade para a corrente média nos cabos CC ( $I_{CC}$ ) em comparação com o valor rms da componente fundamental da linha CA ( $I_{CA}^{RMS}$ ). Entretanto, verificou-se que o valor de  $I_{CC}$  reduz, a uma taxa maior que a verificada em  $I_{CA}^{RMS}$ , ao diminuir a velocidade do acionamento. Isto implica, ao operar abaixo da velocidade nominal, em um maior incremento proporcional do rendimento para o sistema de acionamento não-convencional em comparação com o sistema tradicional.

Quanto ao conteúdo harmônico das correntes no sistema de acionamento tradicional, pode-se observar, para o inversor operando com um padrão de chaveamento vetorial (SVPWM), a presença de harmônicos de corrente de baixa ordem ao operar na região de sobremodulação. Entretanto, segundo [30] e [31] é possível reduzir a THD da corrente nos terminais da máquina modificando a estratégia de modulação.

No decorrer do presente capítulo o conteúdo harmônico das correntes nos cabos CC, para diferentes configurações de filtros, potências do motor, e comprimentos de linha, foi caracterizado através de simulações. Dentre os resultados apresentados, um primeiro ponto digno de destaque é a ocorrência de sobretensões transitórias nos terminais CC do inversor, observadas ao se adotar a estrutura de filtro “A”. O principal fator motivador para o estudo da estratégia de acionamento alternativa está na mitigação dos fenômenos transitórios de alta frequência, de forma que esta configuração de filtro deve ser então desconsiderada.

Com relação às demais estruturas de filtro analisadas, foi observada uma elevada THD de corrente nos cabos CC para o circuito de filtro do tipo “B”. A inclusão de um reator no

---

barramento CC (configuração de filtro “C”) acarreta no menor conteúdo harmônico de corrente nos cabos dentre todas as configurações de filtro analisadas.

Uma das conclusões mais relevantes obtidas através da análise apresentada neste capítulo é a possibilidade de se aproveitar a indutância distribuída dos próprios cabos CC para a filtragem de seus harmônicos de corrente. Desta forma, ao afastar os condutores de uma distância da ordem de dezenas de centímetros é possível reduzir, ou até mesmo eliminar, o uso de um reator no barramento CC, assim como os custos adicionais correspondentes.

## Dimensionamento dos Cabos Através de sua Capacidade de Condução de Corrente – Limite Térmico

### 3.1 – Considerações iniciais

A análise a seguir consiste na especificação de cabos de potência com base no critério térmico. A norma ABNT NBR 11301 [32] estabelece as condições exigíveis para o cálculo da capacidade de condução de corrente de cabos isolados em regime permanente, em todas as tensões alternadas e em tensões contínuas até 5 kV.

Deve-se entender por capacidade de condução de corrente o valor máximo que pode ser estabelecido em um cabo, sem que sua temperatura em regime permanente ultrapasse um valor especificado. O procedimento para o cálculo da elevação de temperatura do condutor em relação à temperatura ambiente  $\Delta\theta$  é descrito a seguir:

- Determinação da resistência elétrica CC e CA do condutor, sendo o valor da resistência CA corrigido com a frequência em decorrência dos efeitos pelicular e de proximidade;
- Cálculo das perdas elétricas nos cabos incluindo a parcela de perdas extras nas partes metálicas de sua estrutura (blindagem, armação, etc);
- Cálculo das resistências térmicas internas das diferentes partes do cabo;
- Cálculo da resistência térmica externa, dependente do arranjo geométrico e da forma de instalação dos cabos de potência.

É importante observar que a condutividade elétrica do cobre, e conseqüentemente sua resistência elétrica, varia significativamente com sua temperatura, sendo necessária a adoção um método iterativo para o calculo de  $\Delta\theta$ . A elevação da temperatura nos condutores  $\Delta\theta$  é

---

obtida em função das perdas elétricas e das resistências térmicas nos cabos por formulações descritas em [32]. Como as perdas dielétricas na isolação dependem do campo elétrico, estas apenas se tornam relevantes para o cálculo de elevação de temperatura para níveis de tensão na faixa de dezenas de kilovolts [32]. Portanto, para os níveis de tensão dos cabos analisados neste trabalho, as perdas dielétricas nos materiais isolantes podem ser desconsideradas. A máxima temperatura dos condutores em regime permanente é limitada pelo material utilizado na isolação e revestimento dos cabos, e é tabelada na norma ABNT NBR 5410 [29].

As perdas elétricas nos cabos são influenciadas por características construtivas dos mesmos. A presença de elementos metálicos na sua estrutura representa uma fonte extra de calor no sistema, em função da geração de correntes induzidas, o que pode implicar no redimensionamento das bitolas dos condutores visando facilitar a dissipação deste calor.

A resistência térmica interna depende de propriedades dos materiais e da forma de construção dos cabos, enquanto a resistência térmica externa aos cabos depende da forma de instalação dos mesmos, espaçamento entre cabos, configuração geométrica da linha, exposição direta à radiação solar e disposição dos cabos (em canaletas, em dutos, enterrados, embutido em alvenaria, entre outras).

A figura 3.1, extraída de [33], ilustra a estrutura interna de um cabo multipolar projetado especialmente para a ligação de conversores de frequência (sistemas de acionamento tradicionais). A isolação em HEPR possibilita a operação dos condutores em maiores temperaturas que aquela permitida com isolação PVC [29], o que aumenta sua capacidade de condução de corrente. A blindagem com fitas de cobre reduz a interferência eletrostática, ao passo que os condutores de neutro dispostos helicoidalmente confinam a circulação das correntes de alta frequência de modo comum, inerentes ao acionamento PWM tradicional com longos cabos de potência, diminuindo a ocorrência de interferência conduzida com sistemas vizinhos.

---



Fig. 3.1. Cabo Gsette para conversores de frequência do fabricante Prysmian.

Legenda: 1) Encordoamento de fios de cobre para garantir flexibilidade, 2) Composto termofixo de isolamento em dupla camada de borracha HEPR, 3) Enchimento, composto termoplástico de PVC, 4) Fios de cobre aplicados helicoidalmente, 5) Blindagem de fitas de cobre, 6) Cobertura em PVC.

Na figura 3.2, retirada de [34], tem-se outro cabo deste mesmo fabricante, de construção mais simples e revestido com PVC. Devido às diferenças estruturais nos cabos ilustrados pelas figuras 3.1 e 3.2, a norma [32] estabelece formulações distintas para o cálculo da elevação de temperatura do condutor  $\Delta\theta$  em relação à temperatura ambiente.



Fig. 3.2. Cabo para uso geral Sintenax Flex, do fabricante Prysmian.

Legenda: 1) Encordoamento de fios de cobre para garantir flexibilidade, 2) Isolação - composto termoplástico de PVC, 3) Cobertura - composto termoplástico de PVC.

Com o intuito de se realizar uma análise comparativa entre as áreas das seções de cobre requisitadas para a transmissão de uma determinada potência por uma linha trifásica CA ou por uma linha bipolar CC, especificadas através de um critério térmico, é imprescindível que tanto os cabos quanto a forma de instalação de ambas as linhas sejam semelhantes, tornando coerente a comparação.

As análises comparativas subseqüentes são referentes ao seguinte arranjo de cabos:

- Condutores singelos unipolares revestidos por uma isolação de PVC sem blindagem ou armadura, tal como aquele apresentado na fig. 3.2;
- Linha CC constituída de dois cabos justapostos, dispostos horizontalmente;
- Linha CA composta de três cabos em trifólio, próximos uns aos outros;
- Cabos dispostos ao ar livre ou sobre bandejas perfuradas, protegidos da radiação solar direta e sujeitos à convecção natural;
- Temperatura do ambiente de 30°C, conforme estabelecido em [29].

As formulações descritas em [32] indicam que cabos unipolares (fig. 3.2) apresentam menor resistência térmica interna que cabos multipolares (fig. 3.1). No que diz respeito à forma de instalação da linha, a menor resistência térmica externa ao cabeamento é verificada para cabos dispostos ao ar livre e protegidos da radiação solar.

A presença de blindagem metálica na estrutura acarreta em maiores perdas inclusive nos cabos da linha CC, devido à indução de correntes em consequência de seu conteúdo harmônico. Isto resulta na diminuição na capacidade de condução de correntes em ambas as linhas, para o caso de cabos com estruturas metálicas.

A distância entre cabos adjacentes exerce influência no valor da resistência térmica externa ao cabeamento. De forma a padronizar a análise, os respectivos cabos constituintes das linhas CA e CC foram considerados justapostos. Vale ressaltar que a resistência térmica

---

externa diminuiria caso os condutores se encontrassem afastados, permitindo uma maior capacidade de condução de corrente para tal arranjo de cabos.

A respeito do arranjo de cabos analisados, pode-se afirmar que a alteração do material da isolação ou o aumento da distância entre os condutores acarretaria em uma elevação da capacidade de condução de corrente de ambas as linhas. Qualquer outra alteração no cabeamento repercutiria em uma menor capacidade de condução de corrente.

Desta forma, apesar da escolha de configurações de linha específicas para o cálculo de  $\Delta\theta$ , os resultados e conclusões para outras configurações de cabos seguirão as mesmas tendências dos avaliados neste capítulo, desde que a comparação seja realizada entre arranjos equivalentes de linhas CA e CC.

Neste contexto, a proposta do presente capítulo é a descrição de uma metodologia que permita o dimensionamento dos cabos de potência em obediência à restrição de máxima elevação da temperatura em regime permanente imposta pela norma ABNT NBR 5410 [29].

A respeito da estrutura de cabo avaliada neste trabalho, sabe-se que a elevação de temperatura se deve apenas às perdas ôhmicas nos condutores [32]; em busca de uma maior compreensão acerca deste tema, o presente capítulo discorre a respeito de particularidades do cálculo das perdas nas linhas CA e CC, dando a devida atenção para as perdas geradas pelo conteúdo harmônico de correntes nos condutores. Neste sentido, são apresentados dois procedimentos distintos para o cálculo da resistência elétrica dos condutores capazes, de contabilizar sua variação com a frequência. Posteriormente, são apresentadas formulações para o cálculo da resistência térmica interna e externa ao cabeamento conforme descrito na norma ABNT NBR 11301 [32].

Por fim, são dimensionados os cabos de potência de ambas as linhas com base no critério térmico, seguido de uma análise comparativa do volume de cobre requerido pelas estratégias de transmissão CC e CA.

---

### 3.2 – Resistências elétricas das linhas CA e CC

A norma ABNT NBR 11301 [32] recomenda que o valor da resistência em corrente contínua utilizada para o cálculo das perdas elétricas nos condutores seja o valor máximo garantido pelo fabricante, determinado pela norma ABNT NBR NM 280 [35], corrigida para a temperatura máxima de operação do cabo. Ainda de acordo com [32], não é conveniente recorrer a uma fórmula genérica de cálculo para resistência elétrica em corrente contínua, da qual poderia resultar diferença significativa em relação ao valor máximo garantido pelo fabricante e tabelado em [35].

A norma ABNT NBR NM 280 [35] especifica, por razões de padronização, o valor da resistência elétrica máxima em corrente contínua a 20°C para as seções nominais de 0,5 mm<sup>2</sup> a 2000 mm<sup>2</sup> de condutores, que não refletem um critério uniforme de cálculo, sendo obtidas, portanto, através de consenso internacional. Contudo, levar em consideração apenas os valores discretos para as áreas transversais de condutor tabeladas em [35] não garante que os cabos das linhas CA e CC estejam operando exatamente na máxima temperatura em regime permanente permitida pelo material de isolamento. Desta forma, para comparar o volume de cobre nos cabos de potência, requerido pelas diferentes estratégias de transmissão (CA e CC), dimensionados a partir do critério térmico, é necessário considerar áreas de seção transversal de condutor com valores intermediários à série padrão especificada em [35].

Já para a determinação da resistência em corrente alternada, em [32] são apresentadas formulações simplificadas de Bessel, as quais dispensam a operação com variáveis complexas e a solução de séries infinitas, para a aproximação do fator de correção da resistência considerando os efeitos pelicular e de proximidade. Estas formulações são aplicáveis à maioria das seções de cabo padrão, nas frequências de 50 Hz e 60 Hz [32]. No entanto, tais fórmulas não são adequadas para toda a faixa de frequências presente no sistema de acionamento PWM.

---

Os itens que se seguem apresentam metodologias distintas para a determinação da resistência elétrica de condutores, sendo uma puramente analítica e a outra baseada numa ferramenta computacional (método dos elementos finitos). É importante frisar que os valores para a resistência elétrica em corrente contínua calculados através das metodologias em questão se diferem dos valores máximos tabelados na norma ABNT NBR NM 280 [35], entretanto, as mesmas permitem a determinação da resistência elétrica de condutores com área da seção transversal intermediária àquelas tabeladas em [35], excitados por qualquer frequência.

### 3.2.1 – Dedução no domínio da frequência da impedância de um condutor cilíndrico considerando o efeito pelicular

Segundo [36], a equação derivada das formulações de Maxwell que descreve a propagação da onda de campo elétrico em um meio é:

$$\nabla^2 E_{(x,y,z,t)} = \mu\epsilon \frac{\partial^2 E_{(x,y,z,t)}}{\partial t^2} + \mu\sigma \frac{\partial E_{(x,y,z,t)}}{\partial t} + \nabla \frac{\rho_v}{\epsilon} \quad (3.1)$$

sendo  $E_{(x,y,z,t)}$  o vetor campo elétrico propagando na direção  $z$  como descrito na fig. 3.3,  $\epsilon$  a permissividade elétrica do meio,  $\mu$  a permeabilidade magnética do condutor,  $\sigma$  sua condutividade elétrica e  $\rho_v$  a densidade de carga do material condutor.

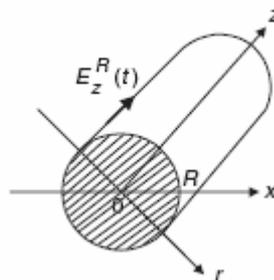


Fig. 3.3. Geometria do condutor cilíndrico.

A densidade de carga será considerada constante ao longo do volume do material condutor [36], de forma que sua divergência será nula, zerando o termo  $\nabla \rho_v / \varepsilon$  de (3.1). O termo em questão só não seria nulo caso houvesse uma fonte ou sorvedouro de cargas no interior do material. Em um condutor de cobre, tem-se que  $\sigma \gg \varepsilon$ , podendo-se desta forma desprezar o primeiro termo do lado direito de (3.1).

O campo elétrico se posiciona radialmente ao condutor e propaga-se na direção  $z$  indicada na figura 3.3. Aplicando-se o laplaciano em coordenadas cilíndricas em (3.1), com as devidas simplificações mencionadas no parágrafo anterior, obtém-se a equação de onda de Maxwell em um meio condutor, tal como se segue:

$$\frac{\partial^2 E_z(r,t)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial E_z(r,t)}{\partial r} - \mu\sigma \frac{\partial E_z(r,t)}{\partial t} = 0 \quad (3.2)$$

A equação (3.2) se encontra em conformidade com a formulação explicitada na referência [37], em que  $r$  é a distância do centro a um ponto na seção transversal do condutor cilíndrico. Observe que na equação (3.2) o campo elétrico varia apenas com o raio do condutor e independe das demais variáveis das coordenadas cilíndricas, o que ocorre quando se considera o efeito proximidade.

Para se realizar o estudo no domínio da frequência, a equação (3.2) será submetida a uma transformação de Laplace e pré-multiplicada por  $r$ , dando origem a:

$$rE'' + E' + k^2 rE = 0 \quad (3.3)$$

Com o intuito de simplificar a notação, os indicadores '' e ' se referem às derivadas em função de  $r$  de segunda e primeira ordem, respectivamente. A constante  $k$  é igual a  $\sqrt{-j\omega\sigma\mu}$ , sendo  $j$  a unidade imaginária e  $\omega$  a frequência do campo elétrico em rad/s.

A equação (3.3) é classificada por [38] como uma forma geral da equação diferencial de Bessel de ordem zero, cuja solução é dada por:

---

$$E(r, j\omega) = C_1 J_0(kr) + C_2 Y_0(kr) \quad (3.4)$$

onde  $C_1$  e  $C_2$  são constantes e  $J_0$  e  $Y_0$  são funções de Bessel do primeiro e segundo tipo, respectivamente.

Como  $Y_0$  assume valor infinito para  $kr$  igual a zero,  $C_2$  deverá ser nulo para garantir um resultado coerente fisicamente [38], já que o campo elétrico no interior do condutor não é ilimitado.

Assumindo como condição de contorno que o campo elétrico aplicado na superfície do condutor é de 1 V/m, tem-se que:

$$C_1 = \frac{1}{J_0(kR)} \quad (3.5)$$

onde  $R$  é o raio externo do condutor.

Ainda, de acordo com [38], a função de Bessel do primeiro tipo pode ser calculada através da serie infinita definida em (3.6), com  $n$  igual a zero.

$$J_n(x) = \sum_{p=0}^{\infty} \frac{(-1)^p (x/2)^{2p+n}}{p!(p+n)!} \quad (3.6)$$

A densidade de corrente em um condutor é definida em [36] como:

$$\mathfrak{J}(r, s) = \sigma E_z(r, s) \quad (3.7)$$

Integrando-se (3.7) em toda área da seção transversal do condutor, obtém-se a corrente que circula pelo fio cilíndrico:

$$I(w) = \int_0^R \int_0^{2\pi} \sigma \frac{J_0(kr)}{J_0(kR)} r d\theta dr \quad (3.8)$$

$$I(w) = \frac{2\pi\sigma}{J_0(kR)} \int_0^R J_0(kr) r dr \quad (3.9)$$


---

As relações de recorrência para as funções de Bessel são descritas em [38], a partir das quais é possível calcular a integral presente em (3.9).

$$I(w) = \frac{2\pi\sigma R}{k} \frac{J_1(kR)}{J_0(kR)} \quad (3.10)$$

Conforme estabelecido em (3.5), o campo elétrico aplicado ao cabo é de 1 V/m. Considerando 1 metro de cabo, a impedância por unidade de comprimento para uma dada frequência será de:

$$z(w) = \frac{V(w)}{I(w)} = \frac{1}{I(w)} = \frac{k}{2\pi\sigma R} \frac{J_0(kR)}{J_1(kR)} \quad (3.11)$$

A resistência por metro de cabo será a parcela real de (3.11). De modo a se verificar a metodologia descrita neste item, foram calculadas as resistências elétricas em corrente contínua e 60 Hz para diferentes bitolas de condutores, conforme proposto em (3.11), comparando-se o resultado obtido com aquele proveniente das formulações apresentadas em [32]. Os valores de resistência listados na Tabela 3.1 foram calculados para a temperatura de 70°C, o que implica em uma correção da condutividade do cobre conforme sugerido por [32].

Tabela 3.1 – Cálculo da resistência pelo método proposto em comparação com formulações apresentadas na norma ABNT NBR 11301.

Bitola (mm <sup>2</sup> )	R <sub>CC</sub> (Ω/m)			R <sub>60Hz</sub> (Ω/m)		
	NBR 11301	Equação (3.11)	Razão (p.u.)	NBR 11301	Equação (3.11)	Razão (p.u.)
0.5	41,2577.10 <sup>-3</sup>	41,2577.10 <sup>-3</sup>	0,999	41,2577.10 <sup>-3</sup>	41,2577.10 <sup>-3</sup>	0,999
2.5	8,251542.10 <sup>-3</sup>	8,251543.10 <sup>-3</sup>	0,999	8,251557.10 <sup>-3</sup>	8,251557.10 <sup>-3</sup>	0,999
25	825,1543.10 <sup>-6</sup>	825,1543.10 <sup>-6</sup>	0,999	825,2977.10 <sup>-6</sup>	825,2978.10 <sup>-6</sup>	0,999
240	85,95357. 10 <sup>-6</sup>	85,95357.10 <sup>-6</sup>	0,999	87,31402. 10 <sup>-6</sup>	87,31405.10 <sup>-6</sup>	0,999
300	68,76285. 10 <sup>-6</sup>	68,76286.10 <sup>-6</sup>	0,999	70,45139. 10 <sup>-6</sup>	70,45147.10 <sup>-6</sup>	0,999
400	51,57214.10 <sup>-6</sup>	51,57214.10 <sup>-6</sup>	0,999	53,78964.10 <sup>-6</sup>	53,78993.10 <sup>-6</sup>	0,999

Para a verificação da validade da resistência elétrica obtida por (3.11) em frequências diferentes de 60 Hz, a resistência de um condutor a 70°C, com bitola de 150 mm<sup>2</sup>, foi calculada computacionalmente através da rotina “Cable Constants” do software ATP,

considerando uma resistividade da terra nula visando computar apenas a resistência própria do cabo. Os resultados estão disponibilizados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Cálculo da resistência pelo método proposto em comparação com os resultados da rotina “*Cable Constants*”.

Freqüência (Hz)	R segundo (3.11) ( $\Omega/m$ )	R <i>Cable Constants</i> ( $\Omega/m$ )	Razão (p.u.)
180	$1,4494352 \cdot 10^{-4}$	$1,4493885 \cdot 10^{-4}$	1,0000
1080	$2,5329161 \cdot 10^{-4}$	$2,5371758 \cdot 10^{-4}$	0,9983
5040	$5,0288718 \cdot 10^{-4}$	$5,0287473 \cdot 10^{-4}$	1,0000
10020	$6,9367921 \cdot 10^{-4}$	$6,9366036 \cdot 10^{-4}$	1,0000
50040	$15,053497 \cdot 10^{-4}$	$15,053255 \cdot 10^{-4}$	1,0000

As Tabelas 3.1 e 3.2 apresentam a razão entre as resistências calculadas através da parte real de (3.11), por aquela calculada através das formulações disponibilizadas por [32] e através da rotina “*Cable Constants*” do *software* ATP; independentemente da metodologia empregada, foram obtidos valores semelhantes para a resistência elétrica dos condutores.

### 3.2.2 – Determinação da resistência de condutores levando em consideração o efeito proximidade

A discussão sobre a influência do efeito pelicular na determinação da resistência elétrica de cabos tem como prerrogativa a ausência de qualquer outro condutor na vizinhança do sistema analisado, o que não ocorre na maioria dos casos práticos. A presença de materiais condutores próximos ao cabo em questão proporciona uma deformação no campo magnético tão maior quanto maior for a freqüência do mesmo [39, 40].

A figura 3.4, retirada de [40], ilustra a redistribuição da corrente ao se aproximar dois condutores carregados. A figura 3.4 a) representa graficamente a distribuição do campo magnético e a densidade de corrente para um único condutor cilíndrico, sujeito apenas ao efeito pelicular. Quando um outro condutor, carregado com corrente de sentido oposto, é posicionado próximo ao primeiro, as correntes em ambos se concentram próximas às faces internas dos condutores, conforme ilustrado na fig. 3.4 b). No entanto, caso as correntes

tenham o mesmo sentido, as mesmas se concentrarão em lados opostos dos condutores, tal como mostra a fig. 3.4 c).

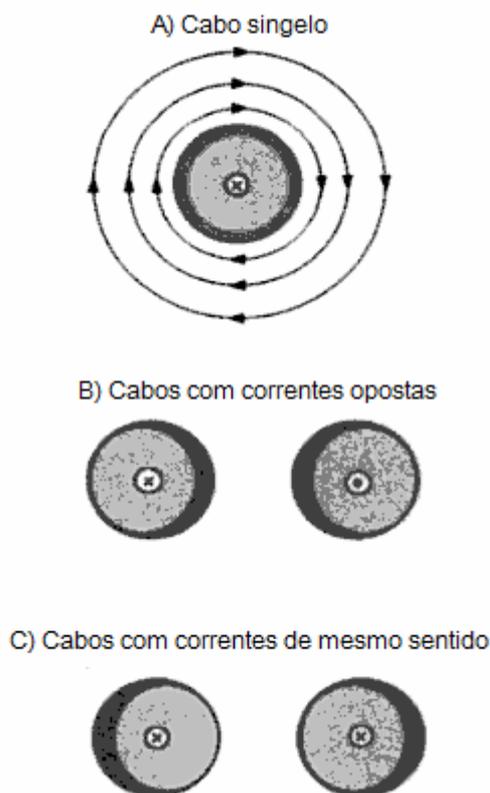


Fig. 3.4. Ilustração do efeito proximidade em condutores cilíndricos.

A redução na área efetiva disponível para a condução de corrente é responsável pelo incremento no valor da resistência dos condutores sujeitos ao efeito proximidade. O referido efeito é inversamente proporcional à distância entre os condutores e, assim como o efeito pelicular, é verificado com maior intensidade em condutores com maior seção transversal [39]. Vale a pena ressaltar, que assim como o efeito pelicular, o efeito proximidade ocorre com maior veemência quando excitado por maiores frequências.

A disposição geométrica dos elementos envolvidos no problema torna a modelagem analítica do efeito proximidade onerosa e complexa. Outro fator complicador surge da instalação dos cabos sobre bandejas condutoras aterradas, gerando uma distribuição de correntes assimétrica. Para esta situação, métodos computacionais baseados no cálculo da

distribuição espacial de campos tornam-se bastante atrativos, permitindo a análise de diferentes geometrias submetidas as mais variadas condições de contorno.

Neste trabalho, a metodologia descrita em [39] foi utilizada na determinação da impedância por metro de cabo. O *software* FEMM (*Finite Element Method Magnetics*) foi utilizado para o cálculo do campo magnético e na conseqüente determinação dos parâmetros resistivos e indutivos dos condutores.

Os cabos foram representados por condutores cilíndricos revestidos por uma camada isolante em PVC para modelar cabos de baixa tensão (0.6/1 kV) disponíveis comercialmente. Mais informações a respeito de sua estrutura física podem ser encontradas em [34].

Para modelar, de forma simplificada, a instalação do cabeamento sobre bandejas condutoras aterradas, o retorno das correntes foi considerado como sendo através de um plano de terra ideal. Isto implica na obtenção de uma matriz de resistências elétricas com elementos nulos fora da diagonal principal, uma vez que estes se referem à resistência do caminho de retorno das correntes.

A figura 3.5 apresenta a resistência elétrica por metro de condutor, calculada pela metodologia proposta em [39] para dois cabos justapostos compondo a linha CC, avaliada para as frequências em que se espera a circulação de correntes pela mesma.

A tabela 3.3 lista, para o arranjo de linha CC mencionado anteriormente, a razão entre a resistência elétrica calculada através do método de elementos finitos levando em consideração tanto o efeito proximidade quanto o efeito pelicular, pela resistência elétrica corrigida apenas pelo efeito pelicular, para diferentes seções transversais de cabos e diferentes frequências.

Tabela 3.3 – Razão entre o valor de resistência incluindo ambos os efeitos proximidade e pelicular por aquele considerando apenas o efeito pelicular.

SC (mm <sup>2</sup> ) \ F(Hz)	60	360	5000	30000
4	1	1	1.0229	1.1037
10	1	1	1.1098	1.1836
150	1.0138	1.2126	1.4080	1.4680

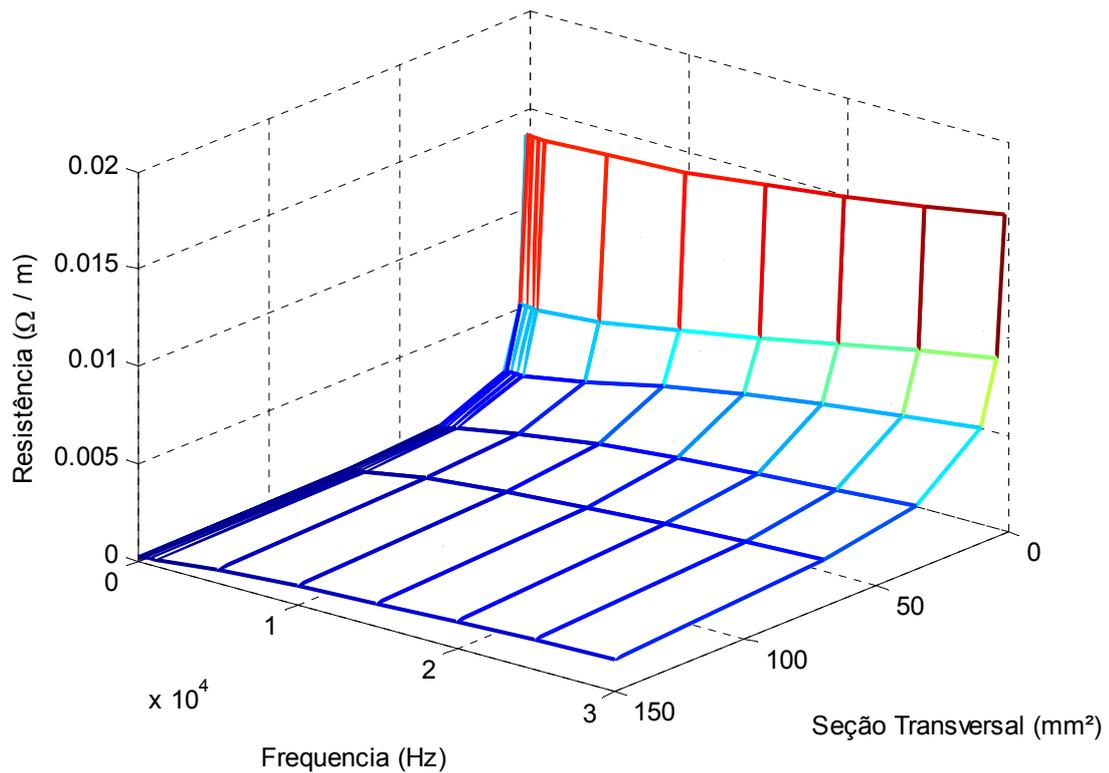


Fig. 3.5. Resistência dos condutores da linha CC considerando os efeitos pelicular e proximidade.

A inspeção da tabela 3.3 permite confirmar, em maiores frequências e para condutores com maior seção transversal, um aumento considerável na resistência elétrica em decorrência do efeito proximidade.

### 3.3 – Perdas elétricas nos condutores da linha CA (sistema tradicional)

A determinação das perdas nos condutores da linha CA requer o conhecimento da corrente que circula pela mesma, incluindo as componentes harmônicas associadas ao chaveamento do inversor. A figura 3.6 ilustra os harmônicos da corrente circulando pelos cabos de interligação entre o inversor e motor de um sistema de acionamento clássico durante a operação dos motores de 5 e 100 cv em condição nominal, obtidas através de simulações computacionais.

Conforme esperado, são verificadas componentes harmônicas nas bandas laterais da frequência de chaveamento (5 kHz) e em seus múltiplos; além disso, em decorrência da

operação do inversor na região de sobremodulação são verificadas componentes de corrente nos 5º, 7º e 11º harmônicos da frequência fundamental [31].

