

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

FACULDADE DE ENGENHARIA ELÉTRICA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA



**CARACTERIZAÇÃO TÉCNICO-ECONÔMICA DA  
TRANSMISSÃO CC NO ACIONAMENTO DE MOTORES  
CA A LONGAS DISTÂNCIAS**

**ANDRÉ MENDONÇA ALZAMORA**

Uberlândia – Minas Gerais

Julho de 2025

ANDRÉ MENDONÇA ALZAMORA

CARACTERIZAÇÃO TÉCNICO-ECONÔMICA DA TRANSMISSÃO CC NO  
ACIONAMENTO DE MOTORES CA A LONGAS DISTÂNCIAS

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Uberlândia como requisito parcial para obtenção do título de doutor em engenharia elétrica.

Área de concentração: Sistemas de Energia Elétrica

Orientador: Hélder de Paula

Uberlândia – Minas Gerais

Julho de 2025

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU  
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

A478  
2025

Alzamora, André Mendonça, 1991-  
Caracterização Técnico-Econômica da Transmissão CC no  
Acionamento de Motores CA a Longas Distâncias [recurso  
eletrônico] / André Mendonça Alzamora. - 2025.

Orientador: Hélder de Paula.

Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Pós-  
graduação em Engenharia Elétrica.

Modo de acesso: Internet.

DOI <http://doi.org/10.14393/ufu.te.2025.452>

Inclui bibliografia.

Inclui ilustrações.

1. Engenharia elétrica. I. Paula, Hélder de, 1975-, (Orient.). II.  
Universidade Federal de Uberlândia. Pós-graduação em  
Engenharia Elétrica. III. Título.

CDU: 621.3

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:

Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091

Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074

ANDRÉ MENDONÇA ALZAMORA

CARACTERIZAÇÃO TÉCNICO-ECONÔMICA DA TRANSMISSÃO CC NO  
ACIONAMENTO DE MOTORES CA A LONGAS DISTÂNCIAS

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Uberlândia como requisito parcial para obtenção do título de doutor em engenharia elétrica.

Área de concentração: Sistemas de Energia Elétrica

Uberlândia, 24 de julho de 2025

Banca Examinadora:

---

Dr. Hélder de Paula (Professor UFU)

---

Dr. Gustavo Brito de Lima (Professor UFU)

---

Dr. Jaime Mourente Miguel (Doutor - Coppe UFRJ)

---

Dr. Antônio Paulo Cardillo Magalhães (Doutor - Coppe UFRJ)



## ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Elétrica				
Defesa de:	Tese de Doutorado, 350, PPGEELT				
Data:	Vinte e quatro de Julho de Dois mil e vinte e cinco	Hora de início:	08:00	Hora de encerramento:	12:00
Matrícula do Discente:	12023EEL001				
Nome do Discente:	André Mendonça Alzamora				
Título do Trabalho:	Caracterização Técnico-Econômica da Transmissão CC no Acionamento de Motores CA a Longas Distâncias				
Área de concentração:	Sistemas de Energia Elétrica				
Linha de pesquisa:	Sistemas Elétricos de Potência				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Coordenador do projeto: Hélder de Paula . Título do projeto: Desenvolvimento de Sistemas de Transmissão/Distribuição em Corrente Contínua para as Indústrias de Mineração e Extração de Petróleo Submarino. Agência financiadora: Não se aplica. Número do processo na agência financiadora: Não se aplica. Vigência do projeto: 2018 - atual.				

Reuniu-se através de videoconferência, a Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, assim composta:

Doutores: Gustavo Brito de Lima (UFU), Marco Túlio Alves Êvo (UFU), Jaime Mourente Miguel, Antônio Paulo Cardillo Magalhães (UFRJ) e Hélder de Paula, orientador do discente.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Prof. Dr. Hélder de Paula, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato, agradeceu a presença do público, e concedeu ao discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir, o senhor presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos examinadores, que passaram a arguir o candidato. Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o candidato:

**APROVADO.**

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor. O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos,

conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme, foi assinada pela Banca Examinadora.