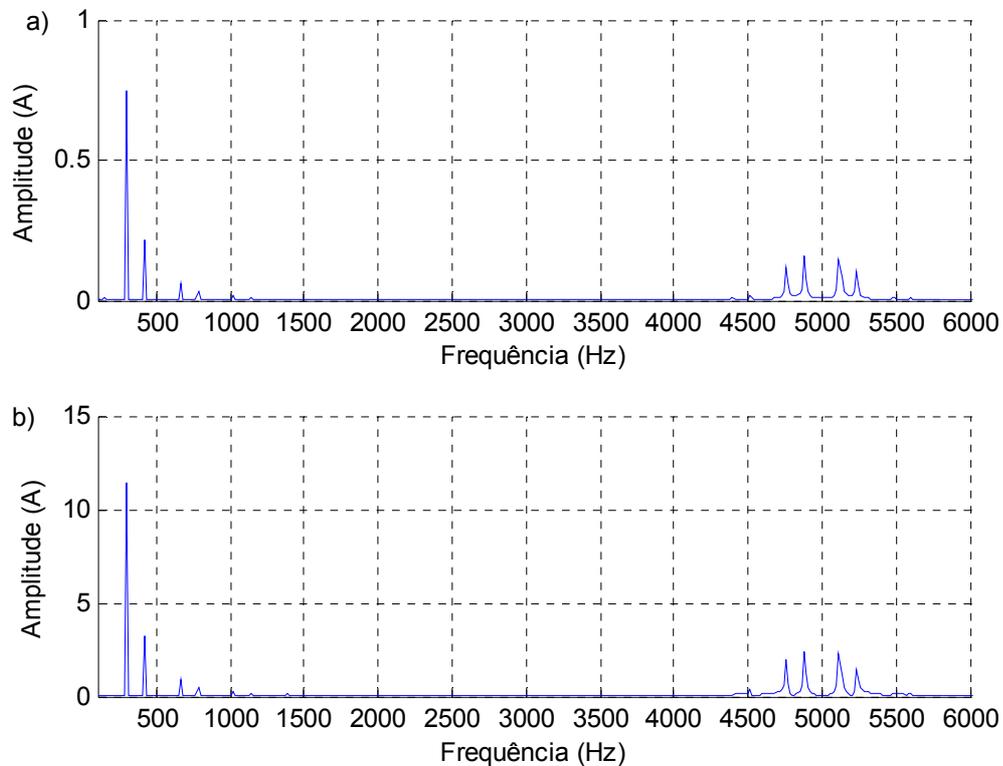


Fig. 3.6. Zoom nos harmônicos da corrente no cabo de interconexão entre o inversor e motor, a) para o acionamento de 5 cv e b) 100 cv, em condições nominais.

Na seqüência, a perda nos condutores da linha CA levando em consideração apenas a componente fundamental da corrente (60 Hz) será comparada com aquela considerando também as componentes harmônicas de corrente até 25 kHz. Para o cálculo das perdas, a resistência em corrente alternada foi computada considerando a condutividade do cobre a 70°C, que corresponde à temperatura máxima para operação em regime permanente de cabos com isolamento em PVC [29].

No cálculo das perdas elétricas, a resistência dos condutores em cada frequência foi obtida levando-se em consideração o efeito pelicular através da metodologia apresentada no item 3.2.1 deste capítulo. Foram considerados condutores circulares sólidos com área da seção transversal de 1,5 mm<sup>2</sup> e 35 mm<sup>2</sup> para o acionamento dos motores de 5 e 100 cv, respectivamente. Os resultados são apresentados na tabela 3.4, onde  $P_{fcabos}$  representa a

potência dissipada por metro de cabo em função apenas da corrente fundamental e  $P_{hcabos}$  contabiliza as perdas por metro de condutor incluindo as componentes de corrente até 25 kHz.

Tabela 3.4 – Potência dissipada por metro de cabo da linha trifásica.

Potência do Acionamento (cv)	Bitola dos Condutores (mm <sup>2</sup> )	$P_{fcabos}$ (W/m)	$P_{hcabos}$ (W/m)	Razão (p.u.)
5	1,5	0,611084	0,615823	0,992
100	35	8,192120	8,244845	0,993

Os valores listados na tabela 3.4 indicam que o conteúdo harmônico das correntes nos cabos dos sistemas de acionamento tradicional avaliados, é responsável por menos de 1% das perdas totais nos condutores. Portanto, para as faixas de potência e seções nominais de condutores avaliadas neste estudo, os cabos da linha trifásica em questão podem ser especificados levando em consideração apenas a corrente fundamental de alimentação dos motores.

Outra observação relevante, referente à especificação dos condutores da linha CA, é que, para cabos com maiores comprimentos, como os avaliados neste estudo, a corrente que circulará pela linha CA será ligeiramente superior à corrente nominal dos motores, em decorrência da queda de tensão nos condutores.

No cálculo das perdas realizado neste item, a variação da resistência do condutor com a frequência levou em consideração apenas o efeito pelicular. A inclusão do fator de correção referente ao efeito proximidade resultaria em maiores valores de resistência em corrente alternada, e um conseqüente aumento das perdas devido ao conteúdo harmônico. Todavia, visto que a amplitude das componentes harmônicas é muito pequena em comparação com a parcela fundamental da corrente, em conjunto com o fato de a perda elétrica ser função da soma do quadrado de cada componente da corrente, tal incremento de perdas será igualmente desprezível.

Para as seções subseqüentes, o dimensionamento dos cabos das linhas trifásicas levará em consideração apenas a componente fundamental de sua corrente, permitindo o uso das

formulações simplificadas para a correção da resistência alternada exibidas em [32], as quais contemplam os efeitos pelicular e de proximidade para a frequência fundamental (60 Hz).

### 3.4 – Perdas elétricas nas linhas do sistema de acionamento alternativo (CC)

Este item se propõe a demonstrar a influência do conteúdo harmônico das correntes nas perdas elétricas da linha CC. Em um primeiro momento, será analisada a contribuição do efeito proximidade para as perdas nos condutores. Posteriormente, serão avaliadas as perdas elétricas por metro de cabo para as diferentes estruturas de filtro CC, buscando enfatizar a relevância de uma filtragem adequada das correntes para redução da potência dissipada na linha.

Para a estrutura de cabos analisada neste trabalho, o aquecimento do condutor se deve apenas às perdas ôhmicas, já que os mesmos não apresentam blindagens metálicas, e, para o nível de tensão analisado, as perdas dielétricas na isolação podem ser desconsideradas [32].

A título de exemplificação, a figura 3.7 ilustra o espectro harmônico das correntes na linha CC para diferentes estruturas de filtro durante o acionamento do motor de 5 cv, em condições nominais, para o caso do cabo de 100 metros. Tal informação, juntamente com a dos outros casos estudados (diferentes comprimentos e potências), servirão para o cálculo das perdas na linha CC, mostrados nos itens a seguir.

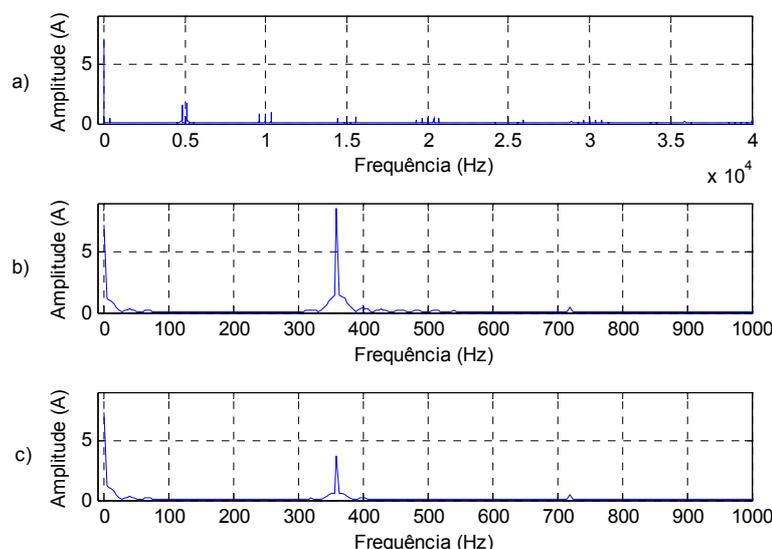


Fig. 3.7. FFT das correntes no cabo CC acionando um motor de 5 cv em condição nominal, distante de 100 m do retificador. a) Estrutura de filtro “A”, b) Estrutura de filtro “B” e c) Estrutura de filtro “C”.

### 3.4.1 – Perdas nos condutores CC incluindo os efeitos pelicular e proximidade

Uma vez que, no presente trabalho, assumiu-se que os cabos constituintes da linha CC se encontram justapostos, é necessário avaliar a influência do efeito proximidade no cálculo das perdas elétricas nos condutores em questão.

As perdas elétricas por metro de condutor foram calculadas através da equação (3.12).

$$P = \sum_h R_h I_h^2 \quad (3.12)$$

Onde  $I_h$  representa o valor rms de cada componente harmônica da corrente no cabo CC (obtidas através de simulações computacionais), e  $R_h$  corresponde à resistência elétrica por metro de condutor, calculada para a frequência em questão.

A Tabela 3.5 apresenta a razão entre as perdas elétricas no condutor incluindo também o efeito proximidade no cálculo de  $R_h$  por aquelas calculadas considerando-se apenas o efeito pelicular, para diferentes motores e estruturas de filtro. As bitolas avaliadas para os condutores da linha CC são de valores disponíveis comercialmente e de dimensões adequadas para a potência do acionamento, dimensionadas em concordância com o critério térmico para a capacidade de condução de corrente máxima e de queda de tensão admissível nos condutores. No entanto, para a última linha da Tabela 3.5, foi escolhida uma bitola de 150 mm<sup>2</sup>, superdimensionada para o acionamento em questão, visando apenas demonstrar a maior intensidade do efeito proximidade para condutores com maior seção transversal.

Tabela 3.5 – Razão entre perdas incluindo o efeito proximidade e pelicular por considerando apenas efeito pelicular na determinação das resistências elétricas.

Potência (cv)	Comprimento do cabo (m)	Seção do condutor (mm <sup>2</sup> )	Topologia Do Filtro	THD de Corrente nos cabos CC (%)	Razão entre perdas
5	100	1,5	“B”	84,62	1,0002
5	100	1,5	“C”	35,62	1,00006
100	100	35	“B”	74,35	1,00743
100	100	35	“C”	27,88	1,00155
100	350	70	“B”	43,30	1,01365
100	350	70	“C”	21,21	1,00372
100	100	150	“B”	74,35	1,08517

A presente análise desconsidera a estrutura de filtro “A” devido à geração de sobretensões nos terminais do inversor a cada chaveamento, conforme explicado no capítulo anterior. As estruturas de filtro dos tipos “B” e “C” possibilitam a circulação de correntes harmônicas nos cabos CC de ordem  $p,q$ , sendo  $p$  o número de pulsos do retificador e  $q$  um número inteiro. A baixa frequência das correntes harmônicas contribui para atenuar o efeito de proximidade.

Outra observação relevante a respeito da Tabela 3.5 diz respeito às diferentes THD de corrente nos cabos CC para uma mesma estrutura de filtro. Este efeito se deve à filtragem extra da corrente em consequência da maior indutância apresentada por cabos de maiores comprimentos.

Apesar da constatação de um acréscimo substancial nas perdas ao se considerar o efeito proximidade para um condutor de  $150 \text{ mm}^2$ ; os resultados apresentados na Tabela 3.5 não justificam a inclusão do referido efeito nos cálculos das perdas elétricas durante a especificação dos condutores para as potências analisadas no presente trabalho. Isto porque, ao se adotar uma estratégia adequada de filtragem dos harmônicos, as perdas nos condutores, para as bitolas em questão, não são fortemente influenciadas pelo efeito de proximidade.

O estudo apresentado em [39] aponta um decréscimo significativo no efeito proximidade ao afastar os condutores em uma distância de 3 a 5 diâmetros um do outro, o que representa uma solução simples para esta fonte de perdas extras. Tal ação contribui também para o aumento da indutância da linha CC, reduzindo o conteúdo harmônico de sua corrente e, conseqüentemente, a potência dissipada nos cabos.

### **3.4.2 – Perdas nos condutores CC considerando apenas o efeito pelicular**

A Tabela 3.6 lista as perdas elétricas por metro de condutor da linha CC para os acionamentos de 5 e 100 cv em condições nominais, com diferentes topologias de filtro e comprimentos de cabo.

---

Para uma correta caracterização das perdas geradas pelo conteúdo harmônico das correntes, as resistências elétricas foram calculadas pela metodologia descrita no item 3.2.1 deste capítulo, que contempla a sua variação com a frequência devido ao efeito pelicular.

Tabela 3.6 – Perdas elétricas por metro de condutor na linha CC.

Potencia do Acionamento (cv)	Comprimento do Cabo (m)	Bitola do Condutor (mm <sup>2</sup> )	Topologia do Filtro CC	THD da Corrente CC (%)	Perdas no Cabo (W/m)
5	100	1,5	“B”	84,62	1,228
5	100	1,5	“C”	35,62	0,824
100	350	70	“B”	43,30	6,923
100	350	70	“C”	21,21	6,080

Durante o acionamento do motor de 5 cv com o circuito de filtro “B”, verificou-se uma perda por metro de cabo 49% superior aquela obtida empregando-se topologia de filtro “C”.

No entanto, para o acionamento do motor de 100 cv, a indutância extra associada ao cabo de 350 metros, ao invés daquela relativa à linha de 100 metros avaliada para o motor de menor potência, auxilia na filtragem dos harmônicos diminuindo a THD da corrente. Para esta configuração, a topologia de filtro “B” apresenta uma perda apenas 14% superior à perda observada por metro de cabo com a configuração de filtro “C”.

Os dados exibidos na Tabela 3.6 corroboram a redução das perdas nos cabos CC para situações com menor THD de corrente, comprovando a importância da adoção de uma estratégia adequada para filtragem das correntes no barramento CC. E, neste contexto, conforme previamente discutido no item 2.4 do capítulo dois e comprovado na tabela 3.6, além da inclusão de um reator no barramento CC a indutância distribuída dos próprios condutores pode ser aproveitada para redução de seus harmônicos de corrente.

### 3.5 – Determinação da resistência térmica interna do cabo

Os cabos analisados neste trabalho são revestidos por uma camada de isolamento e uma cobertura, ambas constituídas do composto termoplástico de PVC. A espessura das camadas é

tabelada pelo fabricante de cabos em [34] para os valores das seções de condutores disponíveis comercialmente.

Neste trabalho, para determinação da resistência térmica de condutores com áreas transversais intermediárias às da série padrão definida em [35], foi adotada a espessura da isolamento e cobertura do condutor com seção transversal mais próxima entre os tabelados em [34].

Como tanto a isolamento quanto a cobertura têm a mesma configuração geométrica (casca cilíndrica) e são constituídas do mesmo material, para simplificar o cálculo da resistência térmica serão consideradas como uma única camada de isolamento.

A resistência térmica da isolamento em cabos unipolares de acordo com [32] é dada por (3.13):

$$R_{oi} = \frac{\rho_i}{2\pi} \ln\left(1 + \frac{2t_i}{d_c}\right) \quad (3.13)$$

Onde:

- $\rho_i$  é a resistividade térmica do material isolante ( 5 m.K/W para o PVC [32]);
- $t_i$  é a espessura da isolamento somada com a da cobertura, em mm;
- $d_c$  é o diâmetro do condutor, em mm.

### 3.6 – Determinação da resistência térmica externa ao cabeamento

A norma ABNT NBR 11301 [32] estipula que a resistência térmica externa  $R_{OE}$ , de um cabo ao ar livre e protegido da radiação solar, seja calculada por (3.14):

$$R_{OE} = \frac{1}{\pi \cdot D_e \cdot h \cdot \Delta\theta_s^{1/4}} \quad (3.14)$$

Sendo:

---

$$h = E + \frac{Z}{D_e^g} \quad (3.15)$$

Onde:

- $h$  é o coeficiente de dissipação de calor, em  $W/m^2(K)^{5/4}$ ;
- $\Delta\theta_s$  é a diferença entre a temperatura na superfície do cabo e a do meio ambiente, em K, devendo ser calculada pela metodologia descrita no item 3.6.1 deste capítulo;
- $D_e$  é o diâmetro externo do cabo, em m.

Os valores das constantes  $Z$ ,  $E$  e  $g$  utilizadas para o cálculo de  $h$  dependem do arranjo geométrico dos cabos, e estão listados na tabela 3.7 para as configurações de linha analisadas neste trabalho.

Tabela 3.7 – Constantes  $Z$ ,  $E$  e  $g$  para o cálculo de  $h$ , extraídos da norma NBR 11301.

Cabos instalados com convecção livre (sobre isoladores, bandeja tipo escada, etc) – $D_e$ menor que 0.15 m				
Instalação	$Z$	$E$	$g$	Ilustração
Dois cabos em formação plana horizontal	0,29	2,35	0,5	
Três cabos em formação trifólio	0,96	1,25	0,2	

### 3.6.1 – Método iterativo para o cálculo da diferença de temperatura entre a superfície do cabo e o ambiente ( $\Delta\theta_s$ )

A norma ABNT NBR 11301 [32] apresenta um método iterativo simples para o cálculo de  $\Delta\theta_s$  para linhas protegidas da radiação solar direta. Para a estrutura de cabos analisadas neste trabalho, primeiramente calcula-se o valor da constante  $K_A$  conforme descrito em (3.16).

$$K_A = \pi D_e h R_{of} \quad (3.16)$$

Logo:

$$(\Delta\theta_s)_{n+1}^{1/4} = \left[ \frac{\Delta\theta}{1 + K_A(\Delta\theta_s)_n^{1/4}} \right]^{1/4} \quad (3.17)$$

Onde  $\Delta\theta$  é a elevação de temperatura do condutor com relação ao ambiente. Neste estudo foi adotado o valor de  $40^\circ$ , que para uma temperatura ambiente de  $30^\circ$ , acarretaria na temperatura máxima em regime permanente para operação de cabos com isolamento em PVC [29].

A norma [32] sugere que se considere o valor inicial de  $(\Delta\theta_s)^{1/4}$  igual a 2 e se recalcule (3.17) iterativamente até que:

$$(\Delta\theta_s)_{n+1}^{1/4} - (\Delta\theta_s)_n^{1/4} \leq 0.001 \quad (3.18)$$

Desta forma obtém-se, após uma série de iterações, o valor para  $\Delta\theta_s$ , que deve ser substituído em (3.14) para a obtenção da resistência térmica externa ao cabeamento para a condição em que este se encontra protegido da radiação solar direta.

### 3.7 – Determinação da elevação de temperatura e especificação dos cabos para as linhas CC e CA

Até o presente momento foi apresentada uma compilação de informações e fórmulas, as quais possibilitam especificar a área da seção transversal dos cabos de potência para as linhas CA e CC em obediência ao critério térmico de regime permanente. Na seqüência, será realizada a comparação entre o volume de cobre requisitado pelas linhas de transmissão dos diferentes sistemas de acionamento discutidos neste trabalho, buscando enfatizar a influência do conteúdo harmônico das correntes no dimensionamento dos cabos CC.

De acordo com as formulações apresentadas em [32], para as linhas elétricas consideradas neste estudo, a elevação de temperatura do condutor em relação ao ambiente pode ser obtida por (3.19)

$$\Delta\theta = P(R_{\theta I} + R_{\theta E}) \quad (3.19)$$


---

sendo  $P$  as perdas elétricas calculadas para um metro de condutor, enquanto as variáveis  $R_{\theta l}$  e  $R_{\theta E}$  se referem às resistências térmicas da isolação e externa ao cabeamento, respectivamente.

Com o intuito de caracterizar de forma criteriosa as perdas ôhmicas nos condutores, foram obtidas, através de simulações dos motores de 5 e 100 cv a composição harmônica e, inclusive, o valor fundamental das correntes em ambas as linhas, que será ligeiramente superior a seu valor nominal em função da queda de tensão nos cabos.

Assim sendo, foi elaborada uma rotina computacional para o cálculo da elevação de temperatura em função da bitola do condutor. As tabelas 3.8 e 3.9 apresentam, para diferentes estruturas de filtro e comprimentos de cabo, as áreas da seção de cobre das linhas CA e CC que resultariam em uma temperatura em regime permanente de 70°C na isolação de PVC. A economia de cobre, ao se optar por uma estratégia de transmissão em corrente contínua, foi calculada a partir da área da seção transversal dos condutores, e leva em consideração que a linha CA é composta por três cabos e a linha CC por dois.

Tabela 3.8

Economia de cobre proporcionada pela transmissão em corrente contínua, em comparação com o sistema de acionamento tradicional – 100 metros de cabo

Topologia de Filtro	Motor (cv)	THD (%) Corrente CC	Área do cabo CC (mm <sup>2</sup> )	Área do cabo CA (mm <sup>2</sup> )	Economia de Cobre (%)
“B”	5	84,63	0,293	0,219	10,80
“C”	5	35,62	0,204	0,222	38,74
“B”	100	74,36	39,39	28,32	7,27
“C”	100	36,58	32,06	28,32	24,53

Tabela 3.9

Economia de cobre proporcionada pela transmissão em corrente contínua, em comparação com o sistema de acionamento tradicional – 350 metros de cabo

Topologia de Filtro	Motor (cv)	THD (%) Corrente CC	Área do cabo CC (mm <sup>2</sup> )	Área do cabo CA (mm <sup>2</sup> )	Economia de Cobre (%)
“B”	5	75,38	0,2703	0,222	18,83
“C”	5	33,74	0,2018	0,222	39,40
“B”	100	43,30	33,19	28,52	22,42
“C”	100	21,20	30,01	28,54	29,90

No caso do filtro “C”, para cada potência de acionamento foi especificado um reator diferente, o qual, em conjunto com a indutância de dispersão do transformador e a impedância dos cabos de 100 metros, garante a operação do retificador em condição de condução contínua para correntes na linha CC maiores que 50% de seu valor nominal. Nesta situação a THD da corrente na linha CC é de cerca de 35%, conforme demonstrado na Tabela 3.8. Como o mesmo reator foi empregado no sistema com 350 metros de extensão, a indutância extra associada ao maior comprimento de cabo proporcionou uma maior filtragem das correntes resultando em uma economia de cobre ainda maior em favor da transmissão em corrente contínua, tal como mostra a tabela 3.9.

A indutância dos cabos CC será maior caso os condutores se encontrem afastados um do outro, reduzindo seu conteúdo harmônico, resultando em menores perdas e uma conseqüente maior economia de cobre. Como benefício extra deste rearranjo espacial, tem-se a diminuição da resistência térmica externa ao cabeamento  $R_{\theta E}$ , incorrendo em uma economia de cobre ainda maior ao se optar pela estratégia de transmissão CC.

Todavia, a configuração de linha com cabos CC afastados não foi analisada nas tabelas 3.8 e 3.9, uma vez que, em busca de uma análise comparativa coerente, é necessário considerar um arranjo de cabos equivalente para as linhas CA e CC. Desta forma, conforme pré-estabelecido no item 3.1, as análises transcorridas neste trabalho consideram que todos os cabos que compõem uma determinada linha se encontram justapostos, e que não há nenhum outro condutor carregado na bandeja sobre a qual a linha foi instalada.

Quanto aos dados relacionados nas tabelas 3.8 e 3.9 acerca da topologia de filtro “B”, pode-se observar, para o sistema de acionamento de 100 cv, uma redução na THD da corrente no barramento CC de 74% para 43%, ao se comparar o sistema de 100 metros de cabo com o de 350 metros. Esta redução no conteúdo harmônico se deve à indutância extra introduzida no sistema pelos cabos de maior comprimento. Nesta situação, verifica-se um incremento na

---

economia de cobre em favor do sistema de acionamento proposto neste trabalho de 7% para 22%.

Ainda em relação ao acionamento de 100 cv, considerando-se o caso de 100 metros de cabo, ao migrar da topologia de filtro “B” para a “C”, observa-se uma redução da THD na corrente CC de 74% para 36%. Apesar do elevado conteúdo harmônico observado no primeiro cenário, os cabos de potência da linha CC ainda assim utilizam 7% menos cobre que os condutores da linha trifásica. Ao se reduzir o conteúdo harmônico com a topologia de filtro “C” a economia de cobre nos cabos chega a 24% ao se optar pelo sistema de transmissão CC.

Os resultados aqui apresentados atestam a forte influência do conteúdo harmônico das correntes no dimensionamento dos cabos CC. Contudo, foi observado que mesmo sob uma THD de corrente significativa (cerca de 35%) a opção pela estratégia de transmissão em corrente contínua leva a uma redução substancial no volume de cobre (superior a 24%) dos cabos de potência em comparação com o sistema de acionamento tradicional, indicando que não há necessidade de sobredimensionar o filtro do barramento CC.

### **3.7.1 – Influência do fator de potência do motor no dimensionamento dos condutores da linha trifásica**

Com a finalidade de se investigar o efeito do fator de potência da carga na economia de cobre proporcionada pela estratégia de transmissão CC, os cabos de ambos os sistemas de acionamento (tradicional e alternativo) foram dimensionados para motores de 5, 50 e 100 cv, com diferentes fatores de potência e operando em condições nominais.

Conforme discutido no item anterior, pode-se obter uma redução substancial no volume de cobre da linha mesmo sem sobredimensionar o filtro do barramento CC. Portanto, em todos os casos avaliados neste item, foi utilizado um reator para o filtro “C” que garanta uma THD próxima a 35% para as correntes nos cabos CC. A economia de cobre em benefício da transmissão em corrente contínua para este cenário está ilustrada na figura 3.8, sendo

---

importante ressaltar a possibilidade de se obter uma economia de cobre ainda maior ao se reduzir o conteúdo harmônico das correntes nos cabos CC.

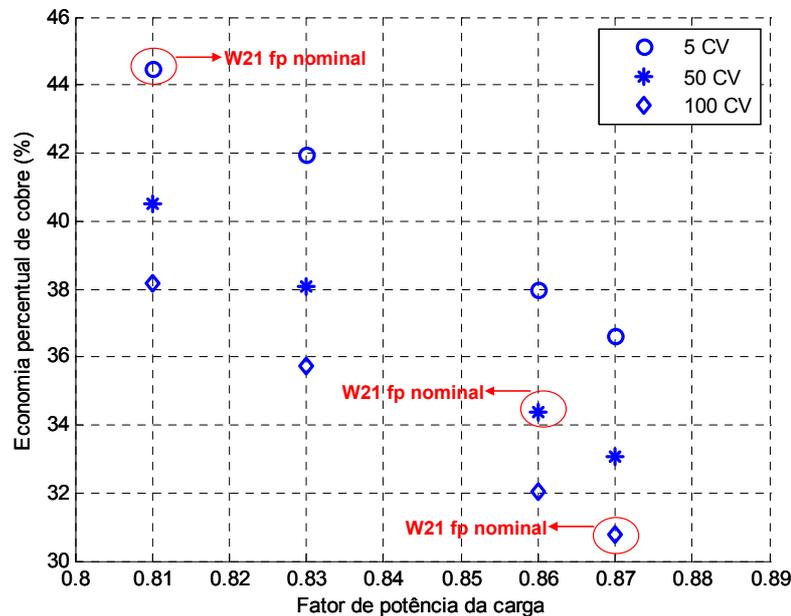


Fig. 3.8. Economia percentual de cobre para o sistema de acionamento proposto neste trabalho em comparação com o sistema de acionamento tradicional, para diferentes fatores de potência na máquina.

Através da observação da figura 3.8, nota-se uma maior economia de cobre ao se optar pela transmissão CC nos casos de um menor fator de potência da carga, uma vez que, nestas condições, é esperada uma maior circulação de correntes reativas pela linha trifásica. É verificada também uma maior economia de cobre em acionamentos de menores potências. Este efeito se deve, em parte, à maior contribuição do conteúdo harmônico para as perdas na linha CC, em decorrência da maior intensidade do efeito pelicular para condutores de maior bitola.

Os pontos demarcados em vermelho na figura 3.8 indicam os fatores de potência típicos de motores da linha W21 do fabricante WEG operando em condições nominais. Uma vez que motores maiores operam sob um fator de potência nominal mais elevado, espera-se então uma menor economia de cobre ao se acionar maiores potências. Contudo, observa-se uma economia superior a 30% para todos os casos analisados, apesar do conteúdo harmônico considerável das correntes nos cabos CC.

A diferença entre os valores de economia de cobre listados nas tabelas 3.8 e 3.9 com os ilustrados na figura 3.8 pode ser explicada pelos diferentes valores nominais de corrente e fator de potência nos motores avaliados, além do fato de que, para as tabelas 3.8 e 3.9, foi considerada a correção das correntes nas linhas em função da queda de tensão nos cabos, enquanto na figura 3.8 é realizada uma análise genérica apenas considerando-se os valores das correntes nominais dos sistemas.

### **3.8 – Considerações finais**

Este capítulo apresenta uma metodologia a partir da qual é possível dimensionar, com base no critério térmico, a seção de cobre para os cabos de ambos os sistemas de acionamento discutidos no presente trabalho. Neste contexto, as resistências térmicas do cabeamento foram calculadas a partir de formulações descritas na norma ABNT NBR 11301 [32]. É importante ressaltar a ênfase dispensada à avaliação dos efeitos pelicular e de proximidade, visando caracterizar de forma criteriosa as perdas elétricas nos condutores.

Quanto à variação dos parâmetros do condutor com a frequência, pode-se observar que a inclusão do efeito proximidade acarreta em maiores valores para a correção da resistência em corrente alternada, do que aquela verificada considerando apenas o efeito pelicular. Contudo, ao se adotar uma estratégia adequada de filtro no barramento CC, as frequências envolvidas no sistema não justificam a inclusão deste efeito no cálculo das perdas em regime permanente, para as bitolas de condutores analisados no presente trabalho.

A análise transcorrida neste capítulo aponta para a forte contribuição do conteúdo harmônico das correntes nas perdas, e no conseqüente dimensionamento dos cabos de potência do sistema de acionamento alternativo. Entretanto, mesmo mediante de uma THD de corrente substancial na linha CC (35%), foi verificada uma economia de cobre nos cabos sempre superior a 24% ao se optar pela transmissão em corrente contínua, indicando que não há necessidade de se sobredimensionar o circuito de filtro do barramento CC.

---

Neste ponto é importante ressaltar que condutores mais afastados um do outro, ou cabos mais longos, apresentam maior indutância. Acerca deste efeito foi observado que, para a configuração de acionamento alternativa, é possível aproveitar os parâmetros dos próprios cabos para filtrar sua corrente, garantindo um menor conteúdo harmônico e uma economia ainda maior de cobre ao se adotar uma estratégia de transmissão CC.

Outra questão avaliada ao longo da presente análise diz respeito à influência do fator de potência do motor na relação entre o volume de cobre requerido pelos cabos de potência dos diferentes sistemas de acionamento avaliados. Ao operar sob um menor fator de potência na carga, é esperada uma maior intensidade de correntes reativas fluindo pelos terminais da máquina elétrica. Isto implica em maiores perdas na linha trifásica CA, o que requer a adoção de maiores bitolas para os condutores no sistema tradicional e torna a configuração de acionamento alternativa ainda mais interessante no ponto de vista de economia de cobre.