Documento assinado eletronicamente por **Hélder de Paula, Professor(a) do Magistério Superior**, em 24/07/2025, às 11:54, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marco Túlio Alves Êvo, Usuário Externo**, em 24/07/2025, às 11:55, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Gustavo Brito de Lima, Professor(a) do Magistério Superior**, em 24/07/2025, às 11:56, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Antônio Paulo Cardillo Magalhães, Usuário Externo**, em 24/07/2025, às 11:56, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Jaime Mourente Miguel, Usuário Externo**, em 24/07/2025, às 11:57, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site [https://www.sei.ufu.br/sei/controlador\\_externo.php?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **6497992** e o código CRC **C4028C08**.

Dedico este trabalho aos meus pais, Rosa e Eugênio, pelos exemplos de vida e formação do meu caráter.

## AGRADECIMENTOS

---

Primeiramente, gostaria de agradecer a Deus por proporcionar todos os meios para que eu pudesse construir meu caráter, capacidade laboriosa e intelectual, permitindo através de mim a expansão bastante humilde do conhecimento científico. Nesse aspecto, inclui a provisão de uma família que me forneceu todos os recursos materiais e morais, em especial, cito minha mãe, Rosa, meu pai, Eugênio, meus irmãos, Lucas e Victor, e meus tios, João Antônio e Helena. Além disso, colocou em minha vida uma pessoa extraordinária, além do que eu jamais pudesse sonhar, meu eterno amor e amiga, Ana Clara.

Em segundo lugar, agradeço ao meu orientador, Hélder de Paula, por participar ativamente da construção do meu aprendizado e me oferecer diversas oportunidades de crescimento profissional. Em seguida, aos diversos amigos que fiz ao longo dos anos de pós-graduação, como o Cássio Alves, Vinícius Pinheiro, Isabela Zaparoli, Vinícius Pereira, Celso Azevedo e tantos outros. Reconheço também o apoio da sociedade brasileira, que através dos seus impostos, permitiu o incentivo à pesquisa nacional por meio das agências de fomento. Por último, agradeço à toda estrutura da Universidade Federal de Uberlândia e sua equipe de professores e técnicos.



“A câmara fotográfica nos retrata por fora,  
mas o trabalho nos retrata por dentro.”

(André Luiz)

## RESUMO

---

Desde a consolidação do IGBT como o dispositivo de comutação nos conversores de frequência, as técnicas de controle de motores a partir das modulações por largura de pulso (PWM) atingiram um excelente desempenho em termos de eficiência, controle de conjugado e velocidade, e qualidade da tensão sintetizada. Por outro lado, a presença de sobretensões transitórias e correntes parasitas de alta frequência se tornaram um problema bastante grave, com impacto na vida útil dos componentes do sistema. Diversos métodos para mitigar os efeitos adversos desses fenômenos foram propostos na literatura e alguns são tipicamente adotados em conversores comerciais, como o emprego de filtros na saída do inversor. Nesse contexto, foi proposta mais recentemente uma solução alternativa a fim de reduzir - ou mesmo eliminar - os fenômenos associados à propagação dos pulsos PWM através dos longos cabos que alimentam o motor. Essa proposta envolve uma mudança na topologia do conversor, separando as unidades retificadora e inversora, colocando esta última próxima ao motor e restringindo a circulação desses pulsos a poucos metros. Portanto, a transmissão da energia através dos cabos longos é realizada em corrente contínua (CC) e, assim, requer um condutor a menos em relação à topologia tradicional. Dessa maneira, obtém-se uma redução nos custos do cabo e das perdas elétricas e uma solução para os problemas de alta frequência. O objetivo principal dessa tese é trazer luz a questões técnicas e econômicas acerca da transmissão CC em acionamentos de motores CA a longas distâncias, incluindo sistemas em baixa e média tensão. Mais especificamente, caracteriza-se o conteúdo harmônico presente na corrente CC oriunda do processo de retificação, incluindo diretrizes para a especificação do filtro no link CC. Para isso, a atenuação do cabo CC é quantificada sob diferentes percentuais de filtro, com resultados que podem ser empregados em novos projetos de sistemas de acionamento. A contribuição do cabo na mitigação das ondulações da corrente CC também é avaliada. Por fim, um estudo abrangente (em termos de potência e distância do acionamento) acerca da estimativa da economia nos cabos e nas perdas elétricas é realizado, com resultados em valores percentuais e monetários. Esses resultados advêm da comparação com a topologia tradicional e

pode justificar a adoção da topologia de acionamento por transmissão CC em novos sistemas.