## Capítulo 4

### Dimensionamento dos Cabos com Base no Critério da Máxima Queda de Tensão Admissível

#### **4.1 – Considerações iniciais**

Em um primeiro momento, este capítulo apresenta formulações matemáticas que possibilitam o cálculo da queda de tensão nas linhas CA e CC, seguido de uma discussão acerca dos limites impostos pela norma ABNT NBR-5410 [29]. Posteriormente, a economia de cobre nos cabos de potência, proporcionada pela estratégia de transmissão em corrente contínua, é avaliada levando em consideração apenas o critério de queda de tensão. Por fim, é apresentada uma análise confrontando os critérios de dimensionamento do condutor, a fim de se investigar o comprimento de linha a partir do qual o critério de queda de tensão exigirá a adoção de uma bitola de cabo maior que a especificada pelo critério térmico.

Antes de prosseguir com a discussão acerca dos tópicos supracitados, cabem antes alguns comentários de forma a facilitar a compreensão da metodologia empregue neste capítulo para o dimensionamento dos condutores.

No decorrer de todo o trabalho, foi considerado um mesmo valor de tensão nominal para a rede de alimentação e para os diferentes motores analisados (440 V rms entre fases e 60 Hz). Desta forma, a tensão entre os cabos da linha CC será o valor nominal da rede retificado pela ponte de diodos, seu valor médio é de 594 V.

Portanto, têm-se valores distintos de tensão para as linhas nos diferentes sistemas de acionamento analisados. De forma a promover uma análise comparativa entre a área da seção dos condutores das diferentes topologias de transmissão, é imprescindível que seja adotado um critério equivalente para a restrição da queda de tensão em ambas as linhas.

---

Isto posto, os cabos das linhas CA e CC foram especificados para, durante o acionamento do motor em condição nominal, com os inversores de ambos os sistemas operando sob o mesmo índice de modulação, garantir a mesma queda de tensão nos terminais do motor.

#### 4.2 – Queda de tensão no circuito de acionamento de motores tradicional (linha CA)

Nesta seção, o motor de indução será considerado como uma carga trifásica equilibrada, e apenas a queda de tensão na frequência fundamental do acionamento será levada em consideração. A fig. 4.1. ilustra o sistema de acionamento tradicional, que faz uso de cabos longos para a interligação do conversor ao motor de indução.

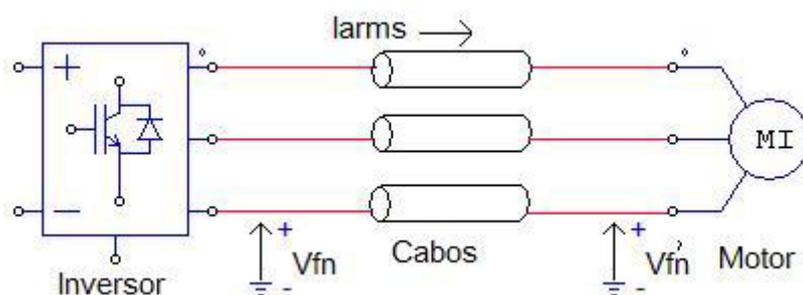


Fig. 4.1. Representação do sistema de acionamento tradicional.

A queda da componente fundamental de tensão nos cabos de um sistema trifásico equilibrado é calculada por:

$$\Delta v_c = L_c Z_{pos} I_{CA}^{RMS} \angle \theta \quad (4.1)$$

onde  $L_c$  é o comprimento do cabo em metros,  $Z_{pos}$  é a impedância complexa de seqüência positiva por metro de cabo ( $\Omega/m$ ),  $I_{CA}^{RMS} \angle \theta$  é o fasor do valor rms da componente fundamental da corrente nominal exigida pela carga (A) e  $\theta$  o ângulo de defasagem da corrente.

O valor rms da tensão entre fase e neutro nos terminais de alimentação do motor em decorrência da queda de tensão no cabo é:

$$V'_{fn} = V_{fn} - \Delta v_c \quad (4.2)$$

na qual  $V_{fn}$  indica o valor rms da tensão entre fase e neutro na saída do inversor (V), conforme ilustrado na figura 4.1.

O valor percentual da tensão entre fases nos terminais do motor em relação à tensão de linha nominal do sistema é dado por (4.3),

$$V_{c\ arg\alpha} (\%) = 100 \cdot \sqrt{3} \frac{|V'_{fn}|}{|V_{LL}|} (\%) \quad (4.3)$$

sendo  $V_{LL}$  o valor rms da tensão nominal entre fases do sistema (V).

A equação (4.4), originalmente apresentada em [41], permite aproximar o valor percentual da queda de tensão nos cabos de um sistema trifásico em relação ao valor rms da tensão nominal entre fases  $V_{LL}$ , com a vantagem, ao contrário de (4.3), de não envolver variáveis complexas no cálculo. Na equação abaixo,  $R_e$  e  $X$  representam a resistência e reatância de seqüência positiva da linha trifásica em  $m\Omega/m$ , e  $L_c$  seu comprimento em metros.

$$\Delta V_c = \frac{\sqrt{3} L_c I_{CA}^{RMS} (R_e \cos \theta + X \sin \theta)}{10 V_{LL}} (\%) \quad (4.4)$$

Vale ressaltar que foram verificados resultados semelhantes ao se calcular o valor de  $\Delta V_c$  para diferentes comprimentos e bitolas de cabos utilizando-se (4.3) e (4.4).

### 4.3 – Queda de tensão nos cabos do sistema de acionamento alternativo (Linha CC)

A título de ilustração, a figura 4.2 apresenta o sistema de acionamento alternativo no qual os cabos de potência são utilizados na conexão do retificador ao inversor.

---

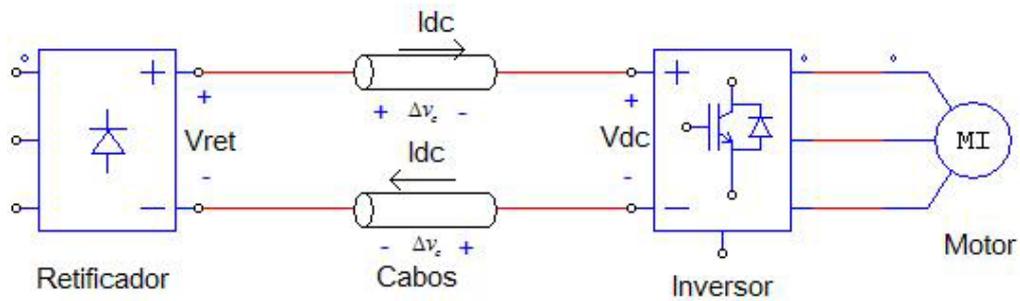


Fig. 4.2. Representação do sistema de acionamento proposto no presente trabalho.

Como nesta topologia de acionamento a transmissão de potência ativa é realizada pela condução de corrente contínua, a queda de tensão nos cabos, calculada por (4.5), é de natureza resistiva e não depende da reatância da linha.

$$\Delta v_c = R_{cc} L_c I_{CC} \tag{4.5}$$

Nesta expressão,  $R_{cc}$  é a resistência em corrente contínua ( $\Omega/m$ ),  $L_c$  o comprimento do cabo em metros e  $I_{CC}$  é a corrente média circulando pelos cabos CC (A).

A tensão média nos terminais CC do inversor é dada por (4.6)

$$V_{DC} = V_{ret} - 2\Delta v_c \tag{4.6}$$

sendo  $V_{ret}$  o valor médio da tensão nos terminais CC do retificador.

#### 4.4 – Queda de tensão máxima permitida pela ABNT NBR 5410

Na norma em questão [29], foi determinado que, em qualquer ponto de utilização da instalação, com transformador de propriedade da unidade consumidora ou fornecido pela empresa distribuidora de eletricidade, admite-se uma queda de tensão máxima de 7%, calculada a partir do secundário do transformador, em relação ao valor da tensão nominal da instalação. No entanto, em nenhum caso a queda de tensão nos circuitos terminais pode ser superior a 4%.

Além disso, admite-se uma queda de tensão de até 10% nos terminais do motor durante sua partida, porém, nas situações analisadas, assume-se que o sistema de acionamento

parte o motor de forma suave, evitando a ocorrência de sobrecorrentes durante a partida do sistema.

Com o propósito de possibilitar um estudo comparativo entre as seções transversais dos condutores dos diferentes sistemas de acionamento analisados, foram usados diferentes valores de base para o cálculo da queda de tensão percentual nos cabos de cada linha, buscando-se, em ambas as configurações de acionamento, limitar a queda de tensão nos terminais da máquina elétrica em 4% da tensão nominal da instalação.

Desta forma, os cabos adotados no presente trabalho tiveram suas bitolas especificadas de modo a promover uma queda de tensão na linha de no máximo 4%, quando o motor é acionado em condições nominais. Para o cálculo da queda de tensão percentual na linha CC, foi assumida como base a tensão média de saída do retificador  $V_{ret}$ , enquanto que para a linha trifásica CA adotou-se como referência o valor rms da tensão nominal entre fases  $V_{LL}$ .

Para cada índice de modulação específico tem-se uma forma de onda característica na saída do inversor, ao variar o valor de  $M_i$  se altera, em cada período de chaveamento, o tempo em que se aplica um pulso de tensão positivo ou negativo na carga. A tensão instantânea na saída do inversor consiste na referida forma de onda escalonada pela tensão média no barramento CC  $V_{DC}$ . Portanto, ao considerar um índice de modulação fixo, uma queda de tensão de 4% nos condutores da linha CC, tomando como base a tensão  $V_{ret}$ , implicaria em uma redução dos mesmos 4%, com base no valor de  $V_{LL}$ , na tensão fundamental de linha sintetizada na saída do inversor. Desta forma, para os condutores especificados em ambos os sistemas de acionamento, ao operarem com o índice de modulação nominal, será aplicada uma tensão entre fases de  $0,96V_{LL}$  nos terminais do motor.

Com relação ao sistema de acionamento alternativo, seria possível admitir uma queda nos cabos CC superior a 4% e garantir uma tensão adequada nos terminais do motor aumentando-se o valor de  $M_i$ . Entretanto, esta estratégia implicaria em operar cada vez mais

---

na região de sobremodulação, o que acarreta em uma redução no desempenho dinâmico da máquina [31]. Neste contexto, os condutores de ambas as linhas foram dimensionados de forma a submeter o motor elétrico às mesmas condições de operação, possibilitando uma comparação coerente entre as estratégias de acionamento.

#### **4.5 – Influência da reatância indutiva dos cabos na queda de tensão no sistema de acionamento tradicional (CA)**

As quedas de tensão nas linhas das diferentes estratégias de acionamento contempladas neste trabalho foram calculadas através das equações (4.4) e (4.6), considerando as correntes nominais do sistema durante o acionamento dos motores de 5 e 100 cv. Os resultados são apresentados na figura 4.3 para diferentes comprimentos de cabo e bitolas de condutor, na qual, o valor de 1 pu representa a tensão nominal na linha, (diferente para cada sistema de acionamento), sendo o valor médio da tensão nominal na linha CC de 594 V e, no caso da linha trifásica tem-se um valor de tensão nominal de 440 V rms entre as fases. Os parâmetros  $R_{cc}$ ,  $R_e$  e  $X$  necessários para o cálculo das quedas de tensão por (4.4) e (4.6) foram obtidos em [42].

Pode-se observar na figura 4.3 a) que, durante o acionamento do motor de 5 cv, para uma mesma extensão de cabos, tem-se uma maior queda de tensão percentual na linha CC que na linha CA. As causas deste fenômeno podem ser melhor compreendidas através da análise apresentada no item 2.4.1, a qual indica que, ao operar em condições nominais, verifica-se uma maior intensidade para a corrente fundamental na linha CC comparativamente a da linha CA. Tal efeito, aliado ao fato dos condutores de menor bitola adotados para o sistema de menor potência apresentarem impedância preponderantemente resistivas, justifica, para cabos de menor seção transversal, uma maior queda percentual da tensão na linha CC.

Entretanto, com relação às maiores bitolas de cabo adotadas para o acionamento do motor de 100 cv, têm-se que suas reatâncias indutivas representam uma parcela significativa

---

do módulo de suas impedâncias. Dessa forma, apesar da maior intensidade de corrente fundamental na linha CC, a queda de tensão adicional nas reatâncias indutivas de condutores com maior seção transversal implica em uma maior queda de tensão percentual nos terminais da linha CA, conforme ilustrado na figura 4.3 b).

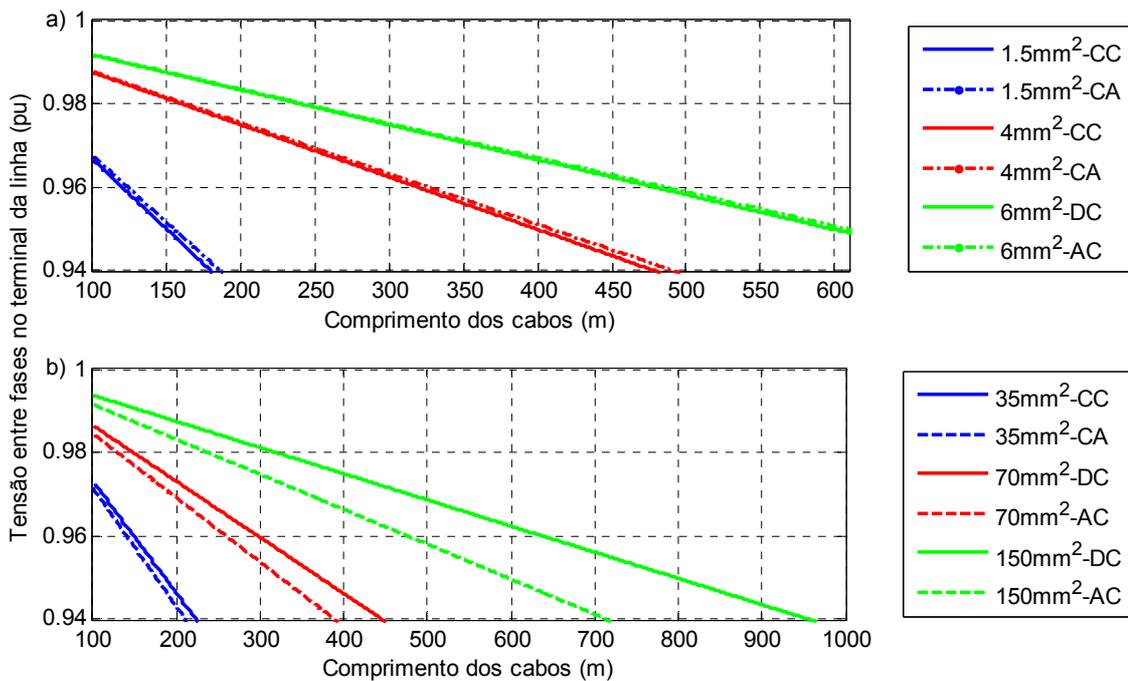


Fig. 4.3. Tensão nos terminais das linhas em função do comprimento do cabo, calculada para as correntes nominais do acionamento dos motores de a) 5 cv e b) 100 cv.

A implicação de uma maior queda de tensão em decorrência da componente reativa nas linhas CA pode ser observada na figura 4.3 b). Durante o acionamento de um motor de 100 cv, o comprimento de cabo em uma linha CC com condutores de 150 mm<sup>2</sup> que incorreria em uma queda de tensão de 4% seria de 638 metros. Por outro lado, para o sistema de acionamento tradicional, considerando essa mesma seção de cabo e queda de tensão, tal comprimento seria de 477 metros. Isto indica que o sistema de acionamento proposto, ao considerar a queda de tensão nos cabos, é extremamente vantajoso no acionamento de motores de maiores potências distantes do quadro de controle.

#### 4.6 – Economia de cobre proporcionada pelo sistema de acionamento alternativo do ponto de vista do critério de queda de tensão

Foram calculadas as seções transversais dos condutores para as linhas CA e CC de modo a permitir uma queda de tensão de 4% nos terminais do motor ao operar em condições nominais. A figura 4.4 apresenta, para motores de diferentes potências nominais e diferentes comprimentos de cabo, a economia de cobre obtida ao se optar pela estratégia de transmissão em corrente contínua, quando é considerado apenas o critério de queda de tensão na especificação dos condutores.

Os valores apresentados na figura 4.4 levam em consideração que a linha CA é composta por três condutores e a linha CC por dois, de modo que, caso sejam adotados condutores com uma mesma bitola para ambas as linhas, ainda assim a transmissão CC acarretaria em uma economia de um terço de cobre nos cabos de potência em relação às linhas do sistema de acionamento PWM tradicional.

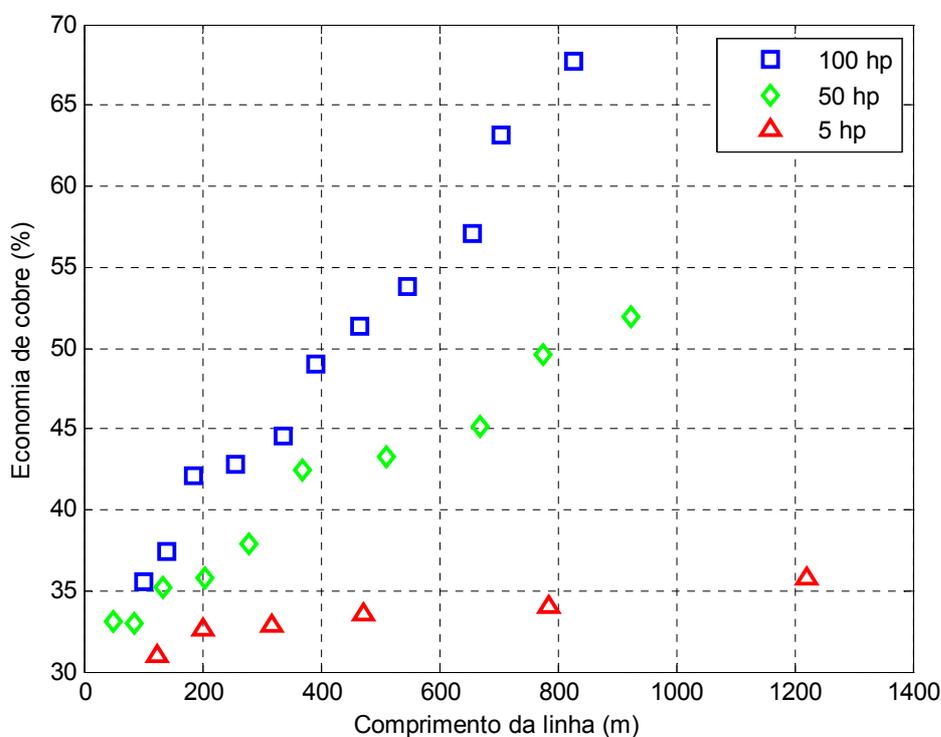


Fig. 4.4. Economia de cobre nos cabos de potência em favor da transmissão CC, baseando-se apenas no critério de queda de tensão.

Cabos de menores bitolas, como os requeridos para o acionamento do motor de 5 cv, apresentam impedância predominantemente resistiva, de forma que, quando especificados através do critério de queda de tensão, a seção transversal dos condutores de ambas as linhas são próximos. Isto resulta em uma economia de cobre ao redor de 33% em favor do sistema de transmissão CC.

No entanto, no caso dos condutores dimensionados para o acionamento dos motores de 50 e 100 cv, a queda de tensão extra nas reatâncias indutivas da linha trifásica requer a adoção de maiores bitolas para os condutores da linha CA, resultando em uma economia de cobre ainda maior ao se adotar a transmissão CC, como retratado na fig. 4.4.

A tabela 4.1, retirada de [42], lista a resistência elétrica e reatância indutiva de fios e cabos isolados em PVC para diferentes arranjos de cabos e diferentes seções de cobre. Os dados indicados na tabela a seguir são valores médios fornecidos pelo fabricante Prysmian, e, para a formação em trifólio, se encontram em concordância com os valores de seqüência positiva e corrigidos para máxima temperatura de operação da isolação tabelados em [41], não mostrados aqui para evitar repetições desnecessárias.

Através da tabela 4.1, percebe-se que quanto maior a bitola do condutor, maior a contribuição da reatância indutiva para o módulo da impedância dos cabos CA. Desta forma, para limitar a queda de tensão, ao se aumentar o comprimento dos cabos, é necessária a adoção de uma seção transversal de cobre para linha CA cada vez maior que para linha CC, resultando no incremento da economia de cobre com o aumento do comprimento dos cabos descrito na figura 4.4.

Ao longo do presente trabalho foi considerada a formação em trifólio para os cabos da linha CA. Ou seja, os centros dos três condutores estão dispostos conforme os vértices de um triângulo equilátero e não há espaçamento entre os cabos. Todavia, a Tabela 4.1 aponta uma

---

Tabela 4.1 – Resistências elétricas e reatâncias indutivas (mΩ/m) de fios e cabos isolados em PVC, retirada de [42].

seção (mm <sup>2</sup> )	R <sub>cc</sub> <sup>(A)</sup>	condutores isolados cabos unipolares ao ar livre <sup>(B)</sup> circuitos 3F									
		S=de		S = 2de		S = 10cm		S = 20cm		trifólio	
[1]	[2]	R <sub>ca</sub>	X <sub>L</sub>	R <sub>ca</sub>	X <sub>L</sub>	R <sub>ca</sub>	X <sub>L</sub>	R <sub>ca</sub>	X <sub>L</sub>	R <sub>ca</sub>	X <sub>L</sub>
[13]	[14]	[15]	[16]	[17]	[18]	[19]	[20]	[21]	[22]		
1,5	12,1	14,48	0,17	14,48	0,23	14,48	0,40	14,48	0,46	14,48	0,16
2,5	7,41	8,87	0,16	8,87	0,22	8,87	0,38	8,87	0,44	8,87	0,15
4	4,61	5,52	0,16	5,52	0,22	5,52	0,37	5,52	0,42	5,52	0,14
6	3,08	3,69	0,15	3,69	0,20	3,69	0,35	3,69	0,40	3,69	0,14
10	1,83	2,19	0,14	2,19	0,20	2,19	0,34	2,19	0,39	2,19	0,13
16	1,15	1,38	0,14	1,38	0,19	1,38	0,32	1,38	0,37	1,38	0,12
25	0,73	0,87	0,13	0,87	0,18	0,87	0,30	0,87	0,35	0,87	0,11
35	0,52	0,63	0,13	0,63	0,18	0,63	0,29	0,63	0,34	0,63	0,11
50	0,39	0,46	0,13	0,46	0,18	0,46	0,28	0,46	0,33	0,46	0,11
70	0,27	0,32	0,12	0,32	0,17	0,32	0,27	0,32	0,32	0,32	0,10
95	0,19	0,23	0,12	0,23	0,17	0,23	0,25	0,23	0,30	0,23	0,10
120	0,15	0,19	0,12	0,18	0,17	0,18	0,24	0,18	0,29	0,19	0,10
150	0,12	0,15	0,12	0,15	0,17	0,15	0,23	0,15	0,29	0,15	0,10
185	0,099	0,12	0,12	0,12	0,17	0,12	0,23	0,12	0,28	0,12	0,10
240	0,075	0,09	0,12	0,09	0,17	0,09	0,22	0,09	0,27	0,09	0,10

**NOTAS:**  
A) Resistência elétrica em corrente contínua calculada a 20 °C no condutor;  
B) Válido para linhas elétricas ao ar livre, bandejas, suportes e leitos para cabos.

maior indutância para arranjos de linhas com cabos mais afastados uns dos outros. Assim sendo, em tais arranjos a queda de tensão em corrente alternada seria ainda mais elevada, exigindo a adoção de maiores áreas de seção de condutores para a linha trifásica, resultando em uma economia de cobre ainda maior que a ilustrada na figura 4.4 em favor da transmissão em corrente contínua.

#### 4.7 – Confronto dos critérios de dimensionamento dos condutores – queda de tensão e térmico

Na prática, a seção transversal de cobre dos condutores deve ser tal que atenda concomitantemente às restrições de máxima elevação de temperatura na isolação em regime permanente e máxima queda de tensão permitida. Vale ressaltar que com a adoção de medidas de proteção adequadas, é possível se limitar as correntes de sobrecarga e curto-circuito,

evitando que os cabos sejam superdimensionados para atender a estas condições de operação, conforme será discutido no capítulo 5.

Até o presente momento, foi discutida a economia de cobre nos cabos de potência considerando-se apenas o critério térmico ou somente o critério de queda de tensão. Para se averiguar a real economia de cobre proporcionada pela transmissão CC, é necessário responder a seguinte pergunta: *A partir de que comprimento das linhas o critério de queda de tensão se torna predominante no dimensionamento dos cabos?*

Com o propósito de confrontar os dois critérios, a figura 4.5 ilustra, para cada seção transversal de condutor, sua capacidade máxima de condução de corrente de acordo com o critério térmico e o comprimento de linha a partir do qual o critério de queda de tensão exigirá a escolha de uma bitola de cabo superior à exigida pelo critério térmico.

Tal como já dissertado anteriormente neste trabalho, a capacidade de condução de corrente depende das particularidades de cada linha, tais como aspectos construtivos dos cabos, sua forma de instalação, disposição dos cabos no espaço, temperatura ambiente, material utilizado na isolação, dentre outras. De forma a manter a coerência com todas as análises realizadas ao longo deste estudo, foram consideradas as mesmas configurações das linhas CA e CC descritas no capítulo 3.

Além disso, a análise apresentada no capítulo 3 detalhou a influência do conteúdo harmônico da corrente na temperatura de operação dos cabos CC. Cabe ao projetista dimensionar o circuito de filtro do barramento CC para limitar seu conteúdo harmônico e as perdas associadas a este. Neste item, com o objetivo de conciliar as perdas harmônicas nos cabos com os custos do filtro, foi assumida uma THD de corrente de cerca de 35% na linha CC.

É importante ressaltar que, para uma mesma seção transversal de cobre, um menor conteúdo harmônico permitiria o fluxo de uma maior corrente fundamental nos cabos CC,

implicando em uma maior queda de tensão e em um conseqüente menor comprimento de linha limite entre os dois critérios de dimensionamento.

O ponto em destaque na figura 4.5 pode ser utilizado como um exemplo de como o gráfico deve ser interpretado. Para um comprimento de cabo CC de até 145 metros e uma corrente rms total, incluindo harmônicos, de 211 A, um cabo de 50 mm<sup>2</sup> de área transversal de cobre atende ambos os critérios térmico e de queda de tensão. Entretanto, para comprimentos de linha superiores a 145 m, com a finalidade de manter a queda de tensão dentro de limites estabelecidos na norma [29], seria necessário o uso de um condutor com bitola superior a 50 mm<sup>2</sup> para a mesma corrente de 211 A.

Ainda com relação à forma de construção do gráfico em questão, tem-se que as informações referentes ao critério térmico de dimensionamento são apresentadas nos dois eixos verticais do mesmo, os quais correlacionam, para diferentes bitolas, o valor rms total de corrente, incluindo harmônicos, que implicaria na elevação máxima de temperatura permitida para a isolação. Quanto ao critério de queda de tensão, o eixo das abscissas exibe o comprimento de linha que, para a capacidade máxima de condução de corrente de cada bitola, resultaria na queda de tensão de 4% nos terminais do motor.

Uma vez que o foco desta análise está no confronto entre os critérios de dimensionamento do condutor, deve-se avaliar apenas a capacidade máxima de corrente para cada seção transversal de condutor, caso contrário o critério térmico estaria sendo desconsiderado. Desta forma, pode-se inferir que os cabos com comprimentos inferiores aos indicados na figura 4.5 devem ser especificados em obediência ao critério térmico, já para maiores extensões o critério de queda de tensão se torna predominante para o dimensionamento dos condutores.

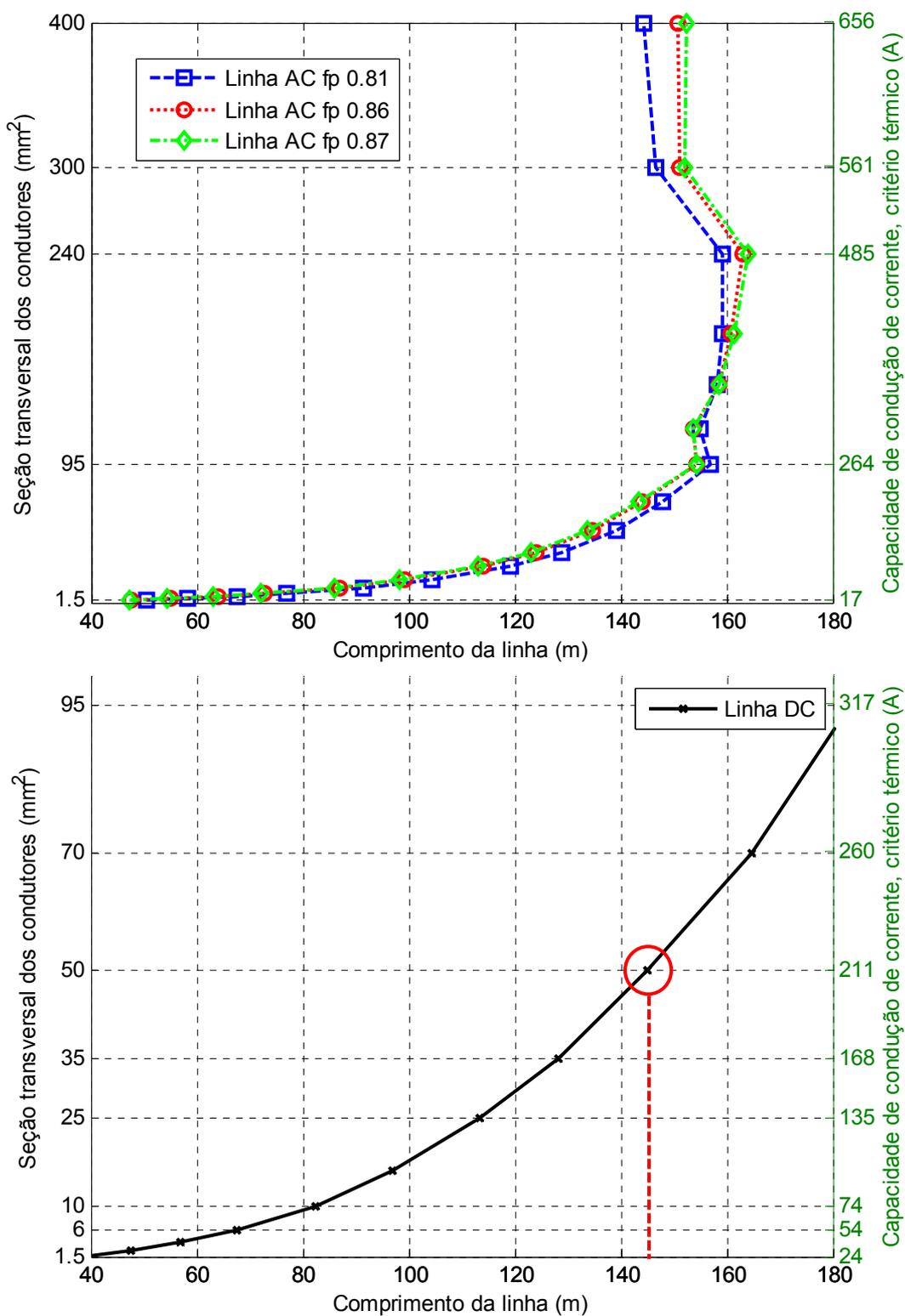


Fig. 4.5. Comprimento de linha a partir do qual o critério de queda de tensão é dominante no dimensionamento dos condutores.

Com relação ao sistema de acionamento tradicional, além da resistência dos condutores, sua reatância indutiva também contribui para a queda de tensão na linha CA, para analisar este efeito a queda de tensão foi calculada para fatores de potência típicos de motores de indução disponíveis comercialmente. Pode-se observar na figura 4.5 que cabos CA com maior seção transversal, por apresentar uma maior contribuição da parcela reativa no módulo de sua impedância, se submetem a uma maior queda de tensão ao operar sob um menor fator de potência, resultando num menor comprimento limite entre os critérios de dimensionamento ao trabalhar com correntes mais atrasadas.

Entretanto, verifica-se um efeito contrário em cabos com menor bitola (impedância preponderantemente resistiva); para estes a queda de tensão é mais expressiva quando operando com maiores fatores de potência, incorrendo em um menor comprimento limite para esta situação.

Para uma melhor compreensão deste fenômeno, a figura 4.6 contempla uma análise gráfica, com propósito puramente didático, através de um diagrama fasorial relacionando a queda de tensão na linha CA com a natureza da impedância dos cabos e o ângulo de defasagem das correntes. Para facilitar a visualização os eixos x e y dos gráficos da figura 4.6 estão fora de escala. Os fasores  $V_{in}$  e  $V_{out}$  representam, respectivamente, a tensão nos terminais de entrada e saída do cabo,  $Z$  a impedância da linha,  $I$  a corrente e  $\Delta V$  a queda de tensão.

Buscando ilustrar o comportamento de cabos com menores bitolas, tem-se, nas figuras 4.6 a) e 4.6 b), para uma impedância predominantemente resistiva, a queda de tensão causada por uma corrente atrasada e outra em fase, respectivamente. Pode-se observar que o fasor  $V_{out}$  da figura 4.6 b) tem menor módulo que na figura 4.6 a); portanto, a queda de tensão em cabos de menor bitola é mais acentuada para maiores fatores de potência, justificando o maior comprimento limite para as linhas CA com menor bitola e correntes mais atrasadas, mostrado na figura 4.5.

---

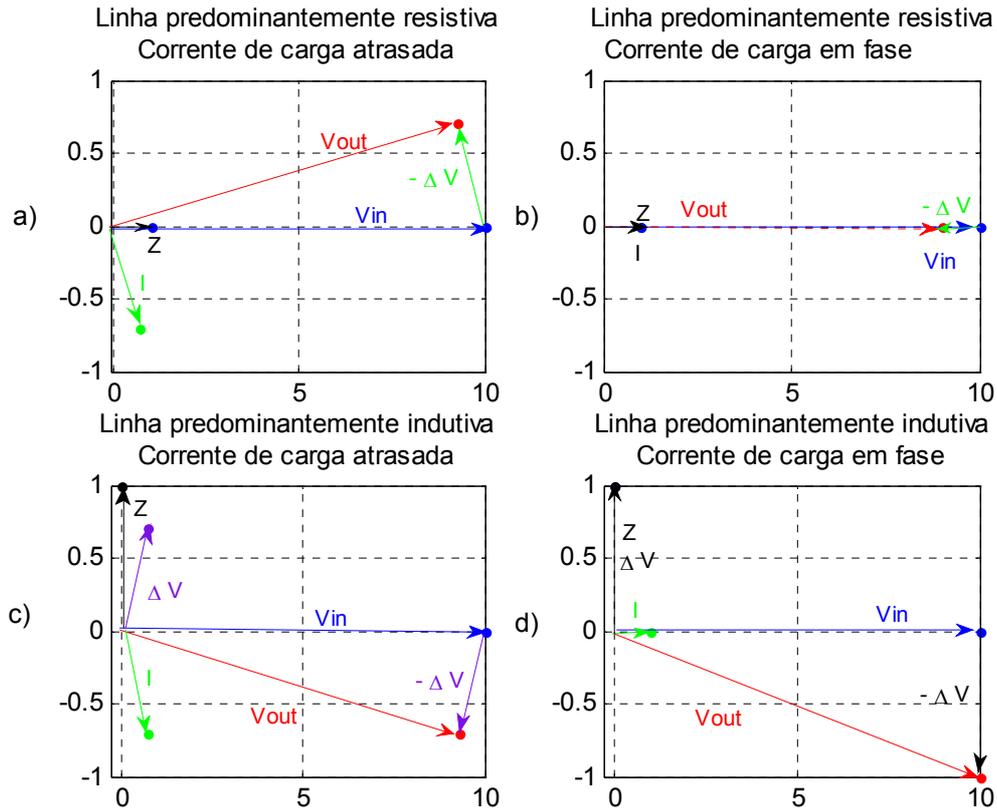


Fig. 4.6. Diagrama fasorial relacionando a queda de tensão na linha CA com a natureza da impedância dos cabos e com a defasagem entre tensão e corrente.

Para representar condutores com maior seção transversal, considera-se nas figuras 4.6 c) e 4.6 d) uma impedância puramente indutiva submetida a uma corrente atrasada e outra em fase com a tensão  $V_{in}$  (embora na prática, a parcela resistiva não possa ser desprezada). Ao contrário do observado em cabos de menor bitola, a queda de tensão é mais acentuada para as correntes atrasadas, explicando o maior comprimento limite para cabos CA com maiores bitolas operando em maiores fatores de potência, tal como ilustrado na figura 4.5.

No tocante à queda de tensão na linha CC, tem-se que essa depende apenas da componente fundamental de sua corrente e da resistência dos condutores. Desta forma, quanto maior for a bitola dos cabos, maior será o comprimento de linha a partir do qual o critério de queda de tensão exigirá a adoção de um condutor com seção transversal maior que o determinado pelo critério térmico.

Como comentário final, reportando novamente à figura 4.5, pode-se observar que, para condutores com a mesma seção transversal, a linha CC apresenta uma maior capacidade de condução de corrente que uma linha CA.

Em face do exposto até o momento, conclui-se que o comprimento limite a partir do qual o critério de queda de tensão exige a adoção de uma bitola de condutor maior que a requerida pelo critério térmico deve ser avaliada em dois casos distintos:

- Para o caso de cabos com menor seção transversal, por apresentarem impedância predominantemente resistiva, uma linha CC se submete a uma maior queda de tensão em função da maior intensidade de sua corrente fundamental. Neste cenário, o comprimento limite entre os critérios para o dimensionamento dos cabos CC será menor que para uma linha CA com condutores de mesma bitola.
- Já para cabos com maior seção transversal, em função da contribuição de sua reatância indutiva para a queda de tensão, os condutores da linha CA deverão ser dimensionados em obediência ao critério de queda de tensão a partir de menores extensões de linha que os condutores do sistema CC.

#### **4.7.1 – Relação entre o volume de cobre requerido pelo cabeamento de ambos os sistemas de acionamento, considerando conjuntamente os critérios térmico e de queda de tensão**

Em vista das questões discutidas no item anterior, foi constatado que, ao se comparar o volume de cobre requerido pelas linhas de transmissão CA e CC, três faixas distintas de comprimento de cabo deverão ser avaliadas, as quais serão diferentes para cada potência de carga acionada:

- I. Cabos suficientemente curtos: Neste caso o critério de dimensionamento térmico é dominante, sendo que a vantagem da transmissão em corrente contínua no quesito
-

redução de cobre das linhas foi comprovada no capítulo 3, desde que seja dada devida atenção a filtragem dos harmônicos de corrente nos cabos.

- II. Cabos suficientemente longos: Nesta situação o comprimento dos cabos é tal que a seção transversal dos condutores de ambas as linhas CA e CC serão dimensionadas em obediência ao critério de queda de tensão. Para esta condição, optar por uma estratégia de transmissão em corrente contínua também implica em uma economia de cobre nos cabos de potência, tal como detalhada no item 4.6.
- III. Comprimento de cabo intermediário: Para uma dada faixa de comprimento, uma linha será dimensionada pelo critério térmico, enquanto a outra deverá respeitar a restrição de queda de tensão, resultando em uma relação entre o volume de cobre nas linhas CA e CC diferente daquelas discutidas até o momento.

Os cabos de potência para as diferentes topologias de acionamento analisadas neste trabalho foram dimensionados considerando diferentes comprimentos de linha e motores com potências nominais de 5, 50 e 100 cv. A figura 4.7 apresenta a economia de cobre nos cabos de potência proporcionada pela estratégia de transmissão CC para as diferentes configurações de acionamento, respeitando simultaneamente o critério térmico e o limite para a queda de tensão. Quanto ao dimensionamento dos cabos CC em obediência ao critério térmico assumiu-se uma THD de corrente de 35% para a linha CC, em concordância com as demais análises conduzidas ao longo deste trabalho.

Os traços contínuos em vermelho ilustrados na figura 4.7 separam os resultados em três faixas. Os cabos com comprimentos localizados à esquerda das duas listras vermelhas devem adotar a seção transversal de cobre sugerida pelo critério térmico. Já para os comprimentos situados à direita dessa demarcação, os condutores de ambas as linhas foram redimensionados para atender o critério de queda de tensão. Entretanto, para a faixa de comprimento compreendida entre tais marcas, a bitola dos condutores de uma das linhas se

---

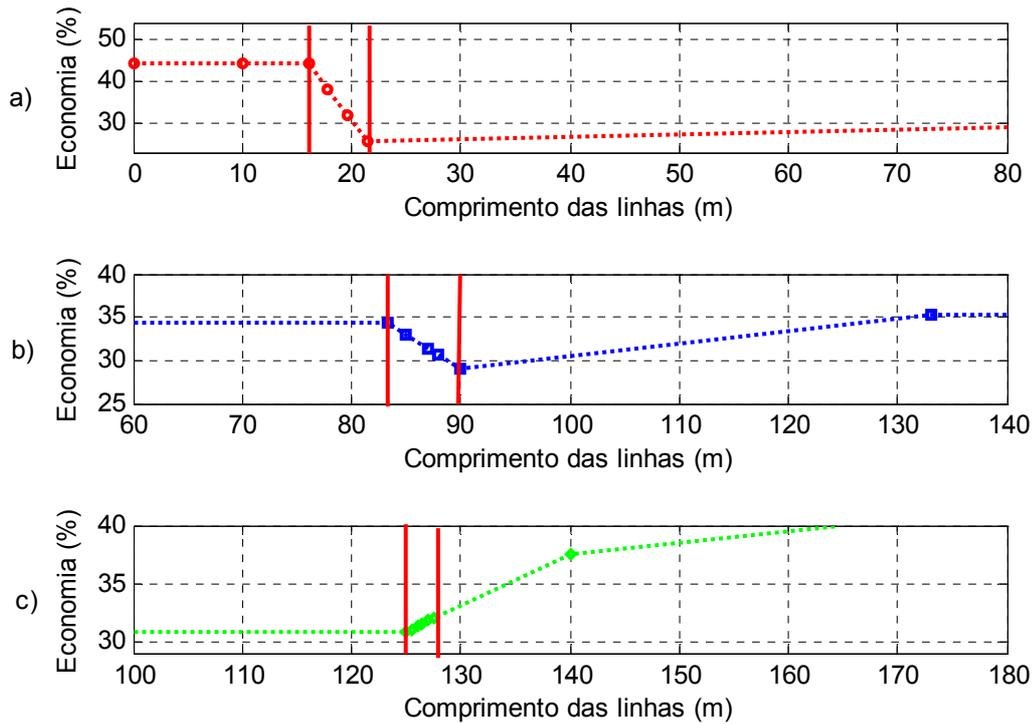


Fig. 4.7. Economia de cobre na linha ao se optar pela estratégia de transmissão CC, considerando ambos os critérios de dimensionamento dos condutores para motores de a) 5 cv, b) 50 cv e c) 100 cv, operando em condições nominais.

manteve em obediência ao critério térmico, enquanto os cabos da outra linha passaram a adotar uma maior seção transversal de cobre para limitar sua queda de tensão.

Ao longo da faixa “intermediária” de extensão dos cabos, verifica-se uma redução na economia de cobre, em relação à esperada considerando apenas o critério térmico, durante o acionamento dos motores de 5 e 50 cv. Este efeito se deve ao aumento da bitola dos condutores da linha CC em conformidade com o critério de queda de tensão, enquanto a seção transversal dos cabos da linha CA continua a mesma, sujeita apenas a restrição imposta pelo critério térmico.

Por outro lado, no tocante ao acionamento do motor de 100 cv, nota-se um incremento da economia em favor da transmissão em corrente contínua para a faixa delimitada entre os traços em vermelho. Esse efeito se deve as maiores bitolas de condutor adotadas para sistemas de maior potência, que, conforme discutido anteriormente, apresentam uma maior contribuição da reatância indutiva para o módulo de sua impedância. Dessa forma, em função

da queda de tensão adicional na reatância indutiva de tais condutores, os cabos da linha CA foram redimensionados em obediência ao critério de queda de tensão, ao passo que, para a faixa de comprimento em questão, a seção de cobre dos condutores da linha CC se manteve a mesma em concordância com o critério térmico, implicando em uma maior economia de cobre em favor do sistema CC, retratada na figura 4.7 c).

Apesar da redução da economia de cobre durante uma estreita faixa de comprimento dos cabos verificada para condutores de menor seção transversal, foi possível comprovar que, em todos os casos analisados o sistema de acionamento proposto neste trabalho conduziu a uma substancial economia de cobre comparativamente a configuração tradicional.

#### **4.8 – Considerações finais**

Durante o estudo apresentado neste capítulo, os cabos de potência para ambos os sistemas de acionamento (transmissão CA e CC) foram dimensionados de forma a se limitar a queda de tensão no circuito terminal em 4% da tensão nominal da instalação, conforme imposto pela norma ABNT NBR 5410 [29].

Uma particularidade observada no sistema de acionamento não-usual é que, por se basear na transmissão em corrente contínua, a queda de tensão em seus condutores é de natureza estritamente resistiva, enquanto a reatância indutiva contribui apenas para a queda de tensão na transmissão em corrente alternada.

Ao se considerar apenas o critério de máxima queda de tensão permitida, observou-se que em sistemas de menor potência, pelo fato destes utilizarem cabos de menor bitola (que por sua vez apresentam impedância predominantemente resistiva), as linhas de transmissão CC e CA irão adotar condutores com áreas de seção de cobre muito próximas. Resultando em uma economia de cobre em favor da transmissão CC de cerca de 33%, uma vez que o sistema tradicional é composto de três condutores e o sistema alternativo apenas por dois.

---

Por outro lado, a queda de tensão extra nas linhas CA, em função da maior contribuição da reatância indutiva para o módulo da impedância de condutores com maior seção transversal, utilizados em sistemas de maior potência e/ou maiores extensões de cabo, implica em uma economia de cobre ainda maior ao se optar pelo sistema de acionamento alternativo para acionar motores de maior potência e/ou maiores extensões de cabo.

Este capítulo apresenta, também, a economia de cobre nos condutores proporcionada pela transmissão CC considerando concomitantemente os critérios térmico e de queda de tensão para o dimensionamento dos cabos de potência. Durante a análise em questão, foi observado um fenômeno interessante envolvendo sistemas de 5 e 50 cv; pelo fato de tais sistemas adotarem condutores com menor seção transversal (preponderantemente resistivos), ao longo uma faixa estreita de comprimento de cabo os condutores da linha CC tiveram suas bitolas redimensionadas em obediência ao critério de queda de tensão, enquanto, os cabos da linha CA se mantiveram os mesmos especificados pelo critério térmico. O que resultou em uma economia de cobre inferior a esperada ao se considerar apenas o critério térmico. Entretanto, para todos os casos analisados, foi possível comprovar que o sistema de acionamento analisado neste trabalho conduziu a uma substancial economia de cobre comparativamente a configuração tradicional.

---

## Avaliação de Sobrecorrentes e Sobretensões no Sistema de Acionamento e de Estratégias para a sua Redução

### **5.1 Considerações iniciais**

Neste capítulo, o sistema de acionamento com transmissão CC será analisado do ponto de vista de fenômenos transitórios. Neste contexto, será estudado o comportamento do conversor durante a energização do banco de capacitores assim como serão investigadas as fontes de contribuição para a corrente de curto mediante a faltas monopolar-terra, bipolar e bipolar-terra nos cabos CC. Faltas no sistema de alimentação ou nos terminais do motor não serão abordadas, uma vez que uma ponte retificadora a diodos não alimentará as correntes da primeira e, ao se interromper o comando das chaves do inversor, não se alimentará uma falta na carga [22], [43]. Além disso, neste capítulo considera-se também que a partida do motor é realizada de forma suave, evitando a ocorrência de picos de corrente no sistema.

Os resultados e fenômenos aqui abordados têm aplicação direta na avaliação do estresse nos diversos componentes do sistema defeituoso, na determinação das condições de operação pós-falta e na definição de estratégias de proteção contra sobrecorrentes. Além disso, a caracterização da dinâmica da tensão e corrente possibilita sua posterior associação com os diferentes tipos de defeitos aos quais o sistema pode se submeter. Dessa forma, o conhecimento prévio do comportamento pós-falta do sistema permite a adoção da melhor conduta mediante a um defeito específico.

Não obstante o aumento da confiabilidade do acionamento, uma estratégia adequada de limitação das correntes tem um impacto direto na economia do sistema como um todo,

---

dispensando a necessidade de se sobredimensionar os componentes para atender esta condição de operação.

## 5.2 Estratégias de proteção de sobrecorrentes: revisão bibliográfica

Segundo [22], a proteção contra correntes de falta em um sistema de transmissão CC com dois conversores se dá, usualmente, através de disjuntores no circuito CA combinados com a ação dos conversores. Em contrapartida, o diagrama ilustrado na fig. 5.1, retirado de [43], apresenta o esquema de proteção tipicamente empregado em conversores de frequência tradicionais. Neste exemplo, o sistema de proteção foi projetado com caráter conservador visando evitar qualquer dano ao sistema.

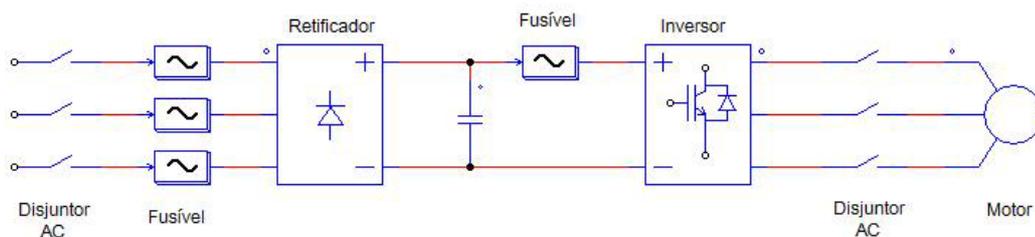


Fig. 5.1. Sistema de proteção típico de um conversor de frequência.

Segundo [43], os disjuntores CA na entrada do sistema, exibidos na fig 5.1, seriam acionados no caso de sobrecorrente em regime permanente. Os fusíveis na entrada se encarregariam de eliminar a corrente durante um curto no retificador ou nos terminais do capacitor, enquanto o fusível no barramento CC protegeria o capacitor e o retificador durante, por exemplo, um curto em uma perna do inversor. A proteção do motor de indução seria realizada pela abertura dos disjuntores CA em seus terminais, em conjunto com a limitação da corrente de saída do inversor.

Ainda em [43], foram definidas, para diferentes tipos de falta no conversor, regiões na curva de torque vs. velocidade em que o motor pode operar sem incorrer em dano aos componentes sãos. Isso possibilita a continuidade do acionamento do motor após a ocorrência

de uma falta, embora abaixo de seu desempenho nominal, o que implica em um aumento da confiabilidade do sistema.

Sabe-se que uma das maiores limitações dos conversores VSI atuais é que sua tolerância a sobrecorrentes é muito menor que aquela suportada por pontes tiristorizadas, estando limitada tipicamente a duas vezes a corrente nominal do conversor [22]. Desta forma, a interrupção da corrente de falta deve ocorrer de maneira rápida e eficaz, evitando o estresse das chaves estáticas.

Disjuntores mecânicos tradicionais são utilizados para a proteção, tanto de circuitos CA quanto CC, contra sobrecorrentes e correntes de falta, apresentando baixa resistência de condução com seus contatos fechados [44]. O mecanismo de disparo destes dispositivos se deve a um esforço magnético (solenóide) ou térmico (lâmina bimetálica) realizado pela própria corrente elétrica que se deseja limitar. Dependendo do nível da corrente, ou tensão, haverá o surgimento de um arco elétrico durante a abertura dos contatos.

Segundo [44], o tempo de extinção da sobrecorrente é função do movimento mecânico de abertura dos contatos, tempo de resposta do mecanismo de disparo (que por sua vez depende da intensidade da própria corrente) e tempo de extinção do arco elétrico.

Disjuntores de corrente alternada se aproveitam da passagem da corrente por zero, que ocorre duas vezes por ciclo, para a extinção do arco elétrico. Já os disjuntores CC, principalmente para aplicações de maior tensão, devem se valer de estratégias sofisticadas para a extinção do arco elétrico, como câmaras de vácuo ou gás, por exemplo [44].

Dispositivos mecânicos subordinados a um sinal de disparo eletrônico, não mais dependem de sua própria corrente como força motora do mecanismo atuador [44]. Isso resulta em um menor tempo de resposta que os disjuntores tradicionais, na possibilidade de ser religado remotamente e na adoção de uma estratégia inteligente de atuação, já que seu comando de disparo pode ser enviado por um microcontrolador.

---

Ao se discutir estratégias para a proteção de um sistema de transmissão em corrente contínua, não se deve desconsiderar o possível uso de dispositivos semicondutores como disjuntores CC [22-23], [44-47]. Disjuntores de estado sólido são notórios por promover a extinção da corrente sem a ação de nenhuma parte móvel, sem geração de arco elétrico nem desgaste dos contatos mecânicos [44].

O tempo de desligamento de uma chave estática está relacionado com a dinâmica de “eliminação” dos portadores de carga na região da junção semicondutora, que é da ordem de  $\mu\text{s}$ , somado ao atraso entre a detecção da falta e o envio do pulso de disparo para o dispositivo (tempo de resposta do controle eletrônico), conduzindo desta forma um desligamento surpreendentemente mais rápido que um disjuntor mecânico tradicional ou um fusível CC [44]. Neste ponto, é importante ressaltar que o tempo de extinção da corrente de defeito é de especial valia para a proteção de conversores VSI [22].

Um ponto crítico relacionado ao uso de dispositivos semicondutores como disjuntor é o gerenciamento do calor gerado; demandando, portanto, o uso de dissipadores, cujo tamanho, volume e peso podem representar uma desvantagem para esta técnica. A proteção contra distúrbios eletromagnéticos também merece maior atenção por ser determinante para se evitar um disparo acidental da chave. Uma consequência direta do curto tempo de chaveamento (alto  $di/dt$ ) é a geração de sobretensão transitória no sistema, de forma que em [44] é sugerido que o controle da dinâmica do pulso de disparo seja utilizado para minimizar este efeito.

A atual tecnologia semicondutora oferece soluções atrativas para seu uso como disjuntores de corrente contínua. Existem dispositivos IGBTs aptos a chavearem sob uma tensão de até 1200 V. Para este nível de tensão, o uso de disjuntores de estado sólido apresenta, segundo os autores de [44], vantagens indiscutíveis em relação aos dispositivos mecânicos para interromper a corrente de falta em um sistema CC.

---

Ao contrário de um fusível no barramento CC, que não permitiria religar o sistema remotamente após a ocorrência de uma falta temporária, diminuindo a confiabilidade do sistema, a chave estática permitiria que o acionamento fosse restabelecido após a extinção do arco-elétrico do defeito em questão [45].

A aplicação de um dispositivo MOSFET como disjuntor em um circuito CC de 28 V, e de um TRIAC (dois tiristores em anti-paralelo) como disjuntor CA em um sistema de 230 V são citados como exemplo em [44].

Os autores de [45] apresentam o uso de um transistor MOS-FET como um novo dispositivo de proteção contra sobrecorrentes em um sistema de transmissão CC de 300 volts, capaz de interromper uma corrente de falta de 47 A, em um curtíssimo intervalo de tempo (dezenas de  $\mu$ s). O ponto negativo apresentado pelos autores são as perdas elétricas na chave.

Em [46] e [47] se discute o uso de chaves semicondutoras, baseadas na tecnologia IGCT e ETO, respectivamente, como disjuntores de corrente contínua capazes de interromper uma corrente na faixa de kAs, em um intervalo de  $\mu$ s e suportar uma tensão reversa de kVs. O dispositivo, apresentado em [46], já se encontra disponível comercialmente para a proteção da ponte retificadora de conversores de média tensão do fabricante suíço ABB contra correntes de falta no barramento CC.

Uma revisão de diferentes estratégias para a proteção de conversores de média tensão é apresentada em [23], quais sejam: o uso de disjuntores rápidos no lado CA, o uso de fusível no barramento CC para a proteção do inversor, a aplicação de IGCTs como disjuntores de corrente contínua e também a substituição da ponte retificadora a diodos por um retificador controlado a tiristores. Os autores do referido trabalho mencionam que, apesar do estudo transcrito ser focado em um sistema de média tensão, seus resultados e conclusões se estendem a sistemas de menor potência. Um ponto em relação à última técnica mencionada, considerado chave no trabalho em questão, consiste na correta especificação dos tiristores da

---

ponte retificadora, já que estes deverão ser capazes de suportar o estresse de desconectar o retificador do sistema de alimentação em condição de falta. Além disso, especial atenção é dispensada a um sistema para rápida detecção da falta, garantindo assim a segurança do conversor.

O uso do próprio conversor estático como limitador de corrente, e até mesmo como disjuntor de corrente contínua, também é discutido em [22], para a proteção de um sistema de distribuição de energia CC em um navio, com vários conversores, geradores e cargas conectados em paralelo. Tal sistema permite isolar uma falta elétrica em questão de milissegundos.

A figura 5.2 ilustra duas formas de implementação para o conversor VSI. No caso de uma falta nos terminais CC do circuito da figura 5.2 a), os diodos em anti-paralelo aos transistores irão permitir que a corrente no lado CA alimente a falta, uma vez que estes funcionarão como uma ponte retificadora assim que a tensão do barramento CC for a zero [22], [48]. Neste contexto, é proposto em [22] o uso da topologia ilustrada na fig. 5.2 b), que permitiria a extinção da corrente de falta assim que os sinais de controle para as chaves fossem suprimidos. Entretanto, o circuito retratado na fig. 5.2 b) tem custo superior e exige que o sistema de controle gere pulsos de disparo para os doze transistores.

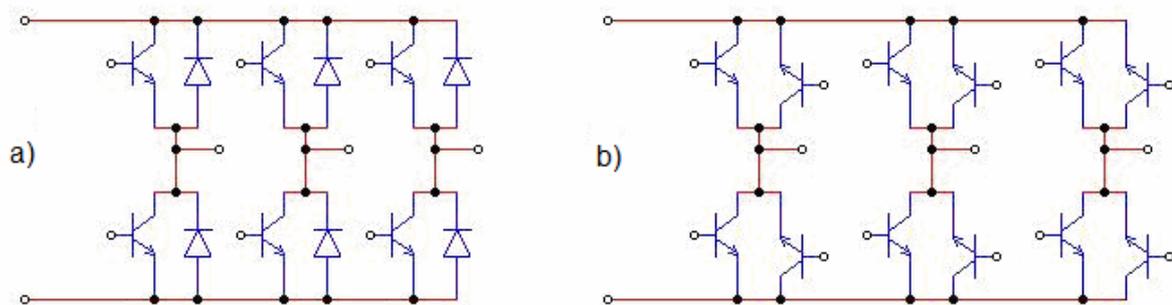


Fig. 5.2. Diferentes formas de implementação para um conversor VSI a) Seis transistores e seis diodos b) Doze transistores

### **5.3 – Estudos de casos associados a fenômenos transitórios no âmbito do sistema de acionamento alternativo**

O objetivo do presente capítulo não é o de sugerir ou propor um esquema específico para a proteção do sistema de acionamento. Sua finalidade, é na verdade a de se apresentar diferentes opções encontradas na literatura e descrever os mecanismos que desencadeiam as sobrecorrentes, visando nortear, contribuir e propor diretrizes para a adoção da melhor medida mediante a ocorrência de um defeito.

Neste contexto, nos itens subseqüentes, será apresentada uma série de observações e considerações relevantes, obtidas através de análises computacionais de uma configuração específica do sistema de acionamento alternativo. As análises em questão contemplam as sobrecorrentes durante a energização do banco de capacitores do conversor e diferentes tipos de falta na linha CC. Durante os estudos de casos conduzidos, diferentes estratégias para limitação da corrente foram analisadas.

Neste ponto, é importante ressaltar que a intensidade das sobrecorrentes depende das particularidades de cada sistema, tais como valor do banco de capacitores, comprimento de linha em que a falta ocorre, potência do acionamento, dentre outras. Contudo, a presente análise tem cunho qualitativo, propondo-se a investigar os mecanismos e as fontes de contribuição para as correntes de defeito, possibilitando a avaliação de estratégias para a proteção dos componentes do conversor, focando, portanto, a confiabilidade do acionamento.

O sistema foi modelado computacionalmente através do *software Matlab / Simulink*, de maneira semelhante à discutida na seção 2.3. Foi considerada a operação de um motor de 100 cv/440 V/1780 rpm, acionando uma carga de conjugado constante, estando o inversor e o retificador conectados através de uma linha bifásica com 350 metros de cabos CC de 70 mm<sup>2</sup>.

---

O sistema de alimentação foi representado por uma fonte trifásica ideal conectada em série com a indutância de dispersão do transformador. A ponte retificadora foi representada por elementos ideais e o inversor por um modelo disponível na biblioteca *SimPowerSystems* com diodos em anti-paralelo aos IGBTs, chaveando com um padrão SV-PWM a 5 kHz.

O cabo de interconexão foi retratado por um modelo no domínio do tempo [9] e [12], discutido em maiores detalhes no apêndice A, capaz de representar a variação da impedância do condutor com a frequência em decorrência do efeito pelicular. Além disso, uma vez que os casos analisados envolvem fenômenos transitórios e também a circulação de correntes pelo plano de terra, tem-se que tal modelagem mostra-se adequada, por representar os fenômenos de propagação de onda, assim como a correta inclusão do circuito de modo comum.

Na plataforma computacional em questão, o circuito para a circulação das correntes de modo comum, na condição pré-falta, deve-se apenas ao acoplamento capacitivo parasita entre os cabos da linha CC e a terra, o que é bastante razoável levando em conta a extensão dos cabos analisados. Incluir a representação de modo comum do motor, conversores e transformador de alimentação iria alterar a resposta em frequência do circuito de modo comum [12]; no entanto, a natureza dos fenômenos aqui discutidos seriam as mesmas.

Foi admitido um plano de terra ideal, com o propósito de se modelar a disposição dos cabos sobre bandejas metálicas aterradas, considerar a representação de um plano não ideal iria diminuir a intensidade das correntes em uma falta monopolar-terra nos cabos CC, desta forma a análise que se segue representaria um pior caso.

Primeiramente, as simulações foram realizadas para se avaliar a dinâmica das sobrecorrentes em um intervalo de vários ciclos de 60 Hz. Para diminuir o esforço computacional, o passo de cálculo utilizado nas simulações foi demasiadamente longo para se observar transitórios rápidos, relacionados à natureza distribuída dos parâmetros dos cabos.

---

Os referidos fenômenos transitórios foram analisados a posteriori, considerando um curto passo de integração durante as simulações.

### 5.3.1 – Análise das sobrecorrentes decorrentes da energização do banco de capacitores

Através de simulações computacionais do sistema de acionamento, foram computadas as correntes de carga do capacitor do barramento CC em três cenários diferentes, ilustrados nas figuras 5.3 a 5.5. Os pulsos de controle para o inversor foram inibidos durante a energização do banco de capacitores, de forma que o motor só seria acionado no instante em que a tensão do barramento CC atingisse seu valor nominal.

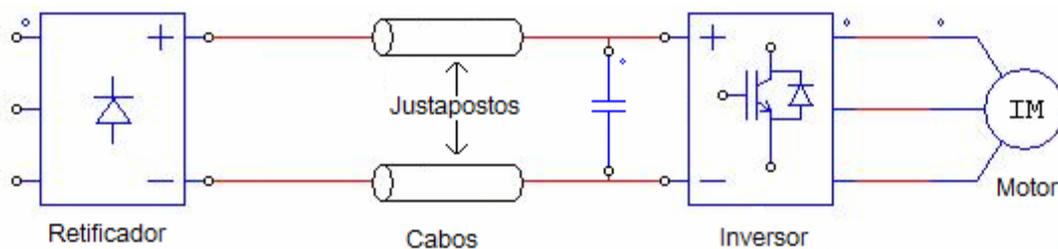


Fig. 5.3. Sistema de acionamento alternativo, cabos CC justapostos sem reator na saída do retificador.

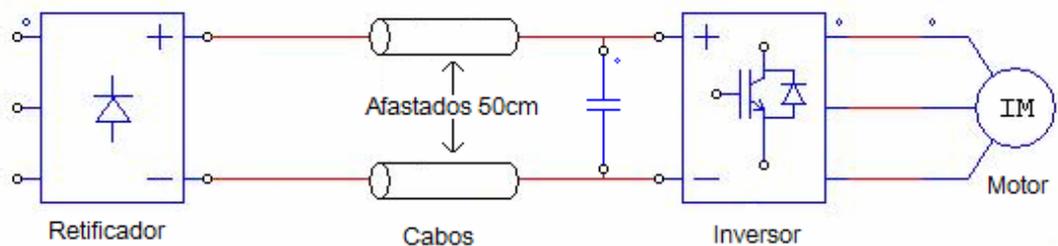


Fig. 5.4. Sistema de acionamento alternativo, cabos CC afastados sem reator na saída do retificador.

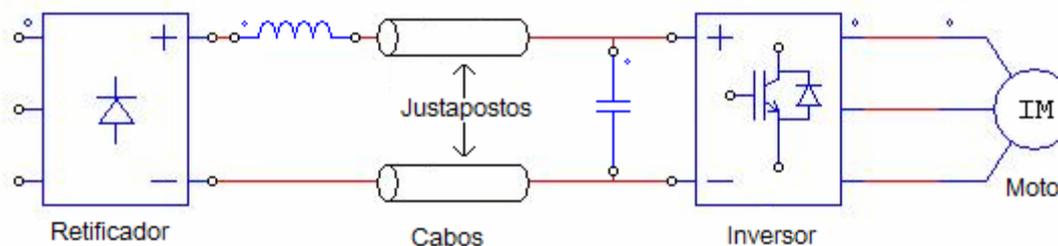


Fig. 5.5. Sistema de acionamento alternativo, cabos CC justapostos com reator na saída do retificador.

A figura 5.6 exibe a tensão no banco de capacitores e a corrente nos cabos CC durante a energização do sistema para os casos ilustrados nas figs. 5.3 a 5.5, utilizando uma ponte retificadora a diodos.

A corrente média nos cabos CC ao se acionar o motor em condições nominais é de 140 A; no entanto, pode-se observar na figura 5.6 que durante a carga do banco de capacitores, o pico da corrente chega a 1940 A. O fenômeno em questão não se deve a um defeito no conversor, e irá reincidir cada vez que o sistema for energizado.

O pico da corrente de energização será tão maior quanto maior for a capacitância do barramento CC, de forma que espera-se correntes mais elevadas para sistemas com maior potência nominal. Para a estrutura de cabo analisada neste trabalho, a capacitância entre os condutores é desprezível frente à do banco de capacitores, e assim sua influência na corrente de energização pode ser desconsiderada.

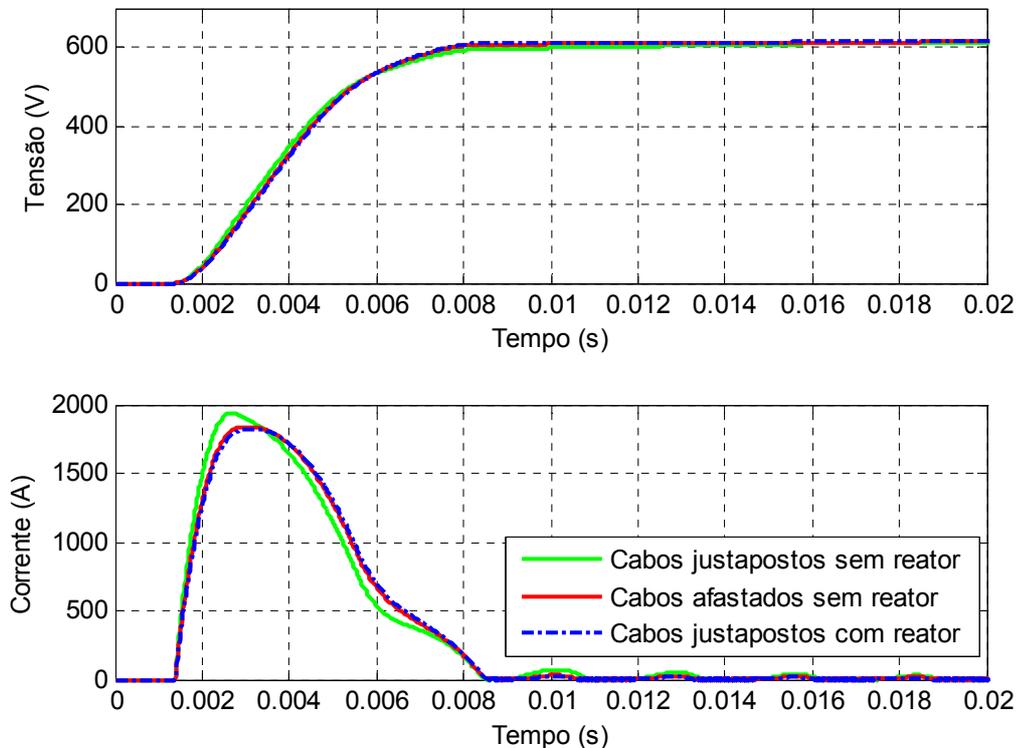


Fig. 5.6. Tensão e corrente no banco de capacitores durante energização – Retificador a diodos.

A figura 5.6 demonstra a influência da estrutura do barramento CC na dinâmica das correntes de carga do banco de capacitores. A indutância extra, proveniente do reator CC ou do afastamento entre os cabos, reduz em 6% o valor de pico da corrente. A impedância do sistema de alimentação (transformador e cabos da rede) também atua no mesmo sentido.

Na etapa de projeto do sistema, a ponte retificadora, os cabos CC e capacitores do barramento deverão ser especificados para suportar a corrente descrita na figura 5.6, levando, muitas vezes, a escolha de componentes maiores e mais caros que os necessários para atender a condição de operação nominal.

Buscando limitar a corrente durante a carga do banco de capacitores, foi considerado o uso de uma ponte retificadora controlada por tiristores, em substituição ao retificador a diodos previamente analisado. A tensão no banco de capacitores e a corrente nos cabos CC foram obtidas através de simulações computacionais para as configurações descritas nas figuras 5.3 a 5.5, operando agora com uma ponte retificadora controlada. Os resultados são apresentados na figura 5.7.

Durante o processo de energização do banco de capacitores, o ângulo de disparo dos tiristores foi controlado de forma a se aplicar na saída da ponte retificadora um valor instantâneo de tensão ligeiramente superior à tensão nos terminais do capacitor do barramento, resultando em pulsos de corrente com valor de pico controlado, conforme retratado na figura 5.7.

Neste exemplo, o banco de capacitores foi carregado através de uma rampa suave de tensão, demonstrando a possibilidade de se limitar o pico da corrente de energização do barramento, inclusive, em valores abaixo do valor médio da corrente em condições nominais. Uma implicação direta disso seria a especificação de componentes (ponte retificadora, cabos CC e banco de capacitores) adequados para operação em condição nominal, evitando a opção por itens de maior capacidade de corrente e, conseqüentemente, mais caros.

---

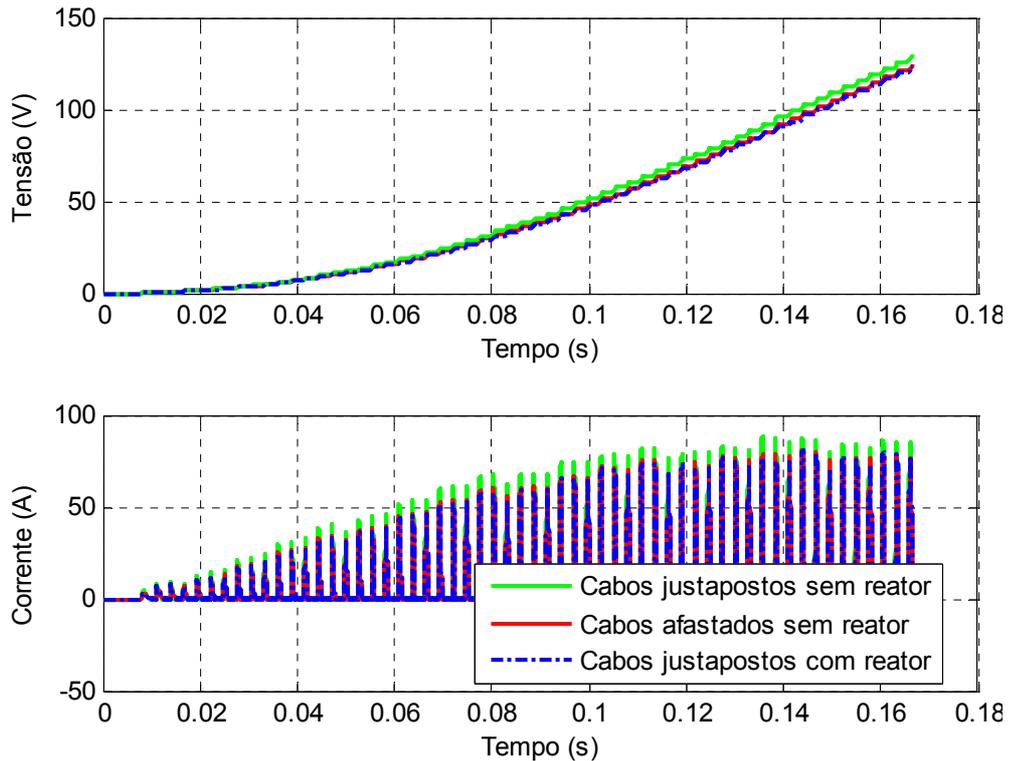


Fig. 5.7. Tensão e corrente no banco de capacitores durante energização – Retificador controlado (a tiristores).

### 5.3.2 Investigação da operação do sistema submetido a faltas nos cabos CC

No presente item foram analisadas, através de simulações computacionais, as principais fontes de contribuição para as correntes de curto, bem como a forma de onda característica das mesmas, mediante a ocorrência de faltas bipolar, monopolar-terra e bipolar-terra nos cabos CC.

Conforme mencionado anteriormente, nos estudos contemplados neste capítulo foi considerada uma linha CC com 350 metros de comprimento e condutores de 70 mm<sup>2</sup>, sendo que a falta foi aplicada na metade da linha. O curto foi simulado por um fechamento de uma chave ideal, representando desta forma um distúrbio em degrau no sistema, injetando infinitas frequências no mesmo. A dinâmica de formação e extinção do arco da falta não foi representada.

De forma a possibilitar uma melhor compreensão de seu mecanismo de formação, as fontes de contribuição para as correntes de defeito foram divididas em dois grupos: a

contribuição conjunta do banco de capacitores e do motor para a corrente de curto nos cabos CC, e a parcela de corrente fornecida pela ponte retificadora, as quais serão analisadas separadamente nos itens a seguir.

### 5.3.2.1 Contribuição do banco de capacitores e do motor para corrente de defeito

Ao longo dos casos avaliados, pôde-se observar um comportamento distinto para estas componentes de corrente mediante a ocorrência de diferentes tipos de falta. No caso de faltas bipolar e bipolar-terra foi observado um comportamento semelhante, dessa forma, estes casos serão apresentados em um mesmo item. Já para uma falta monopolar-terra, desde que o sinal de disparo para o inversor seja inibido, o capacitor e motor não contribuirão para a corrente de defeito, portanto este caso foi analisado separadamente.

#### 5.3.2.1.1 Faltas bipolar e bipolar-terra

A figura 5.8 ilustra a ocorrência de uma falta bipolar nos cabos CC. Nesta situação, os terminais do capacitor se encontram em curto, e este descarregar-se-á com uma pequena constante de tempo. Vale ressaltar que o mesmo ocorrerá durante uma falta bipolar-terra.

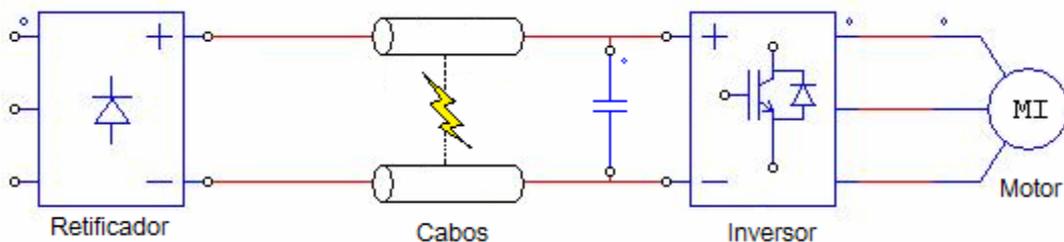


Fig. 5.8. Falta bipolar na linha CC.

A tensão entre os terminais do inversor, e conseqüentemente no motor, será levada a zero rapidamente. Apesar da tensão nula entre os terminais do motor, a inércia do rotor e da carga mecânica faz com que este continue girando por alguns instantes. O fluxo magnético

remanescente no interior da máquina associado ao movimento do rotor resulta em sua operação como um gerador, que alimentará a corrente de curto [41], [49].

Dessa forma, caso o inversor tenha a estrutura ilustrada na figura 5.2 a) (diodos em anti-paralelo aos transistores), mesmo que os sinais de disparo para os IGBTs sejam inibidos, o motor será submetido a um curto trifásico, sendo que a corrente de falta circulará pelos diodos de roda livre do inversor. Dessa forma, para os tipos de falta em questão, o comando de abertura das chaves do inversor não é suficiente para extinção das sobrecorrentes no motor. Segundo [49], a corrente de curto será limitada pela reatância interna da máquina. Sua frequência, inicialmente, difere de sua frequência nominal pelo escorregamento do rotor, e diminui à medida que o rotor perde velocidade.

A figura 5.9, retirada de [49], mostra o valor da corrente durante um curto trifásico nos terminais de um motor de indução em função do tempo após a falta. Após um pico inicial, a amplitude das correntes diminui à medida que a energia cinética do conjunto rotor mais carga é dissipada; além disso, espera-se que motores maiores contribuam com a corrente de defeito por mais tempo.

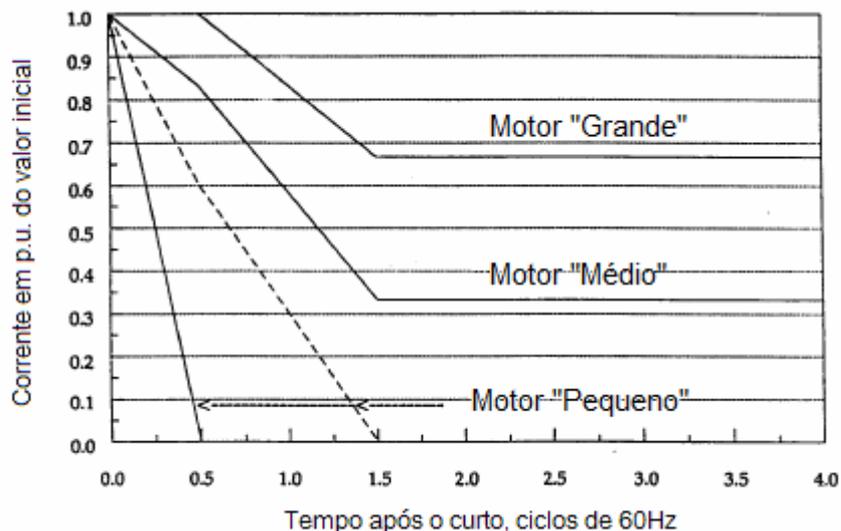


Fig. 5.9. Valor da corrente, em pu de seu pico inicial, durante uma falta trifásica nos terminais de um motor de indução (ilustração originalmente apresentada em [49]).

A seguir serão apresentados resultados de simulações computacionais para o sistema de acionamento proposto, submetido a uma falta bipolar no instante de 0,54 segundos, sendo que a condição pré-falta era a nominal do sistema. No instante subsequente a aplicação da falta, o sinal de controle para o inversor é suprimido.

A tensão nos terminais do banco de capacitores é apresentada na figura 5.10. Antes da ocorrência da falta, a tensão no capacitor tem o valor nominal do barramento a menos da queda nos cabos CC. A oscilação de tensão após o instante da falta (0,54 s) representa a carga do capacitor pela corrente de curto do motor e sua posterior descarga através do defeito nos cabos CC. Pode-se observar, na referida figura, o pequeno tempo de descarga dos capacitores do barramento, resultando, dessa forma, em um curto trifásico nos terminais da máquina.

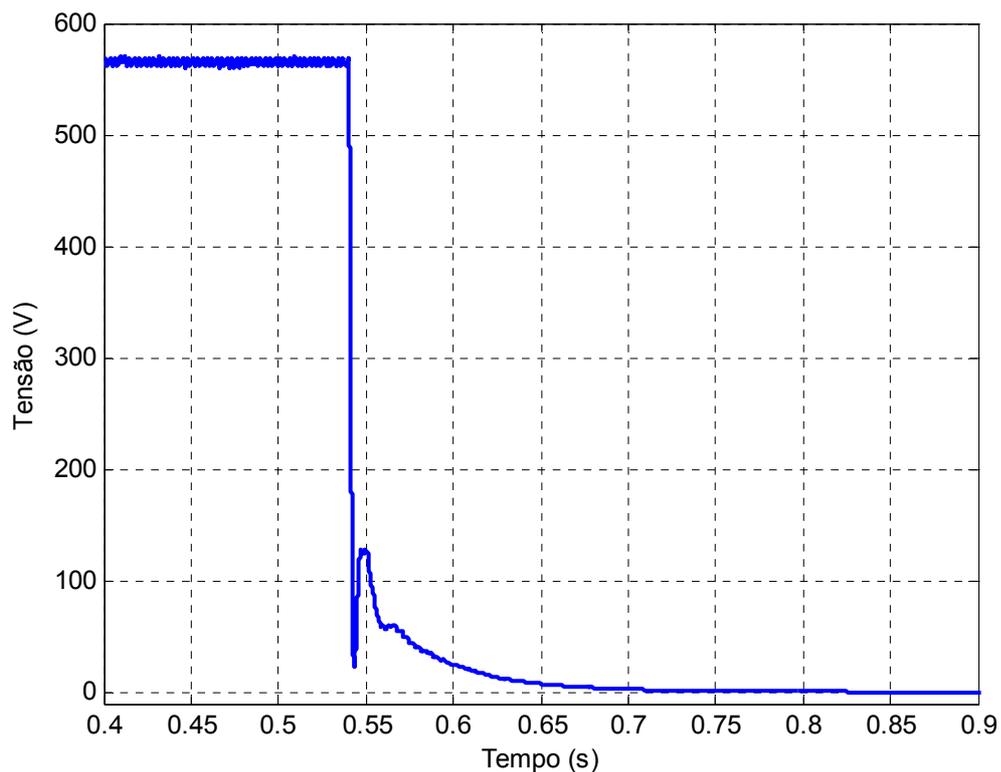


Fig. 5.10. Tensão no banco de capacitores, durante uma falta bipolar ocorrida em  $t = 0,54$  segundos.

A figura 5.11 ilustra a corrente nos terminais do motor durante o defeito em questão. Conforme esperado, tanto a amplitude quanto a frequência da corrente irão diminuir à medida que o rotor perde velocidade. O valor rms da corrente de alimentação do motor em condições

nominais é de 120 A, sendo que nesta situação percebe-se uma distorção em sua forma de onda, uma vez que em condições nominais o inversor opera na região de sobremodulação, conforme discutido no capítulo 2.

Para o exemplo em questão, o valor de pico da corrente nos terminais do motor chega a 1250 A, e se mantém superior ao valor da corrente em condições nominais por pelo menos cinco ciclos de 60 Hz. Caso nenhuma medida seja tomada no sentido de limitar as referidas correntes, diversos componentes do sistema, dentre os quais o motor, inversor, banco de capacitores e cabos CC, poderão ser danificados em vista da intensidade das correntes de falta.

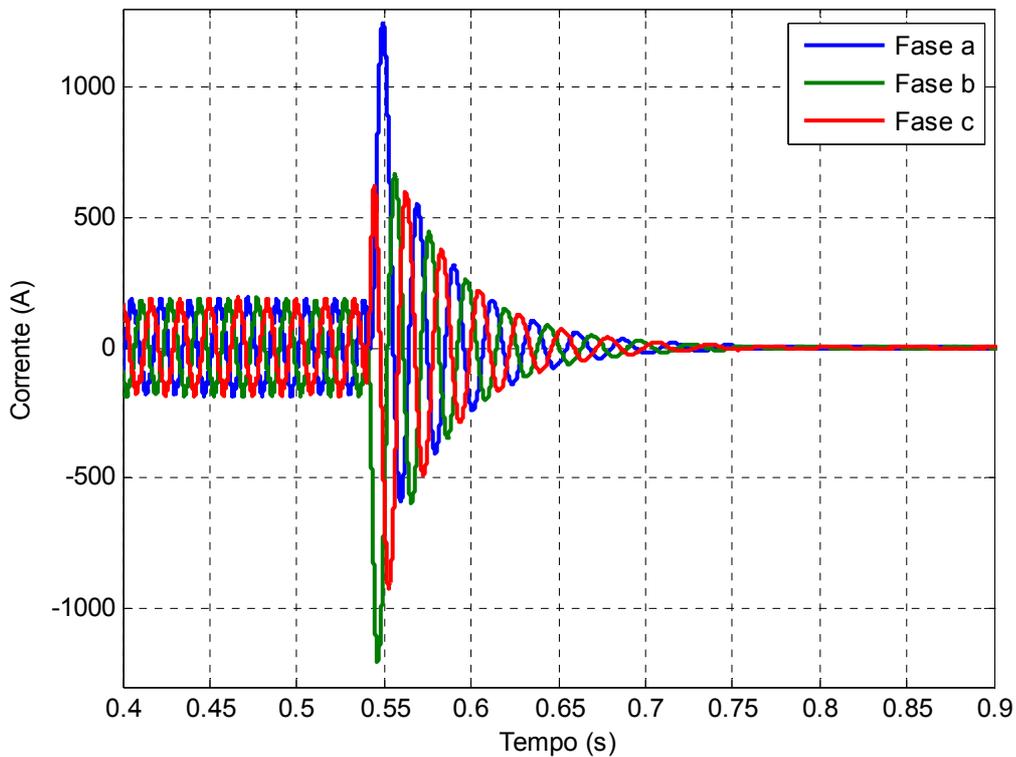


Fig. 5.11. Corrente nos terminais do motor durante falta bipolar na linha CC.

Enquanto a figura 5.11 retrata as correntes de defeito vistas pelos terminais do motor, na figura 5.12 a corrente de curto é analisada pela perspectiva dos cabos CC. Nesta última, a corrente nos cabos CC é ilustrada em duas situações distintas: (i) contabilizando a contribuição do motor para a corrente de defeito (traço contínuo em vermelho), e (ii) para a situação ideal em que o motor é desconectado do sistema no instante exato em que a falta

ocorre (traço pontilhado em azul). A ponte retificadora também contribui para a corrente de defeito, mas por motivos didáticos foi omitida na figura em questão e será abordada no item 5.3.2.2.

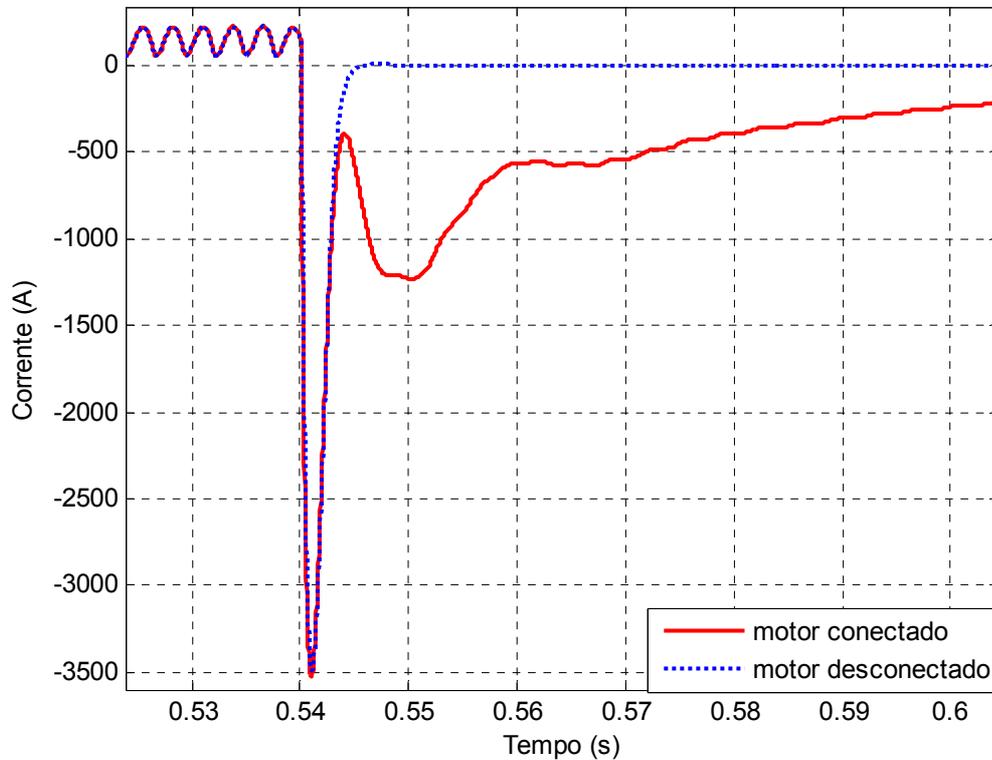


Fig. 5.12 Corrente nos cabos CC durante uma falta bipolar com a contribuição do motor (vermelho) e apenas com a corrente de descarga do capacitor (azul). A contribuição da ponte retificadora foi omitida.

Em vista do exposto na figura 5.12, sugere-se que o motor seja desconectado do sistema no instante em que uma falta, bipolar ou bipolar-terra, for detectada. Observe na figura em questão que esta ação, além de resguardar a própria máquina elétrica, evitaria que suas correntes de curto danificassem outros componentes do sistema, como os diodos de roda livre do inversor, capacitor do barramento e os cabos CC.

Na prática, o motor poderia ser desconectado através de disjuntores mecânicos ou fusíveis, posicionados nos terminais da máquina ou entre o banco de capacitores e o inversor [43]. Entretanto, tais medidas de proteção exigem um maior tempo para atuarem, o que não condiz com o curtíssimo intervalo, retratado na figura 5.12, com o qual as correntes de defeito se estabelecem. Quando o tempo de resposta é o critério determinante para a escolha do

dispositivo de proteção, sugere-se o uso de uma chave estática como disjuntor de corrente contínua instalado no barramento CC ou uma ponte inversora a 12 transistores [22].

Neste ponto, é válido ressaltar que o uso de disjuntores mecânicos ou fusíveis não deve ser descartado, muito antes pelo contrário; sua adoção, como estratégia de proteção secundária, é de grande valia, possibilitando a proteção do sistema mediante a uma eventual falha dos dispositivos semicondutores.

Todavia, pode-se observar na fig. 5.12 que mesmo para a situação ideal em que o motor não contribui para a corrente de defeito, a descarga do capacitor do barramento alimenta o curto com um elevado pico de corrente. Na configuração analisada, foi verificado um pico de 3500 A para a corrente de descarga do banco de capacitores. Neste contexto, os autores de [22] e [47] chamam atenção para os efeitos nocivos de tais picos de corrente para os próprios capacitores, requisitando desta forma um cuidado especial para sua proteção. Visando limitar a taxa de descarga da corrente, protegendo os capacitores e demais componentes submetidos às correntes de curto, o uso de um circuito *snubber* é sugerido em diversos trabalhos [22-23], [47] e [50].

A referência [23] sugere, para proteção contra faltas no barramento CC de conversores VSI, que no instante em que a falta for detectada um curto controlado seja iniciado, disparando-se todas as chaves da ponte inversora. Assim sendo, a energia armazenada no banco de capacitores seria dissipada nas chaves estáticas, com a dinâmica da corrente de curto limitada por um circuito *snubber*. Uma grande vantagem relacionada a esta técnica é que a mesma não requer nenhum dispositivo extra, o que poderia incrementar os custos finais e influenciar na confiabilidade do sistema. Contudo, na técnica em questão, os dispositivos semicondutores devem ser especificados para suportar tanto a corrente de descarga do capacitor, como a contribuição do motor.

---

Uma estratégia alternativa é sugerida pelos autores de [22] e [47], que consiste na interrupção da corrente de descarga do capacitor por um disjuntor de corrente contínua, baseado na tecnologia semicondutora, conectado em série com o capacitor do barramento. O tempo de resposta dos disjuntores de estado sólido justifica sua escolha, uma vez que a corrente de descarga do banco de capacitores se estabelece com uma pequena constante de tempo [22], [47]. Contudo, o elevado  $di/dt$  relacionado com a rápida interrupção da corrente pelo dispositivo em questão pode desencadear sobretensões transitórias nos cabos da linha CC.

A seguir são apresentados resultados de simulações de uma alternativa interessante apresentada por [22]. Esta metodologia adota um diodo de proteção conectado entre os terminais da linha CC e o banco de capacitores, com o propósito de se evitar que o motor e capacitor contribuam com a corrente durante faltas na linha CC. O diagrama para esta estratégia de proteção se encontra ilustrado na fig. 5.13.

É importante mencionar que a adoção do diodo de proteção impossibilitaria que, mesmo utilizando uma ponte retificadora controlada, a energia de frenagem da máquina fosse devolvida para a rede. Outro ponto negativo referente a esta estratégia de proteção reside no fato da mesma não ser efetiva caso a origem do curto esteja localizada no banco de capacitores ou em uma das pernas do inversor, atuando apenas para faltas na linha CC.

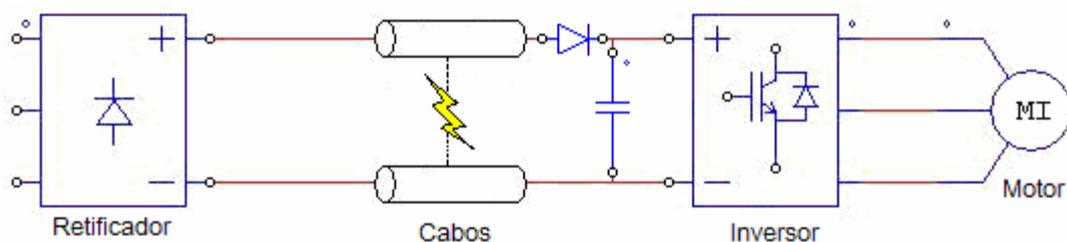


Fig. 5.13. Uso de um diodo de proteção para evitar que o motor e capacitor alimentem uma falta nos cabos CC.

As correntes nos terminais do motor e nos cabos CC, obtidas para a configuração em questão, estão ilustradas na figura 5.14 a) e b), respectivamente. Com relação à figura 5.14 b),

conforme mencionado anteriormente, foi omitida a contribuição da ponte retificadora para as correntes de defeito, pois esta será abordada separadamente em um item posterior.

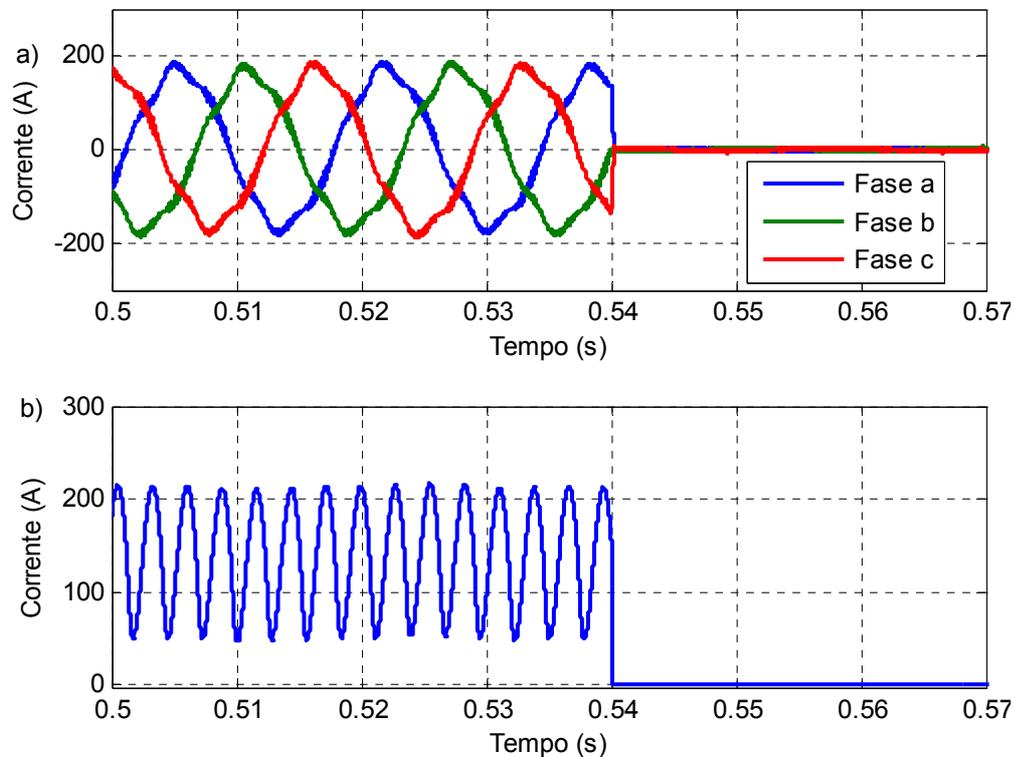


Fig. 5.14. a) Corrente nos terminais do motor e b) no cabo CC, utilizando-se um diodo de proteção nos terminais da linha CC durante uma falta bipolar.

Neste ponto é válido ressaltar que, devido à operação do inversor na região de sobremodulação espera-se a presença de correntes nos 5<sup>o</sup>, 7<sup>o</sup> e 11<sup>o</sup> harmônicos da frequência fundamental circulando pelos terminais do motor [31]. Desta forma, pode-se observar na figura 5.14 a) a forma de onda distorcida da corrente em regime permanente, mais informações acerca do espectro de frequência das correntes no terminal da máquina podem ser encontradas no capítulo. 2.

No instante em que a falta foi detectada, o sinal de controle para o inversor foi suprimido, de forma que as correntes de saída comutaram dos IGBTs para os diodos de roda livre do inversor. Nesta situação, como o diodo de proteção evita a descarga do capacitor, as correntes na máquina são extintas assim que passam por zero. Neste caso, a taxa de variação

das correntes é limitada pela indutância da máquina elétrica, evitando, desta forma, a ocorrência de sobrecorrentes no terminal do motor, como ilustrado na figura 5.14 a).

A figura 5.14 b) retrata a corrente nos cabos CC. No instante em que a falta ocorre, o diodo de proteção desconecta a linha CC do conjunto motor, inversor e banco de capacitores. A taxa com que a corrente no diodo de proteção é levada a zero é limitada pela indutância distribuída dos condutores da linha CC, implicando, para o caso analisado, em um desligamento suave do dispositivo.

As simulações comprovaram que a estratégia em questão, associada à abertura dos transistores do inversor, é eficaz para se evitar a ocorrência de sobrecorrentes, tanto nos condutores quanto na máquina, durante faltas bipolar e bipolar-terra na linha CC.

### 5.3.2.1.2 Falta monopolar-terra

Este item discute o comportamento do capacitor e do motor de indução durante um curto em um dos cabos da linha CC. A figura 5.15 apresenta um diagrama simplificado do circuito submetido a uma falta monopolar-terra. Observe, na figura em questão, que o diodo *D2*, do próprio retificador, impede que o banco de capacitores se descarregue pelo cabo defeituoso.

Desta forma, a tensão nos terminais do barramento CC não será levada a zero mediante o defeito em questão. Portanto, ao desabilitar o sinal de controle do inversor, inibe-se a contribuição de ambos o motor e capacitor para a corrente de defeito. Assim sendo, a forma de onda das correntes no motor e nos cabos CC é a mesma observada durante uma falta bipolar ao se adotar o diodo de proteção, ilustrada na figura 5.14.

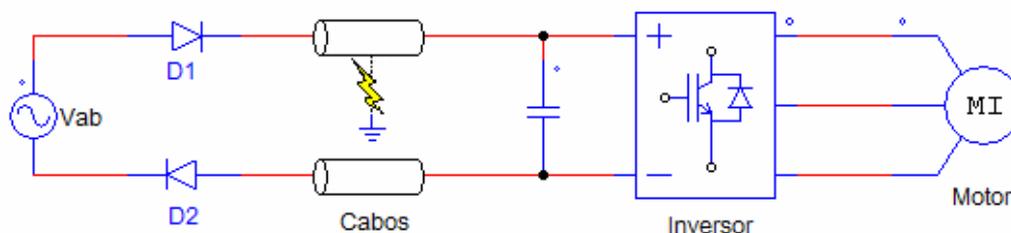


Fig. 5.15. Diagrama simplificado para uma falta monopolar-terra nos cabos CC.

Em comparação com outros tipos de falta na linha CC, inibir a contribuição do banco de capacitores e do motor de indução durante uma falta monopolar-terra não exige a utilização de nenhum componente extra, devendo-se apenas “abrir” os transistores do inversor.

É válido reafirmar que a análise transcorrida até o momento não apresentou a contribuição da ponte retificadora para as correntes de curto nos cabos CC, que será diferente para cada tipo de falta. Esta será discutida nos itens a seguir.

### **5.3.2.2 Contribuição da ponte retificadora durante faltas nos cabos CC**

Este item é dedicado à análise da parcela de corrente fornecida pela ponte retificadora durante uma falta na linha CC. É válido ressaltar que a corrente de falta total será composta ainda pela contribuição do capacitor do barramento e pela parcela advinda da máquina elétrica, somadas à componente fornecida pelo retificador.

A forma de onda da referida corrente foi obtida através de simulações para faltas monopolar-terra e bipolar. Para esta análise, foram consideradas diferentes configurações para o barramento CC, quais sejam: cabos justapostos sem reator CC, cabos afastados de 50 cm sem reator CC e cabos justapostos com reator CC, conforme ilustrado nas figuras 5.3 a 5.5. Os resultados para a corrente de saída do retificador para estas diferentes situações são apresentados na figura 5.16.

É importante ressaltar que foi considerado um plano de terra ideal para a modelagem do sistema, com o intuito de se representar o retorno das correntes através das bandejas metálicas. Dessa forma, considerando-se o caminho de modo comum, tem-se que sua impedância equivalente está preponderantemente associada aos cabos. Uma outra forma de instalação dos cabos, como o caso de linhas enterradas, envolveria um caminho de retorno de maior impedância e, conseqüentemente, uma menor intensidade de corrente durante uma falta monopolar-terra.

---

No que diz respeito à dinâmica da corrente de saída do retificador, a figura 5.16 ilustra um efeito interessante, que correlaciona a taxa de variação da corrente ( $di/dt$ ) com a estrutura do barramento CC. A indutância extra, obtida através do afastamento entre os cabos ou pela inclusão de um reator no barramento CC, implica em uma leve redução da taxa de crescimento da corrente durante uma falta bipolar, conforme retratado na fig.5.16 b). Já as correntes durante uma falta monopolar-terra “enxergam” somente a indutância própria do condutor defeituoso, e como o distanciamento entre os cabos afeta apenas seus parâmetros mútuos, a dinâmica da corrente em um curto monopolar-terra só será atenuada mediante a presença de um reator CC.

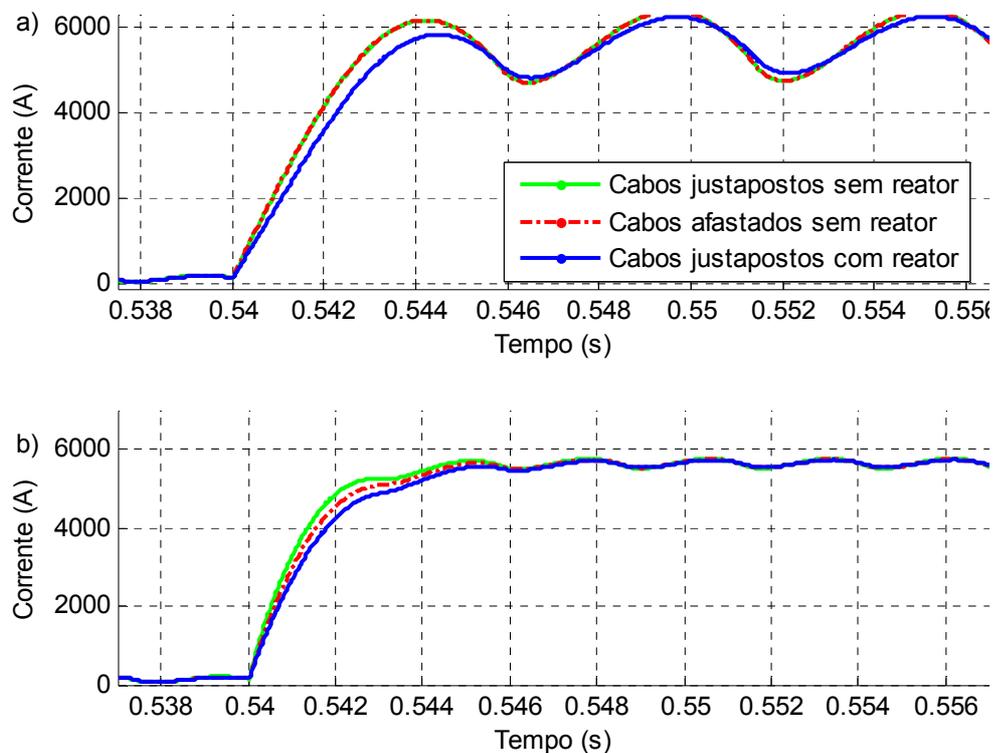


Fig. 5.16. Contribuição do retificador para correntes de curto durante falta nos cabos CC a) monopolar-terra e b) bipolar.

Com base nesta análise, visando limitar o  $di/dt$  nos cabos durante uma falta monopolar-terra na linha, é sugerido que a indutância calculada para o filtro CC seja dividida em dois reatores e que cada um destes seja instalado em um dos cabos, de forma a limitar a taxa de variação da corrente frente à incidência de um defeito em qualquer um dos condutores.

Ainda em relação a uma falta do tipo monopolar-terra, tem-se que somente três diodos da ponte retificadora (os superiores ou inferiores dependendo em que cabo o defeito ocorre), irão conduzir a corrente de curto. Aplicando sobre o cabo danificado uma tensão contínua com três pulsos durante um ciclo da frequência nominal da rede de alimentação, isto implica na presença de um 3º harmônico na corrente fluindo pela malha de aterramento.

A figura 5.17 apresenta o conteúdo harmônico da contribuição do retificador para as correntes de defeito, no qual se destaca a presença significativa de um 3º harmônico (180 Hz) durante uma falta monopolar-terra nos cabos CC. Já durante uma falta bipolar, pode-se observar na figura 5.17 b) uma componente harmônica de corrente na frequência de 360 Hz, uma vez que foi considerado um retificador a diodos de seis pulsos. Observe que a figura em questão foca a componente alternada de corrente e não permite visualizar seu valor CC.

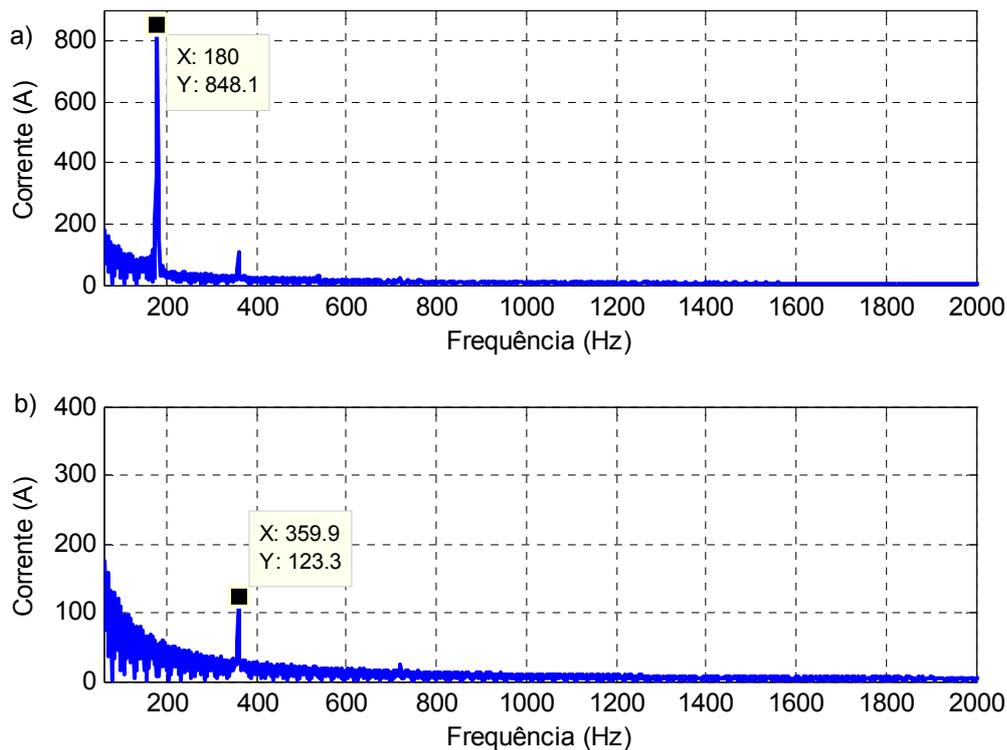


Fig. 5.17. FFT da contribuição do retificador para a corrente de defeito nos cabos CC durante faltas a) monopolar-terra e b) bipolar.

Com relação à amplitude das correntes durante um defeito nos cabos CC, sabe-se que tanto a impedância da rede de alimentação (transformador e cabos de alimentação) como a do

barramento CC atuam no sentido de limitar sua intensidade. Assim sendo, é esperada uma redução da referida corrente nos casos com cabos de menor bitola (mais resistivos) e/ou faltas mais distantes do retificador. Para os casos avaliados verificou-se que a contribuição do retificador para as correntes de curto é consideravelmente mais intensa que a corrente de descarga do capacitor ou a contribuição do motor de indução. Adicionalmente, em vista do curto intervalo de tempo com que tais correntes atingem a condição de regime permanente (cerca de 4 ms para os casos retratados na figura 5.16), faz-se necessária a adoção de medidas no sentido de extingui-las rápida e eficientemente, de forma a evitar demais danos ao sistema.

#### **5.3.2.2.1 Uso de uma ponte retificadora a tiristores para a extinção da corrente de falta**

Neste item será analisado o emprego da metodologia proposta em [23] para a proteção de conversores contra faltas no barramento CC. Nesta estratégia de proteção, a ponte a diodos é substituída por um retificador controlado implementado com seis tiristores. Desta forma, caso ocorra um curto no barramento CC, o sinal de disparo para os tiristores será interrompido desconectando o sistema de acionamento da rede de alimentação assim que a corrente passar por zero.

A figura 5.18 ilustra a tensão e a corrente na saída do retificador durante faltas bipolar ocorridas em diferentes instantes de tempo. A título de comparação, a figura em questão também exhibe a contribuição de um retificador a diodos para a corrente durante uma falta bipolar nos cabos CC. Pode-se observar que a referida estratégia de proteção é capaz de extinguir a corrente de defeito em um intervalo de menos de um ciclo da tensão fundamental da rede, enquanto para um retificador a diodos a interrupção depende da atuação de dispositivos de proteção adicionais.

Ainda com relação à figura 5.18, pode-se verificar diferentes valores de pico das correntes para faltas ocorridas em instantes distintos. Este efeito se deve ao valor da tensão na

---

saída do retificador no momento em que a falta ocorre. Para o caso ilustrado pelo traço em azul, correspondente à falta ocorrida em  $t = 0,54$  s, a tensão no barramento CC já havia passado de seu valor de pico e estava decrescendo, de forma que foi verificada uma corrente de defeito com menor intensidade. Já para o caso retratado pelo traço em vermelho (evento ocorrido em  $t = 0,5385$  s), como a falta ocorre antes que a tensão assuma seu valor de pico, foi observada uma corrente de curto mais intensa e com maior intervalo de duração. Assim sendo, espera-se a incidência de uma corrente de defeito com maior intensidade caso a falta ocorra no instante em que um dos tiristores da ponte retificadora entre em condução.

Conforme mencionado pelos autores de [23] e verificado através da figura 5.18, os tiristores da ponte retificadora estarão submetidos a uma sobrecorrente transitória por um intervalo de alguns milissegundos após a ocorrência de uma falta. Desta forma, a eficácia desta estratégia de proteção depende da correta especificação dos tiristores do retificador, uma vez que estes deverão suportar o estresse associado à extinção de tais correntes.

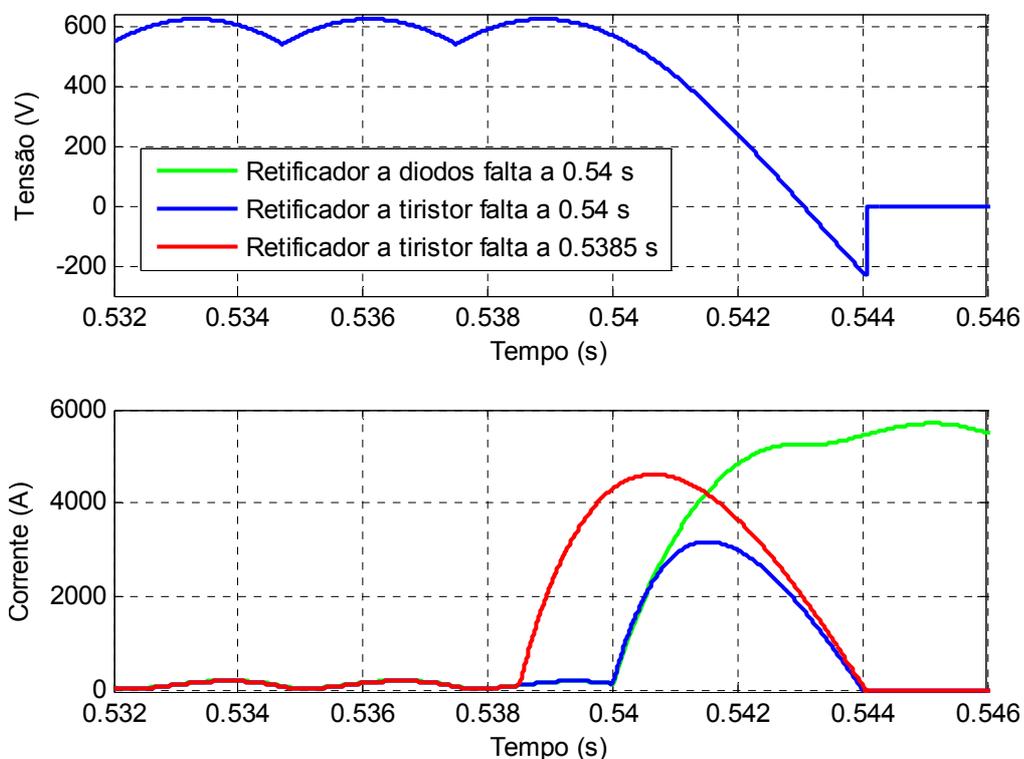


Fig. 5.18. Tensão e corrente nos terminais do retificador para falta bipolar nos cabos CC ocorrendo em instantes distintos. Retificador implementado com seis tiristores.

Neste ponto é interessante ressaltar a ênfase dada pelos autores de [23] para uma rápida detecção de defeitos em conversores, o que possibilitaria a adoção imediata de medidas de proteção visando evitar que outros componentes do sistema sejam danificados pelas correntes de curto.

Outra estratégia de proteção interessante discutida em [23] e [46] é o uso de dispositivos do tipo IGCT como disjuntores conectados nos terminais CC de um retificador a diodos, que evita a ocorrência das sobrecorrentes ilustradas na fig. 5.18. Todavia, em contrapartida esta alternativa requer o uso de dois dispositivos extras, além de aplicar um alto  $di/dt$  sobre os cabos de potência, o que pode implicar na geração de sobretensões transitórias nos cabos CC.

### **5.3.3 Sobretensão na linha CC**

Até o presente momento, foi analisada a dinâmica de estabelecimento das sobrecorrentes em diversos cenários. Já neste item será investigada a incidência de sobretensões em diferentes componentes do sistema mediante a ocorrência de faltas na linha CC. Com a finalidade de se contemplar os fenômenos oscilatórios rápidos nos cabos, foi utilizado um passo de cálculo suficientemente pequeno para as simulações; dessa forma, para reduzir o esforço computacional, as análises se resumem a uma pequena janela de tempo, não permitindo, por exemplo, observar a contribuição do motor para as correntes de defeito que, para a configuração analisada, se inicia em alguns milissegundos após o curto.

Durante o estudo em questão, o processo de formação e extinção do arco elétrico da falta não foi modelado; logo, o curto foi representado pelo fechamento de uma chave ideal, aplicando-se, portanto, um surto na forma de degrau na linha CC. Assim sendo, o sistema será excitado por infinitas frequências, representando o pior caso para a ocorrência de sobretensões.

---

A figura 5.19 apresenta a tensão nos terminais CC do retificador durante faltas bipolar e monopolar-terra ocorridas nos cabos CC no instante  $t = 0,55$  ms, no ponto médio da linha. Observe na figura em questão, que o surto de tensão demora cerca de  $0,7 \mu\text{s}$  para atingir o retificador, devido ao efeito de propagação da onda no cabo.

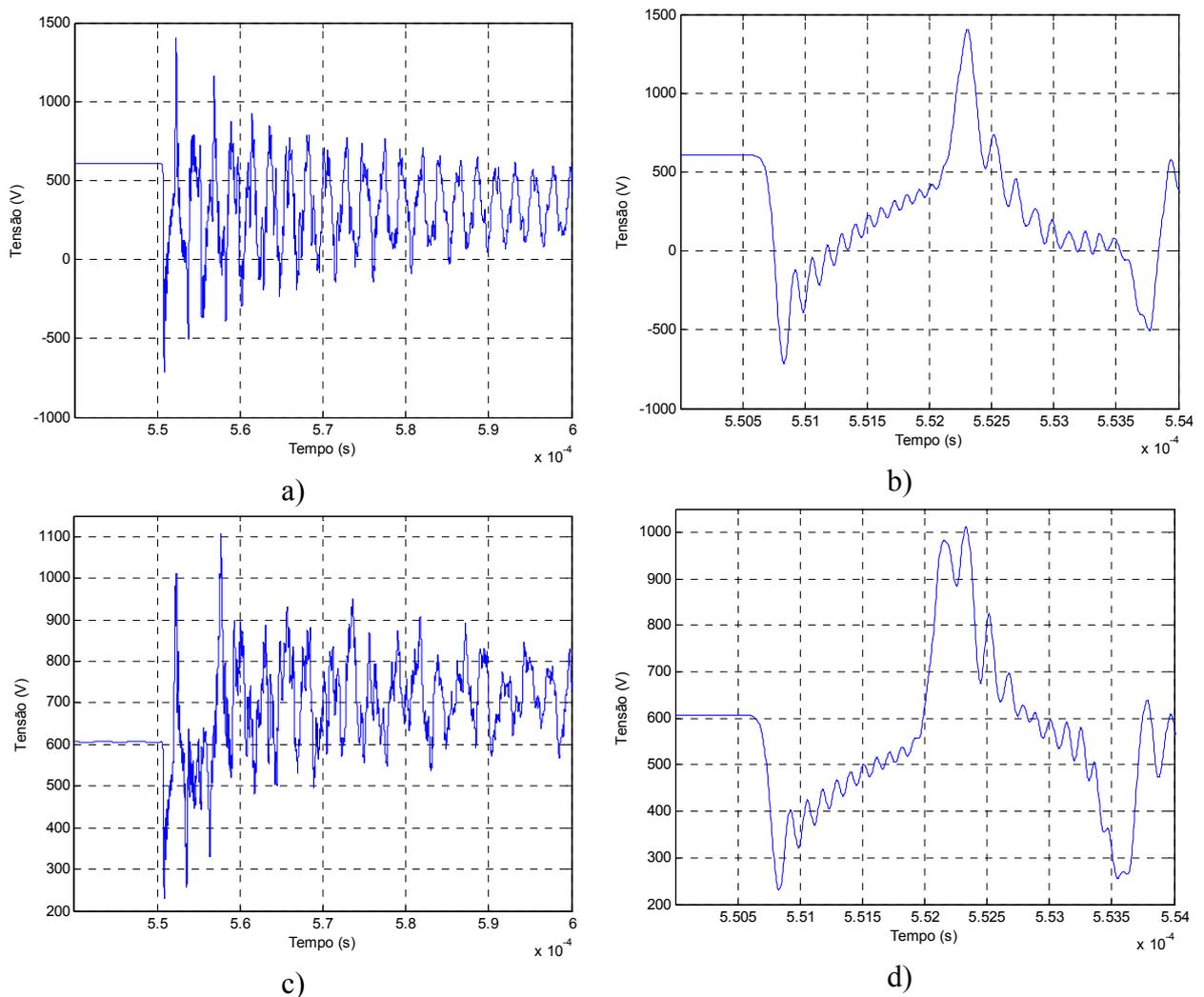


Fig. 5.19. Surto de tensão nos terminais CC do retificador, durante falta bipolar (“a” e “b”) e monopolar-terra (“c” e “d”) em diferentes escalas de tempo.

Pode-se observar na fig. 5.19 que a tensão nos terminais CC do retificador é composta pela sobreposição de oscilações transitórias de diferentes frequências. Em ambos os casos analisados (faltas bipolar e monopolar-terra), foram verificados picos de tensão de cerca de duas vezes o valor nominal no barramento CC; contudo, foi observado um transitório mais intenso durante a falta bipolar nos cabos CC.

Em vista dos resultados obtidos nesta análise, conclui-se que, durante uma falta na linha CC, as chaves estáticas que compõem a ponte retificadora, além de se sujeitarem a uma corrente de curto de grande intensidade, serão submetidas a uma elevada taxa de variação de tensão, devendo, portanto, serem especificadas para suportar tal estresse. Um ponto que merece ser investigado com maior atenção refere-se à necessidade, ou não, da adoção de supressores de surto nos terminais do retificador.

Outra questão avaliada durante este estudo foi a incidência de sobretensões durante a energização do barramento CC. Foi observado que o valor de pico do transitório é proporcional à amplitude do pulso de tensão aplicado nos cabos. Neste contexto, o uso de uma ponte retificadora tiristorizada é de grande valia, sendo possível, através do comando de seu ângulo de disparo, a aplicação de um valor instantâneo de tensão controlado. A título de exemplificação, foi verificado, através de simulações computacionais, um pico transitório de tensão de apenas 2 V sobreposto à tensão instantânea nos terminais do retificador, ao se aplicar na linha CC um pulso com dez volts a mais que o valor de tensão no banco de capacitores. Desta forma, é sugerido que o banco de capacitores seja carregado através de uma rampa suave de tensão, controlada a partir de uma ponte retificadora a tiristores.

Com relação à tensão nos terminais do inversor, o banco de capacitores atua no sentido de evitar a ocorrência de oscilações transitórias ( $dv/dt$ ). Durante as investigações, mesmo para os casos de faltas na linha CC, não foi verificada a ocorrência de picos de tensão nos terminais CC do inversor. Contudo, conforme discutido nos itens anteriores, a corrente de descarga do banco de capacitores, durante uma falta no barramento CC, pode danificar diversos componentes do sistema, caso não sejam tomadas medidas para limitar sua intensidade.

Por fim, cabe enfatizar que os modelos de chave adotados durante o presente trabalho desconsideram uma série de não-linearidades inerentes aos dispositivos semicondutores, de

---

forma que não foi possível analisar a incidência de sobretensões no sistema em consequência de sua utilização como disjuntores CC. Incluir o efeito de recuperação reversa nos diodos permitiria, por exemplo, avaliar o transitório de tensão na linha CC gerado pela mudança de polaridade da derivada de sua corrente, durante o processo de comutação do diodo de proteção discutido no item 5.3.2.1.1. Dessa forma, seria possível estimar o pico de tensão reversa ao qual o diodo estaria submetido durante sua comutação, e, inclusive, permitiria investigar a influência de diferentes tempos de recuperação reversa na intensidade das sobretensões, visando a escolha do dispositivo mais adequado para cada sistema. Com base na discussão previamente apresentada, é sugerido para futuros trabalhos a inclusão das não-linearidades das chaves estáticas para avaliação de transitórios de tensão ao utilizá-las como disjuntores de corrente contínua.

#### **5.4 Considerações finais**

Inicialmente este capítulo apresenta uma revisão bibliográfica das técnicas mais comumente empregadas para a proteção de conversores VSI e sistemas de transmissão CC. O método mais usual consiste na utilização de disjuntores mecânicos conectados no lado CA, associados ao uso de fusíveis tanto no barramento CC quanto nos terminais de alimentação do retificador. Contudo, a atual tecnologia semicondutora oferece soluções adequadas para seu uso como disjuntor, possibilitando, durante um defeito no barramento CC de conversores, por exemplo, a extinção da corrente de forma mais rápida em comparação com os disjuntores tradicionais. Neste contexto, o uso do próprio conversor como limitador, ou até mesmo disjuntor de corrente, se apresenta como uma alternativa interessante. Dessa forma, além do rápido tempo de atuação, não é necessária a adoção de nenhum dispositivo extra, evitando um aumento das perdas por condução e questões relacionadas à confiabilidade do sistema.

De forma a investigar as fontes de contribuição para as correntes mediante um defeito na linha CC, e, inclusive, analisar sua dinâmica durante a energização do barramento, o

---

sistema de acionamento alternativo foi analisado através de simulações computacionais. Assim sendo, foi possível observar a incidência de elevados picos de corrente durante a carga do banco de capacitores, assim como os benefícios advindos da substituição da ponte retificadora a diodos por outra a tiristores, cujo controle adequado permitiu a manutenção de tal corrente em patamares abaixo daqueles associados a sua condição nominal.

Com relação às faltas dos tipos bipolar ou bipolar-terra na linha CC, verificou-se que, ao se comandar a abertura das chaves do inversor, não se impede que as sobrecorrentes advindas do motor adentrem no barramento CC através de seus diodos de roda livre. Em tal situação, se faz necessária a adoção de medidas adicionais no sentido de evitar que as correntes de descarga do capacitor e a contribuição da máquina elétrica causem danos permanentes ao sistema de acionamento. Entretanto, durante uma falta monopolar-terra, o ato de abertura dos transistores do inversor, por si só, é suficiente para impedir que tanto o capacitor do barramento como o motor contribuam para a corrente no cabo defeituoso.

No que tange a contribuição da ponte retificadora para a corrente durante um curto na linha CC, foi observado que a indutância extra inserida no barramento, através do afastamento entre os condutores ou pela inclusão de um reator, implica em uma leve redução no  $di/dt$  da corrente durante uma falta bipolar. Contudo, uma vez que tal afastamento afeta apenas o valor de sua indutância mútua, o rearranjo dos cabos não limitará a taxa de variação das correntes durante uma falta monopolar-terra. Em face disso, é sugerido que o valor de indutância calculado para o filtro CC seja dividido em dois reatores, e que cada um destes seja instalado em um dos condutores da linha CC, possibilitando reduzir o  $di/dt$  durante a incidência dos diferentes tipos de falta nos cabos CC.

Além disso, com base na análise apresentada neste capítulo, sugere-se o uso de uma ponte retificadora tiristorizada em substituição aos tradicionais retificadores a diodos. Esta configuração, além de permitir a regeneração da energia de frenagem da máquina para a rede

---

e a limitação da corrente durante a carga do banco de capacitores, pode atuar, adicionalmente, como um disjuntor de corrente, desconectando de forma rápida o acionamento do sistema de alimentação durante uma falta na linha CC.

A adoção de um modelo para o cabo capaz de reproduzir o fenômeno de propagação de ondas na linha permitiu a investigação da ocorrência de sobretensões transitórias nos cabos CC. A este respeito foi verificado que, durante um curto na linha CC, o retificador, além de se submeter a correntes de grande intensidade, estará sujeito também a um elevado  $dv/dt$  transitório. Verificou-se, ainda, que o fato da ponte retificadora tiristorizada permitir a carga do banco de capacitores através de uma rampa suave de tensão evita a incidência de sobretensões transitórias na linha CC durante a energização do barramento.

Por fim, com relação à tensão nos terminais do inversor, observou-se que o capacitor do barramento filtra os transitórios evitando a incidência de sobretensão nos transistores, mesmo em situações críticas como faltas na linha CC.

## Capítulo 6

### Conclusões Finais

A presente dissertação discorreu a respeito de uma configuração não-convencional para o acionamento de motores em velocidade variável, cuja prerrogativa é a eliminação de fenômenos de natureza transitória decorrentes do efeito de propagação e reflexão de onda nos cabos de potência, além de outros problemas de regime permanente igualmente indesejáveis. No sistema em questão, o retificador se encontra distante do inversor, estando o primeiro localizado próximo ao transformador de alimentação, e o último conectado diretamente nos terminais da máquina elétrica. Dessa forma, o cabo longo requerido constituirá o barramento CC, estabelecendo-se assim, uma linha de transmissão em corrente contínua.

Adicionalmente, em comparação com a linha trifásica de conexão entre o motor e inversor utilizada em sistemas de acionamento tradicionais, a opção por uma estratégia de transmissão CC resulta em uma redução no volume de cobre associado ao cabo de potência. Neste contexto, o principal foco do presente trabalho está, justamente, na caracterização da economia de cobre proporcionada pela configuração de acionamento alternativa.

Com o propósito de se dimensionar, de forma criteriosa, os cabos de potência de ambos os sistemas, alternativo (linha CC bifásica) e configuração tradicional (linha trifásica CA), o capítulo dois investigou o conteúdo harmônico das correntes, obtido através de análises computacionais. No que diz respeito ao sistema não-convencional, foram investigados três topologias de filtro distintas para o barramento CC: (a) Filtro “A”, cujo banco de capacitores é conectado nos terminais CC do retificador, (b) Filtro “B”, no qual os capacitores são posicionados nos terminais CC do inversor e (c) Filtro “C”, o qual utiliza um reator CC entre os terminais do retificador e os cabos, estando o banco de capacitores instalado nos terminais CC do inversor.

Dentre os resultados apresentados neste capítulo, é importante destacar que, em relação ao valor fundamental da corrente, ao se acionar o motor em condições nominais, observou-se uma maior intensidade de corrente nos cabos CC do que a verificada na linha CA do sistema de acionamento tradicional. Entretanto, independentemente do tipo de carga acionada (torque constante ou quadrático), ao diminuir a velocidade do sistema tem-se uma maior redução das correntes nos cabos CC que na linha trifásica CA. Isto indica que, ao se operar abaixo da velocidade nominal, tem-se um maior incremento percentual no rendimento do sistema de acionamento alternativo em comparação com a topologia tradicional.

Durante as simulações com o circuito de filtro “A”, foi verificada a incidência de sobretensões transitórias nos terminais CC do inversor a cada chaveamento PWM, de forma que esta configuração de filtro, portanto, deve ser desconsiderada. Por outro lado, a instalação do banco de capacitores diretamente nos terminais do inversor (filtros “B” e “C”) limita o  $dv/dt$  de tensão evitando estresse dielétrico nas chaves semicondutoras.

Ao se analisar o conteúdo harmônico da corrente nos cabos do sistema de acionamento não-usual, verificou-se que o incremento na indutância do barramento CC, seja através da inclusão de um reator (Filtro “C”), de maiores extensões de linha ou até mesmo por um rearranjo geométrico dos cabos (maior distância entre os condutores da linha CC), culminou em uma menor THD de corrente, e conseqüentemente em menores perdas nos cabos CC. Isto indica que, ao se considerar apenas o critério térmico para o dimensionamento, menores bitolas para os condutores na linha CC poderão ser adotadas. Assim sendo, mostrou-se a possibilidade de se aproveitar a indutância distribuída dos próprios condutores para a filtragem dos harmônicos de corrente no barramento CC, reduzindo, dessa forma, os custos envolvidos no circuito de filtro CC.

Na seqüência, o capítulo três apresentou um conjunto de informações e formulações, a partir das quais é possível se especificar os cabos de potência para ambos os sistemas de

---

acionamento em obediência ao critério térmico. Tal metodologia se encontra em concordância com as imposições correlacionadas nas normas ABNT NBR 5410 e ABNT NBR 11301. Com o objetivo de caracterizar, de forma criteriosa, a influência do conteúdo harmônico de corrente nas perdas do cabo CC, foi dada atenção especial para a correção da resistência elétrica dos condutores com a frequência, em função dos efeitos pelicular e de proximidade.

As análises apresentadas neste capítulo evidenciaram a influência da THD de corrente nas perdas nos cabos CC. Entretanto, ao se considerar apenas o critério térmico para a especificação dos condutores, verificou-se que, mesmo quando submetido a um conteúdo harmônico substancial (THD de cerca de 35%), obtém-se uma economia de cobre nos cabos de potência superior a 24% em favor do sistema de acionamento alternativo. Este fato indica que não há necessidade de se sobredimensionar o circuito de filtro CC para que a economia de cobre associada ao sistema alternativo possa ocorrer. Neste ponto é interessante destacar que é esperada uma economia de cobre ainda maior para o caso de uma menor THD de corrente nos cabos CC. A título de ilustração tem-se que, para o acionamento de um sistema de 5 cv através de 350 metros de cabos, no qual a indutância associada aos cabos garante uma THD de corrente de 33% no barramento CC, foi observada uma economia de cobre de quase 40% ao se optar pelo sistema de acionamento alternativo.

Outra questão abordada no capítulo em questão se refere à relação entre o fator de potência nominal do motor com a especificação dos cabos da linha CA. A maior parcela de correntes reativas associadas aos motores de menor fator de potência nominal torna necessária a adoção de cabos CA com maior seção transversal, o que implica em uma economia de cobre ainda maior ao se optar pela configuração alternativa para o acionamento de motores com menor fator de potência nominal.

Já o capítulo quatro discute, à luz da norma NBR 5410, uma série de questões relevantes envolvendo a queda de tensão nos cabos de potência de ambos os sistemas

---

analisados neste trabalho. Com relação a este aspecto, sabe-se que a queda de tensão na linha CC depende somente de sua corrente média e da resistência elétrica dos condutores, sendo que a reatância indutiva dos cabos contribui apenas para a queda na linha CA.

Ao se considerar apenas o critério de queda de tensão para a especificação dos condutores, verifica-se que, pelo fato de sistemas de menor potência utilizarem cabos de menor bitola (predominantemente resistivos), serão adotados, nesse caso, condutores com seções transversais próximas entre si nos sistemas de transmissão CC e CA. Dessa forma, ao se considerar sistemas com menor potência nominal, a opção pela estratégia de transmissão CC acarreta em uma economia de cobre nos cabos de potência ao redor de 33%, visto que o sistema alternativo utiliza dois cabos ao contrário dos três requeridos para a conexão entre motor e inversor em sistemas tradicionais.

Entretanto, sistemas de maior potência nominal adotam cabos de maior seção transversal, e, portanto com uma maior parcela reativa no módulo de sua impedância. Dessa forma, o uso de cabos CA com bitolas cada vez maiores mostrou-se necessário de modo a limitar a queda de tensão extra, associada à componente reativa de sua impedância. Nestes casos é esperada uma economia de cobre nos cabos de potência superior a 33%. Sendo importante destacar que a redução no volume de cobre será ainda tanto maior quanto maior for a extensão da linha.

Finalmente, ao se considerar concomitantemente ambos os critérios térmico e de queda de tensão, observou-se para sistemas de menor potência que, ao longo de uma estreita faixa de comprimento de cabo, os condutores da linha CC deverão ser redimensionados de acordo com a restrição de queda de tensão, enquanto a bitola dos cabos CA permanece aquela especificada pelo critério térmico. Dessa forma, verifica-se uma redução na economia de cobre em comparação com a discutida até o momento. Entretanto, em todos os casos

---

analisados (diferentes potências e comprimentos de linha) foi observada uma redução considerável de cobre no caso da transmissão CC.

Por outro lado, no tocante a sistemas de maior potência nominal, a queda de tensão na reatância indutiva exigiu, para uma determinada faixa de comprimento dos cabos, que os condutores CA fossem redimensionados em obediência ao critério de queda de tensão, enquanto os cabos CC se mantiveram os mesmos especificados pelo critério térmico. Portanto, ao contrário do que foi descrito no parágrafo anterior, ao longo de uma curta faixa de comprimento de linha, foi verificada uma economia de cobre em favor do sistema alternativo maior que aquela esperada considerando-se apenas o critério térmico.

O capítulo cinco apresentou uma revisão bibliográfica das técnicas mais comumente empregadas na proteção contra sobrecorrentes em conversores VSI e sistemas de distribuição CC, além de análises computacionais com o intuito de proporcionar uma maior compreensão da dinâmica de estabelecimento das correntes de falta e suas principais fontes de contribuição. A análise em questão destacou, por exemplo, a contribuição do banco de capacitores e do motor de indução para a corrente de defeito durante uma falta bipolar nos cabos CC.

Neste contexto, o uso dos próprios conversores como limitadores, ou até mesmo disjuntores de corrente contínua, merece destaque especial. Esta técnica permite a extinção da corrente de defeito em um intervalo de tempo muitas vezes menor que o requerido por um disjuntor mecânico tradicional ou um fusível, sem a necessidade de adoção de nenhum dispositivo de proteção adicional, limitando o número final de componentes e, portanto, a complexidade e custos do sistema. A substituição da ponte retificadora a diodos por uma tiristorizada, além de permitir a desconexão da rede de alimentação durante uma falta no barramento CC, possibilita, também, o controle da corrente durante a carga do banco de capacitores, evitando a incidência de elevados picos de corrente.

---

Como comentário final, foi observada a incidência de sobretensões transitórias nos terminais CC do retificador durante faltas nos cabos do sistema de acionamento alternativo. Entretanto, uma vez que o banco de capacitores atua no sentido de limitar o  $dv/dt$  em seus terminais, não foram verificados picos transitórios de tensão nos terminais do inversor mesmo mediante a situações críticas como faltas nos cabos CC.

Como sugestão para trabalhos futuros, pode-se destacar:

- Análise e propostas para o incremento da confiabilidade do inversor, visto que, na topologia de acionamento alternativa, o inversor se conecta diretamente nos terminais da máquina, que por vezes poderá estar instalada em locais de difícil acesso. Em tais situações, os custos referentes a manutenção podem se tornar proibitivos. Dessa forma, para que o sistema em questão tenha ampla aceitação pela indústria, é necessário que sejam tomadas medidas no sentido de aumentar a confiabilidade do inversor.
  - A distância entre o inversor e retificador representa uma dificuldade técnica para o envio de sinais de comando para a ponte inversora. Neste contexto, sugere-se que trabalhos futuros investiguem questões relacionadas com a transmissão de sinais de controle do inversor, que poderia ser feita, por exemplo, através de cabos de fibra ótica, ou até mesmo por meio dos próprios cabos de potência.
  - O presente estudo se ateve à discussão teórica e estudos computacionais da configuração de acionamento alternativa. Dessa forma, se faz necessário que trabalhos futuros se ocupem com a montagem de um protótipo e análises experimentais do sistema.
-

- 
- O presente trabalho apresentou um panorama geral sobre esquemas de proteção associados a sistemas CC, tal análise possibilitou, por exemplo, o conhecimento da dinâmica transitória do sistema mediante aos diferentes tipos de faltas no barramento CC. Todavia é requerido um estudo mais detalhado que se proponha a definir, de fato, uma estratégia de proteção específica para o sistema. Dessa forma, o conhecimento da intensidade e duração da corrente de defeito, permitiria se investigar a necessidade de redimensionar a bitola dos condutores em função de tais correntes.
  - Ainda com relação à investigação de estratégias de proteção para o sistema CC, seria de grande valia a utilização de modelos, para a simulação de chaves estáticas, que incluíssem seu comportamento não linear, sendo possível, dessa forma, analisar a ocorrência de transitórios de tensão no sistema em função do elevado  $di/dt$  associado à rápida extinção da corrente de falta por tais dispositivos.
-

---

## Bibliografia

- [1] C. J. Melhorn, L. Tang, “Transient Effects of PWM Drives on Induction Motors”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 33, n. 4, pp. 1065-1072, July/August 1997.
- [2] site <http://www.weg.net/br> acesso 18/12/09
- [3] site [www.semikron.com](http://www.semikron.com) acesso 18/12/09
- [4] L. A. Saunders, G. L. Skibinski, S. T. Evon, D. L. Kempkes, “Riding the Reflected Wave – IGBT Drive Technology Demands New Motor and Cable Considerations”, *IEEE 43<sup>rd</sup> IAS Annual Meeting*, pp. 75-84, September 1996.
- [5] M. Hongfei, X. Dianguo, “Research of Inverter Output Filters for PWM Drives”, *IEEE International Conference on Electrical Machines and Systems*, vol. 1, pp. 546-549, August 2001.
- [6] B. Bolsens, K. De Brabandere, J. Van Den Keybus, J. L. Driesen, R. Belmans, “Transmission Line Effects on Motor Feed Cables: Terminator Design and Analysis in the Laplace-Domain”, *IEEE International Electric Machines and Drives Conference*, pp. 1866-1872, June 2003.
- [7] D. A. Rendusara, P. N. Enjeti, “An Improved Inverter Output Filter Configuration Reduces Common and Differential Modes  $dv/dt$  at the Motor Terminals in PWM Drive Systems”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 13, n. 6, pp. 1135-1143, November 1998.
- [8] P. T. Finlayson, “Output Filters for PWM Drives with Induction Motors”, *IEEE Industry Applications Magazine*, pp. 46-52, January/February 1998.
- [9] H. de Paula *et. al.*, “Methodology for Cable Modeling and Simulation for High-Frequency Phenomena Studies in PWM Motor Drives”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 23, n. 2, pp. 744-752, March 2008.
-

- 
- [10] A. F. Moreira, T. A. Lipo, G. Venkataramanan, and S. Bernet “High-Frequency Modeling for Cable and Induction Motor Overvoltage Studies in Long Cable Drives”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 38, No. 5, pp. 1297-1306 Sep/Oct 2002
- [11] H. Fengtai *et. al.*, “Effects of Long Motor Cables and Short Switching Times on Inverter fed Induction Motor Drive Systems”, *International Conference on Power Electronics and Drive Systems*, 1997, pp. 670-674.
- [12] Helder de Paula. Uma Nova Metodologia para Determinação dos Fenômenos de Alta Frequência em Sistemas de Acionamento de Motores de Indução Através de Inversores PWM. tese de doutorado. 01/06/2005 UFU – Uberlândia, MG.
- [13] R. J. Kerkman, D. Leggate, G. L. Skibinsky, “Interaction of Drive Modulation and Cable Parameters on AC Motor Transients”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 33, n. 3, pp. 722-731, 1997.
- [14] S. Suwankawin *et al.*, “Destruction by Charge Current and Its Solution for PWM Inverter Feeding Multiple Motors Through Long Cables”, *IEEE 40<sup>o</sup> IAS Annual Meeting*, pp. 1382-1389, 2005.
- [15] G. L. Skibinsk *et. al.*, “EMI Emissions of Modern PWM AC Drives”, *IEEE Industry Applications Magazine*, Noveber\December, 1999.
- [16] A. Muetze, A. Binder, “Don’t Lose your Bearings”, *IEEE Industry Applications Magazine*, Vol 12, Issue 4, pp. 22-31, 2006.
- [17] H. de Paula, M. V. C. Lisboa, J. F. R. Guilherme, W. P. de Almeida and M. L. R. Chaves, “Differential Overvoltages and Common-Mode Currents in PWM Motor Drives: The Influence of the Cable Arrangement on Their Characteristics”, *IEEE 35th IECON*, Porto-Portugal, November 2009.
- [18] H. de Paula *et. al.*, “Novas contribuições ao Estudo das Sobretensões Transitórias e Correntes de Modo Comum em Sistemas de Acionamento de Motores por Inversores”,
-

---

*Induscon – VIII Conferência Internacional de Aplicações Industriais*, agosto 2008, Poços de Caldas.

[19] Kimbark, *Direct Current Transmission*, New York: Wiley-Interscience, vol. 1, 1971.

[20] Z. Yao, B. T. Ooi, “Utilization of Cable Capacitance in GTO-HVDC Transmission”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 13, No. 3, pp. 945-951, July 1998.

[21] S. Lee, K. Nam, “An Overvoltage Suppression Scheme for AC Motor Drives Using a Half DC-Link Voltage Level at Each PWM Transition”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol. 49, N° 3, pp. 549-557, June 2002.

[22] M. E. Baran, N. R. Mahajan, “Overcurrent Protection on Voltage-Source-Converter-Based Multiterminal DC Distribution Systems”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 22, N° 1, January 2007.

[23] M. E. Santos, B. J. C. Filho, “Short Circuit and Overcurrent Protection of IGCT-Based Three-Level NPC Inverters”, *35th annual IEEE Power Electronics Specialists Conference*, Aachen, Germany, 2004.

[24] A. M. Hava, R. J. Kerkman, T. A. Lipo, “Simple Analytical and Graphical Methods for Carrier-Based PWM-VSI Drives”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, Vol.14, No.1, pp. 49-61, January 1999.

[25] K.R. Padiyar, *HVDC Power Transmission Systems - Technology and System Interactions*, New Delhi, New Age International Limited, 1990.

[26] Erich Uhlmann, *Power Transmission by Direct Current*, Berlin, New York, Springer-Verlag, 1975.

[27] Ned Mohan, *Power Electronics: Converters, Applications and Design – 3<sup>rd</sup> edition*, New York, John Wiley & Sons, 1989.

[28] A. E. Fitzgerald, *Electric Machinery*, McGraw-Hill Book Company, 5<sup>a</sup> ed.

[29] ABNT NBR 5410. Instalações elétricas de baixa tensão. Segunda edição 30/09/2004.

---

- 
- [30] G. Narayanan, “Space Vector Based Hybrid PWM Techniques for Reduced Current Ripple”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol. 55, No. 4, April 2008
- [31] M. Hava, T. A. Lipo, “Carrier-Based PWM-VSI Overmodulation Strategies: Analysis, Comparison and Design”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, Vol. 13, No. 4, July 1998
- [32] ABNT NBR 11301. Cálculo da capacidade de condução de corrente de cabos isolados em regime permanente (fator de carga 100%). Setembro 1990.
- [33] Catálogo do fabricante Prysmian – *Cabo Gsette Inversor de frequência*.
- [34] Catálogo do fabricante Prysmian – *Cabo Sintenax Flex*.
- [35] ABNT NBR NM 280. Condutores de cabos isolados. Abril 2002.
- [36] Herbert P. Neff Jr, *Introductory Electromagnetics*, John Willey & Sons. 1991
- [37] O.M.O Gatous and J. Pissolato, “Frequency-Dependent Skin-Effect Formulation for Resistance and Internal Inductance of a solid Cylindrical Conductor”, *Microwaves, Antennas and Propagation, IEE Proceedings*, Vo. 151, Issue 3, 2004, pp. 212-216.
- [38] Larry C. Andrews, *Special Functions of Mathematics for Engineers*, Second edition, SPIE PRESS Oxford Science Publications, 1998.
- [39] Cirino, Andre W.; de Paula, Helder; Mesquita, Renato C.; Saraiva, E.; “Cable Parameter Variation due to Skin and Proximity Effects: Determination by means of Finite Element Analysis”, *Industrial Electronics, 2009, IECON '09. 35th Annual Conference of IEEE*, pp – 4073-4079.
- [40] Rudnev, Valery ; Loveless, Don; Black, Micah; Cook, Raymond; *Handbook of Induction Heating*, Marcel Dekker Inc. 2003
- [41] João Mamede Filho, *Instalações Elébricas Industriais – sétima edição*, LTC, 2007
- [42] Catalogo do fabricante Prysmian, *Baixa tensão – Uso geral – Dimensionamento*, retirado do site [www.prysmian.com.br/export/sites/prysmian-ptBR/energy/pdfs/Dimensionamento.pdf](http://www.prysmian.com.br/export/sites/prysmian-ptBR/energy/pdfs/Dimensionamento.pdf) acesso 10/10/09.
-

- 
- [43] D. Kastha and B. K. Bose, "Investigation of Fault Modes of Voltage-Fed Inverter System for Induction Motor Drives", *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 30, Issue 4, pp. 1028-1038, 1994.
- [44] P. Meckler, W. Ho, "Does an Electronic Circuit Breaker need Electrical Contacts?", *Proceedings of the 50<sup>th</sup> IEEE Holm Conference on Electrical Contacts and the 22<sup>nd</sup> International Conference on Electrical Contacts*, pp. 480-487, 2004.
- [45] N. Yamato, A. Fukui, K. Hirose, "Effect of Breaking High Voltage Direct Current (HVDC) Circuit on Demonstrative Project on Power Supply Systems by Service Level in Sendai", *29<sup>th</sup> International Telecommunications Energy Conference, INTELEC*, 2007. pp. 46-51.
- [46] P. Steimer, J. K. Steinke, H. E. Gruning, "A reliable, interface-friendly Medium Voltage Drive based on the robust IGCT and DTC technologies", *IEEE-IAS Annual Meeting*, October 1999, pp. 1505 – 1512
- [47] Zhenxue Xu, Bin Zhang, S. Sirisukprasert, Xigen Zhou, A.Q. Huang, "The Emitter Turn-Off Thyristor-Based DC Circuit Breaker", *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, Vol. 1, pp. 288-293, 2002.
- [48] Vijay K. Sood, *HVDC and FACTS Controllers: Application of Static Converters in Power Systems*, Kluwer Academic Publishers, 2004.
- [49] IEEE Violet Book, *IEEE Std 511 – Recommended Practice for Calculating Short-Circuit Currents in Industrial and Commercial Power Systems*, 2006.
- [50] F. Blaabjerg, J.K. Pedersen, "A New Low-Cost, Fully Fault-Protected PWM-VSI Inverter with True Phase-Current Information", *IEEE Transactions on Power Electronics*, Vol. 12, No. 1, pp. 187-197, January 1997.
- [51] Antônio E. A. de Araújo, Washington L. A. Neves, *Cálculo de Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Energia*, Belo Horizonte, Editora UFMG 2005.
-

## Apêndice A

Metodologia para Modelagem dos Cabos Empregada neste Trabalho**A.1 Variação dos parâmetros do cabo com a frequência**

Conforme discutido ao longo desta dissertação, no sistema de acionamento estudado neste trabalho, os condutores da linha CC estarão sujeitos ao conteúdo harmônico das correntes de saída do retificador e entrada do inversor. Desta forma, dependendo da configuração do filtro CC (indutor e banco de capacitores do barramento), é esperada a circulação de correntes com frequências múltiplas à frequência de chaveamento PWM do inversor pelo cabo CC, as quais se apresentam na ordem de dezenas até centenas de kHz.

Neste contexto, encontram-se presentes na literatura uma grande diversidade de modelos de cabo capazes de contemplar a variação de sua resistência e indutância com a frequência em virtude dos efeitos pelicular e proximidade. Devido a sua simplicidade, viabilidade de aplicação e exatidão apresentada, neste trabalho utilizou-se a metodologia preposta em [9] e [12], que consiste em um circuito denominado “N-Ramos”. Tal modelo é composto por elementos resistivos e indutivos, invariáveis com a frequência, convenientemente associados de tal forma que sua impedância equivalente represente a resposta em frequência de um condutor. Esta metodologia emprega o uso de um número  $n$  de ramos associados conforme mostrado na fig. A.1.

Os elementos  $R_n$  e  $L_n$  utilizados para o arranjo “N-Ramos” são calculados através de um método iterativo apresentado em [9] e [12], o qual exige como dados de entrada  $n$  valores de resistência e indutância do cabo, obtidos para  $n$  diferentes frequências. A grande vantagem dessa metodologia é a possibilidade de se utilizar como dados de entrada tanto parâmetros

estimados analiticamente como obtidos numericamente através do método dos elementos finitos, por exemplo, ou até mesmo dados obtidos a partir de medições.

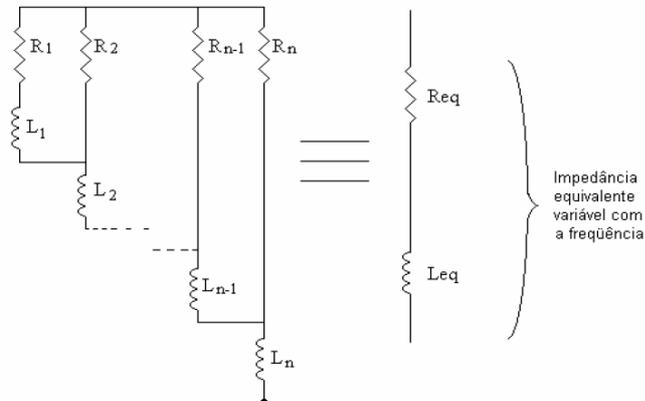


Fig. A.1. Arranjo “N-ramos” para a representação da impedância série de um cabo com parâmetros variáveis com a frequência, figura retirada de [9] e [12].

Além da representação da variação de seus parâmetros com a frequência, é possível aplicar tal modelo também para a reprodução da natureza distribuída dos seus parâmetros, contemplando assim o fenômeno da propagação de ondas. Para tanto, o cabo deverá ser representado por um conjunto de células em série, de forma que cada uma delas represente um comprimento de cabo pelo menos 20 a 30 vezes menor que o comprimento de onda da maior frequência presente na grandeza que se deseja analisar [12]. Se o modelo do cabo for representado por suas grandezas modais (modo comum e/ou diferencial), o comprimento de onda a ser considerado deverá ser calculado com a velocidade de propagação do referido modo [12]. Com relação ao diagrama ilustrado na figura A.1, deve-se incluir a capacitância por comprimento da célula, de modo a configurar um circuito “pi-equivalente” para o cabo.

Um forte atrativo na modelagem em questão é que, por aproximar a variação dos parâmetros do cabo com a frequência através de uma associação de elementos R e L, a mesma pode ser facilmente implementada em diferentes plataformas de simulação computacional tais como *Simulink / Matlab*, *Pspice*, *Psim* e *EMTP*, dentre outras.

Uma vez que a associação de circuitos em cascata numa quantidade apropriada permite capturar o efeito de propagação e reflexão de ondas na linha, tem-se que essa foi utilizada no capítulo cinco deste trabalho para a análise da incidência de fenômenos transitórios na linha CC. Contudo, é preciso ressaltar que a associação de um grande número de células em cascata implica em um grande esforço computacional para a simulação do sistema. Desta forma, para as análises conduzidas no capítulo dois, utilizou-se uma representação com parâmetros concentrados para o cabo, visto que o objetivo era de avaliar apenas os harmônicos de corrente em regime permanente.

## **A.2. Determinação dos Parâmetros do Cabo**

De acordo com [9], os parâmetros do cabo podem ser determinados de diferentes maneiras, tais como: 1) analiticamente, levando em consideração a configuração geométrica do sistema e suas propriedades elétricas, 2) usando a rotina *Cable Constants* da plataforma ATP, 3) por uma análise numérica da distribuição dos campos através do método dos elementos finitos ou 4) através de medições diretas.

A rotina *Cable Constants* é uma ferramenta consagrada, confiável e por diversas vezes referida na literatura científica; portanto, decidiu-se utilizá-la na determinação dos parâmetros do cabo. Foram calculadas as matrizes de resistências, indutâncias e capacitâncias, para cabos com bitolas de 1.5, 4, 10, 35, 70 e 150 mm<sup>2</sup> em diversas frequências, desde CC até 1 MHz.

A rotina em questão requer como dados de entrada a disposição geométrica dos condutores (raio, posição geométrica, espessura da isolamento, etc), suas constantes elétricas (resistividade do condutor, da terra, permissividade elétrica do isolante, etc), o comprimento da linha e a frequência de excitação, dentre outros dados. Neste trabalho, foram consideradas linhas formadas por dois condutores (fase e retorno), cobertos por isolamento de PVC, alinhados lado a lado em um plano horizontal e dispostos sobre bandejas metálicas aterradas. As propriedades elétricas do sistema foram extraídas de [32], sendo que a resistividade do cobre

foi corrigida para temperatura de 70°C (máxima permitida em regime permanente para isolamento PVC) [29]; com relação à resistividade da terra, esta foi considerada como um plano de terra ideal.

Para cada frequência analisada, a rotina computacional em questão fornece como dado de saída um conjunto de matrizes 2 x 2 com estrutura semelhante a apresentada em (A.1), (A.2) e (A.3), representando a resistência, indutância e capacitância por unidade de comprimento da linha, respectivamente. Os sub-índices  $p$  e  $m$  indicam os valores próprios ou mútuos entre os cabos de uma determinada linha.

$$\begin{bmatrix} R_p & R_m \\ R_m & R_p \end{bmatrix} \quad (\text{A.1})$$

$$\begin{bmatrix} L_p & L_m \\ L_m & L_p \end{bmatrix} \quad (\text{A.2})$$

$$\begin{bmatrix} C_p & -C_m \\ -C_m & C_p \end{bmatrix} \quad (\text{A.3})$$

O arranjo da linha CC considerado ao longo deste trabalho implica em uma matriz de parâmetros naturalmente equilibrada, ou seja, ambos os valores em cada diagonal da matriz são idênticos, tornando desnecessária a transposição dos condutores da linha.

### A.3 Transformação Modal

Como pode ser observado nas equações (A.1) até (A.3), os condutores têm parâmetros acoplados, o que implica que a queda de tensão em um condutor é influenciada pela corrente circulando no outro. A transformação modal nada mais é que uma transformação de similaridade, que visa representar a matriz de impedância da linha em uma nova base, de forma a torná-la diagonal. Após tal transformação, os cabos passam a ser representados por

dois novos circuitos desacoplados, que, dentre outras denominações, são chamados de circuitos de modo comum e de modo diferencial.

Existem infinitas matrizes capazes de diagonalizar as matrizes em questão; neste estudo, será utilizada a matriz de transformação  $T$  sugerida em [51], conforme mostrado a seguir.

$$\begin{bmatrix} V_{mc} \\ V_{md} \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} V_{at} \\ V_{bt} \end{bmatrix} \quad (A.4)$$

$$\begin{bmatrix} I_{mc} \\ I_{md} \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \end{bmatrix}$$

$$T = \begin{bmatrix} 0.5 & 0.5 \\ 0.5 & -0.5 \end{bmatrix} \quad (A.5)$$

Onde  $V_{mc}$  e  $V_{md}$  são as tensões de modo comum e diferencial, respectivamente, enquanto  $V_{at}$  e  $V_{bt}$  correspondem a tensão entre cada condutor e o plano de terra; os mesmos sub-índices são aplicáveis as corrente  $I$ .

A matriz de impedância no domínio modal é deduzida a seguir, conforme apresentado em [51]:

$$\begin{bmatrix} V_{at} \\ V_{bt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_p & Z_m \\ Z_m & Z_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \end{bmatrix} \quad (A.6)$$

Pré-multiplicando os dois lados da equação (A.6) por (A.5), tem-se:

$$T \begin{bmatrix} V_{at} \\ V_{bt} \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} Z_p & Z_m \\ Z_m & Z_p \end{bmatrix} T^{-1} T \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \end{bmatrix} \quad (A.7)$$

$$\begin{bmatrix} V_{mc} \\ V_{md} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_p + Z_m & 0 \\ 0 & Z_p - Z_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{mc} \\ I_{md} \end{bmatrix}$$

Na equação (A.7) pode-se observar que, caso a matriz de impedâncias seja equilibrada, a matriz de transformação (A.5) dá origem a dois circuitos desacoplados. Para se

obter novamente as grandezas no domínio das fases é necessário aplicar a transformação inversa à demonstrada na equação (A.4).

#### A.4 Determinação do Circuito “N-Ramos”

Após aplicar a transformação modal nas matrizes de parâmetros dos cabos, que por sua vez foram obtidas através da rotina *Cable Constants*, foi executada a metodologia descrita em [9] e [12] para determinação dos elementos resistivos e indutivos que compõem o circuito “N-Ramos”. Assim, foi obtido um circuito que apresenta a mesma variação da impedância com a frequência que as linhas estudadas. A figura A.2 exibe a variação da resistência e indutância com a frequência para o circuito de modo diferencial de um metro de cabo com 70 mm<sup>2</sup>, calculada pela rotina *Cable Constants* e a aproximação por modelos de 5 e 6 ramos.

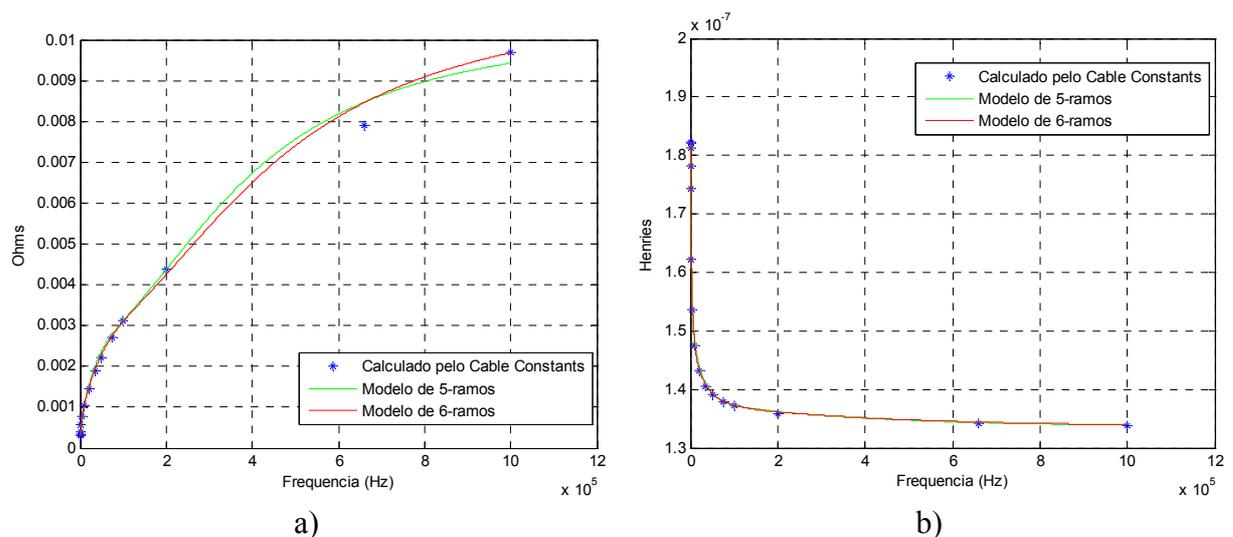


Fig. A.2 Variação da a) resistência e da b) indutância de modo diferencial com a frequência, para um metro de cabo de 70 mm<sup>2</sup>.

De forma a permitir a avaliação do modelo em questão, a figura A.3 expõe o erro percentual na aproximação da resistência e indutância de modo diferencial, pelos modelos de 5 e 6 ramos, tomando como base os valores calculados pela rotina *Cable Constants*. Com relação ao modelo de 6 ramos verificou-se um erro menor que 0,4% para a aproximação da indutância em toda a faixa de frequência analisada; já para a resistência, o modelo em questão

apresenta um erro máximo de cerca de 7% para a frequência de 660 kHz, o que foi considerado satisfatório tendo em vista a extensa faixa de frequência avaliada (CC até 1 MHz).

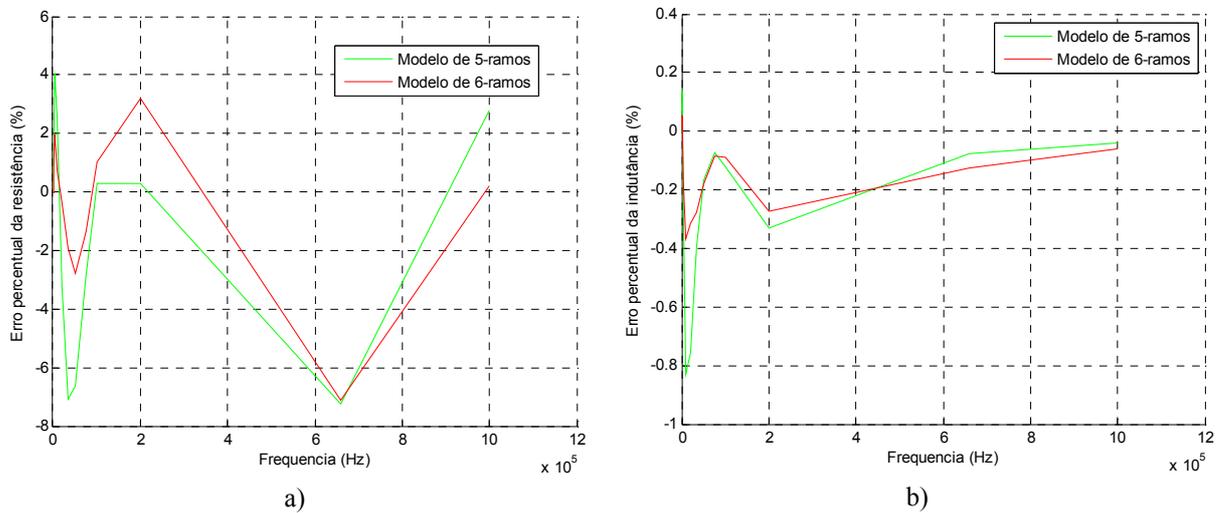


Fig. A.3 Erro percentual na aproximação da a) resistência e b) indutância de modo diferencial, com base nos valores calculados pela rotina *Cable Constants*.

Na tabela A.1 encontram-se os parâmetros de modo diferencial por unidade de comprimento, utilizados no circuito de 6 ramos para o cabo de 70 mm<sup>2</sup>.

Tabela A1 – Parâmetros por unidade de comprimento do circuito de modo diferencial representativo do cabo de 70 mm<sup>2</sup> de bitola.

Ramos	$R_{md}$ ( $\Omega/m$ )	$L_{md}$ ( $\mu H/m$ )
1	0.001650661844224	0.074006031209370
2	0.001233935697725	0.079748333473887
3	0.001030191914524	0.031893709734140
4	0.001583447519390	0.015086866954650
5	0.003520276043614	0.005177746063222
6	0.011076252572556	0.133463814921955

O mesmo procedimento descrito acima foi aplicado às demais bitolas estudadas. Na tabela A.2 constam o número de ramos e os erros máximos obtidos na modelagem do circuito “N-ramos” para as bitolas de 1.5, 4, 10, 35 e 150 mm<sup>2</sup>.

Tabela A.2 – Breve comparação entre os modelos “N-Ramos” e parâmetros dos cabos obtidos através da rotina *Cable Constants* da plataforma ATP.

Bitolas (mm <sup>2</sup> )	Número de ramos	Erro máximo R <sub>md</sub> (%)	Erro máximo L <sub>md</sub> (%)
1,5	3	0.4	0.21
4	3	2.6	0.2
10	4	5	0.15
35	4	5.65	1.09
150	6	2.9	0.36

### A.5 – Inclusão do caminho de retorno das correntes pelo plano de terra

Usualmente a determinação das grandezas de modo comum e diferencial se dá através da análise de circuitos distintos; os valores obtidos para tensão ou corrente, nos diferentes modos, são então recombinaados para obtenção dos valores em cada um dos cabos da linha. Nesse contexto, será apresentada uma técnica [9] e [12] que permite a determinação simultânea das grandezas de modo diferencial e comum, tornando desnecessária a aplicação da transformação modal a cada passo de cálculo das simulações, reduzindo, portanto, o esforço computacional e a complexidade envolvidas. Outra particularidade do circuito equivalente em questão é a representação dos parâmetros R e L do cabo pelo arranjo “N-Ramos”, o que permite contabilizar sua variação com a frequência.

A figura A.4 exibe o circuito “pi-equivalente” de modo comum e diferencial para um determinado comprimento de cabo. Considerando-se apenas uma única célula “pi”, a queda de tensão de modo comum e diferencial é dada respectivamente por (A.8) e (A.9)

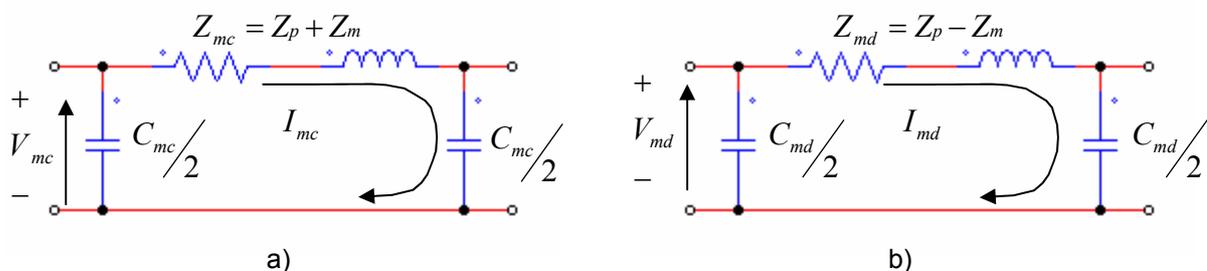


Fig. A.4 – Célula “pi-equivalente” dos circuitos de a) modo comum e b) modo diferencial, por unidade de comprimento de cabo.

na qual os sub-índices  $p$  e  $m$  se referem aos parâmetros próprios e mútuos da linha, respectivamente, e  $Xc$  representa a reatância capacitiva em cada um dos modos para o comprimento de cabo representado pela célula “pi”.

$$\Delta V_{mc} = (Z_p + Z_m)I_{mc} - 2I_{mc}Xc_{mc} \quad (\text{A.8})$$

$$\Delta V_{md} = (Z_p - Z_m)I_{md} - 2I_{md}Xc_{md} \quad (\text{A.9})$$

Aplicando-se em (A.8) e (A.9) a transformação inversa da descrita pelas equações (A.4) e (A.5), tem-se:

$$\Delta V_{at} = \Delta V_{mc} + \Delta V_{md} = (Z_p + Z_m)I_{mc} - 2I_{mc}Xc_{mc} + (Z_p - Z_m)I_{md} - 2I_{md}Xc_{md} \quad (\text{A.10})$$

$$\Delta V_{bt} = \Delta V_{mc} - \Delta V_{md} = (Z_p + Z_m)I_{mc} - 2I_{mc}Xc_{mc} - (Z_p - Z_m)I_{md} + 2I_{md}Xc_{md} \quad (\text{A.11})$$

sendo  $\Delta V_{at}$  e  $\Delta V_{bt}$  a queda de tensão em um dado comprimento de cabo com relação a terra.

Quanto às correntes fluindo por cada um dos condutores da linha, sabe-se ainda que:

$$I_a = I_{mc} + I_{md} \quad (\text{A.12})$$

$$I_b = I_{mc} - I_{md} \quad (\text{A.13})$$

Durante o presente estudo, adotou-se a metodologia apresentada em [9] e [12], porém ligeiramente modificada, para representar agora uma linha com dois condutores ao contrário da linha trifásica para a qual fora originalmente proposta. Em tal arranjo, os elementos de cada um dos modos (comum e diferencial) foram convenientemente posicionados em uma única célula “pi”, de forma que, ao serem percorridos por sua respectiva corrente (componentes de modo comum e diferencial embutidas na corrente de fase), implicam nas quedas de tensão descritas nas equações (A.10) e (A.11). A figura A.5 apresenta o diagrama do circuito equivalente para uma célula de comprimento da linha bifásica.

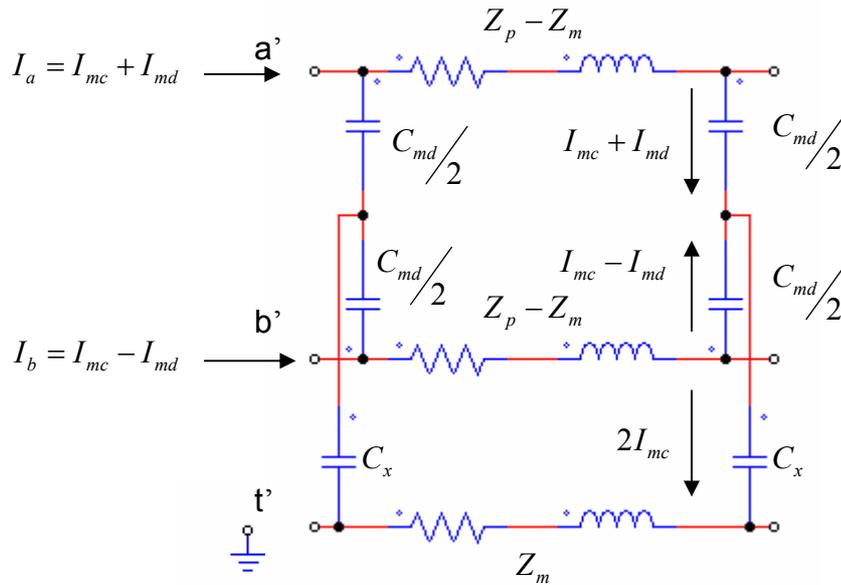


Fig. A.5. Circuito equivalente utilizado na representação de uma linha com dois condutores, incluindo caminho de retorno das correntes pelo terra.

Através da primeira lei de Kirchhoff, deduz-se que a corrente que circula pela malha de retorno é de  $2I_{mc}$ . Dessa forma, para que a queda de tensão dos nós  $a'$  e  $b'$  para terra ( $t'$ ) seja aquela descrita pelas equações (A.10) e (A.11), respectivamente, os elementos R e L no caminho de retorno do circuito equivalente devem ser os referentes aos parâmetros mútuos da linha, e não aos de modo comum, como se poderia erroneamente inferir. Em relação ao valor da capacitância fictícia  $C_x$ , esta deverá ser tal que cancele a queda de tensão  $2I_{mc}X_{C_{md}}$ , uma vez que este termo não consta nas equações (A.10) e (A.11), embora esteja presente no circuito equivalente. Portanto:

$$C_x = \frac{C_{mc} \times C_{md}}{C_{md} - C_{mc}} \tag{A.14}$$

A representação em questão permite, através de um circuito com parâmetros desacoplados, excitado pela tensão e corrente de linha, a determinação simultânea das grandezas de modo comum e diferencial. A título de ilustração a figura A.6 exhibe a conexão de três células em série para se capturar a natureza distribuída dos parâmetros do cabo, entretanto, para uma representação criteriosa do fenômeno de propagação de onda, foram

utilizados um número maior de células durante as análises computacionais. Pode-se observar na referida figura que os elementos R e L do circuito equivalente do cabo foram representados pelo modelo “N-Ramos” de forma a contabilizar a variação dos parâmetros com a frequência.

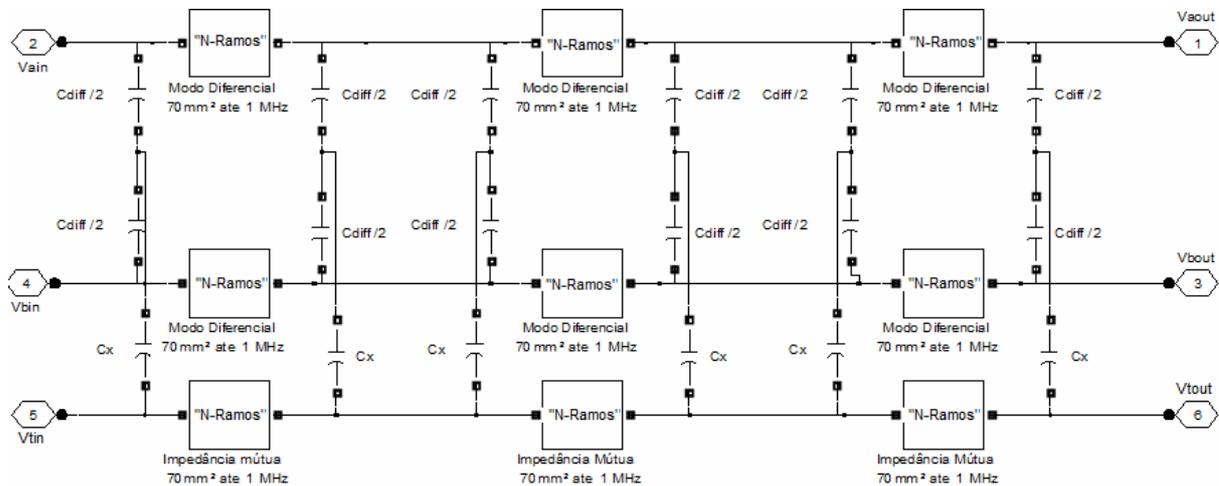


Fig. A.6. Modelo do cabo implementado no *Simulink* ilustrando a conexão em cascata de 3 células.

Com relação a malha de retorno das correntes, verifica-se que o caminho de circulação da corrente de modo comum se dá através de acoplamentos capacitivos entre os cabos e o plano de terra. Uma vez que a variação com a frequência dos parâmetros mútuos do cabo é bem mais significativa, por estarem associados ao caminho de circulação pela terra, a elaboração do circuito “N-Ramos” para os parâmetros mútuos requer uma maior quantidade de ramos que o utilizado para o circuito de modo diferencial [12].

### A.5.1 Comparação entre a metodologia proposta com o modelo disponibilizado pelo software *Matlab / Simulink*

De forma a se verificar a validade do circuito equivalente descrito neste apêndice, o comportamento do mesmo foi comparado com um modelo de linha de parâmetros distribuídos disponível na biblioteca *SimPowerSystems* do software *Matlab / Simulink*, que por sua vez também é capaz de representar o acoplamento entre condutores de fases distintas. A figura A.7 ilustra os testes realizados durante esta análise.

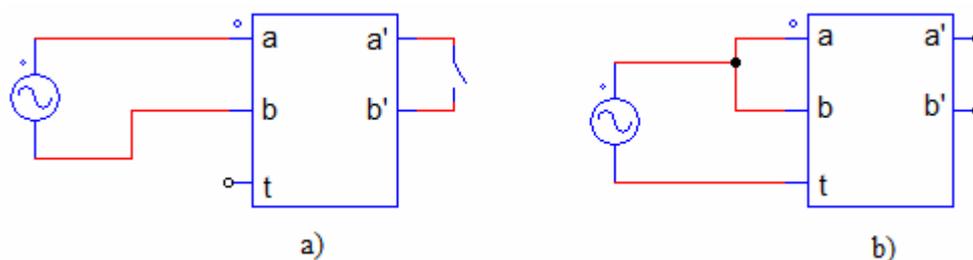


Fig. A.7. Esquemático dos testes realizados, excitando-se apenas a) o modo diferencial e b) somente o modo comum.

Os testes em questão contemplam o comportamento do circuito equivalente, ao se excitar apenas um dos modos de cada vez, sendo que, no caso em que se analisa apenas o circuito de modo diferencial, são investigadas duas situações: (i) terminais do cabo em curto e (ii) em aberto.

Durante as análises, ambos os modelos de linha foram alimentados por fontes de tensão em diferentes frequências. Para cada caso, o modelo do *Simulink* foi atualizado com as matrizes de parâmetros do cabo calculadas para a frequência da fonte de excitação. Já o circuito equivalente, apresentado neste apêndice, foi mantido inalterado em todos os casos uma vez que o mesmo é capaz de aproximar a resposta em frequência dos condutores através dos arranjos “N-Ramos” previamente discutidos.

As figuras A.8 até A.11 exibem as correntes obtidas para as diferentes configurações investigadas, considerando-se cabos de 70 mm<sup>2</sup> com um metro de comprimento, excitados por uma fonte de tensão de 1 V em diferentes frequências. Os casos com terminações de linha em aberto, excitados em ambos os modos pela frequência de 60 Hz, não foram ilustrados, pois em tais situações a reatância capacitiva da linha é tal que impede a circulação de corrente.

Pode-se observar nas referidas figuras, que as correntes obtidas através dos dois modelos encontram-se em fase e apresentam (no pior dentre os casos investigados) uma diferença entre seus módulos menor que 0,5%, o que atesta a validade do modelo empregado neste estudo. Desta forma, a modelagem empregada mostra-se capaz de representar a variação

dos parâmetros do condutor com a frequência e contabilizar simultaneamente os fenômenos de modo comum e diferencial.

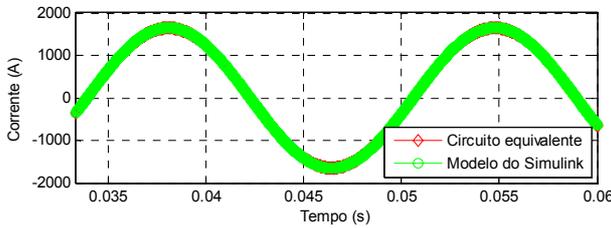


Fig. A.8. Excitação de modo diferencial em 60 Hz, terminação dos cabos em curto.

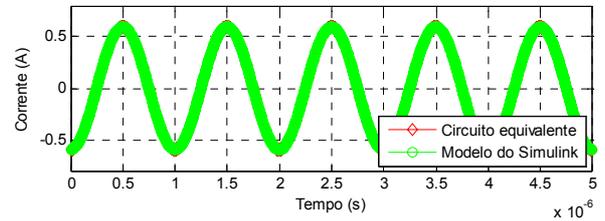


Fig A.9. Excitação de modo diferencial em 1 MHz, terminação dos cabos em curto.

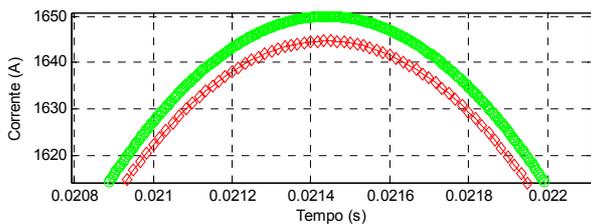


Fig. A.10. Excitação de modo diferencial em 1 MHz, terminação dos cabos em aberto.

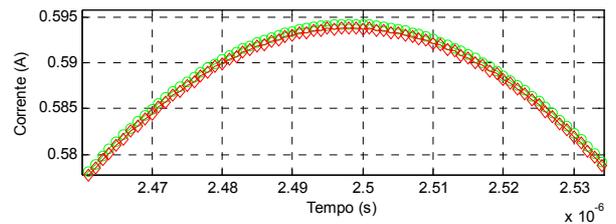
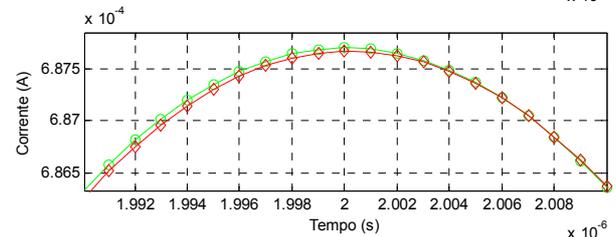
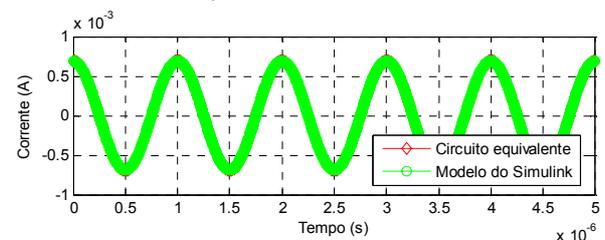
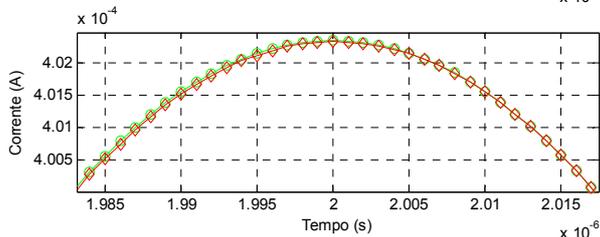
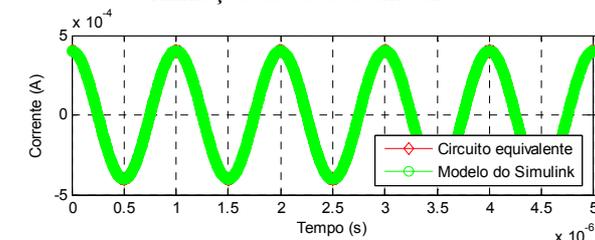


Fig. A.11. Excitação de modo comum em 1 MHz, terminação dos cabos em aberto.



Como comentário final vale lembrar que, durante a análise apresentada neste item, foi considerado apenas um metro de comprimento de cabo, devendo-se ressaltar que, para se representar maiores extensões de linha, deve-se utilizar um número adequado das células representada na figura A.5, em série, de forma a se contemplar o fenômeno de propagação e reflexão de onda nas linhas.