**Palavras-chave:** acionamento de motores, conversores de frequência, cabos longos, correntes de modo comum, dimensionamento de cabos elétricos, metodologia de avaliação econômica de cabos, sobretensões transitórias, transmissão de energia CC.

## ABSTRACT

---

Since the consolidation of the IGBT as the switching device in frequency converters, motor control techniques based on pulse width modulation (PWM) have achieved excellent performance in terms of efficiency, torque and speed control, as well as the quality of the synthesized voltage. On the other hand, the presence of transient overvoltages and high-frequency parasitic currents has become a significant issue, affecting the operational life of system components. Various methods to mitigate the adverse effects of these phenomena have been proposed in the literature, and some are typically adopted in commercial converters, such as the use of filters at the inverter output. In this context, an alternative solution has recently been proposed to reduce - or even eliminate - the phenomena associated with the propagation of PWM pulses through long cables that feed the motor. This approach involves a change in the converter topology, separating the rectifier and inverter units, placing the inverter near the motor, and thus restricting the circulation of these pulses to just a few meters. As a result, power transmission through the long cables is realized in direct current (DC), which also requires one less conductor compared to the traditional topology. This topology leads to a reduction in cable costs and electrical losses, while also addressing high-frequency-related issues. The main objective of this thesis is to shed light on the technical and economic aspects of DC transmission in long-distance AC motor drives, including both low and medium voltage systems. More specifically, the harmonic content present in the DC current resulting from the rectification process is characterized, including guidelines for sizing the DC-link filter. Accordingly, the ampacity of the DC cable is quantified under different filter percentages, with results that can be applied in the design of new drive systems. The contribution of the cable itself to the mitigation of DC current ripple is also evaluated. Finally, a comprehensive study (regarding power drive and distance) is carried out to estimate the savings in cable and electrical losses, with results presented in both percentage and monetary terms. These findings result from the comparison with the traditional topology and may justify the adoption of the DC transmission drive topology in new systems.

**Keywords:** motor drives, frequency converters, long cables, common-mode currents, economic evaluation methodology for cables, electric cable sizing, transient overvoltages, DC power transmission.

## LISTA DE FIGURAS

---

Figura 1.1 – Formas de onda da tensão na (a) saída do inversor e nos (b) terminais do motor. Fonte: H. de Paula (2005). .....	32
Figura 1.2 - Formas de onda da (a) tensão PWM e da corrente fundamental do motor e da (b) corrente de alta frequência de modo diferencial se sobrepondo à fundamental. Fonte: H. de Paula et al. (2014).....	33
Figura 1.3 – Formas de onda da (a) tensão de modo comum nos terminais do motor e da (b) corrente de modo comum medida no início do cabo. Fonte: H. de Paula (2005).....	34
Figura 1.4 – Topologia de acionamento proposta.....	36
Figura 1.5 – Formas de onda da tensão na saída do inversor e nos terminais do motor na (a) topologia tradicional e (b) visão de um pulso e na (c) topologia em transmissão CC e (d) visão de um pulso. Fonte: H. de Paula et al. (2014). .....	37
Figura 1.6 – Estrutura da topologia de acionamento cujos capacitores do barramento CC são instalados: a) nos terminais do retificador b) nos terminais de entrada do inversor e c) idem ao anterior, mas com a inclusão de um reator. ....	39
Figura 1.7 – Economia de cobre percentual obtida na topologia de acionamento alternativa obedecendo ao critério de queda de tensão em função do comprimento do cabo. Fonte: de Castro (2010). ....	42
Figura 1.8 – Economia de cobre percentual obtida na topologia de acionamento alternativa obedecendo aos critérios térmico e de queda de tensão em função do comprimento dos cabos e motores de (a) 5 cv, (b) 50 cv e (c) 100 cv. Fonte: de Castro (2010). ....	43
Figura 1.9 - Economia percentual de cobre: teórica (em azul) e comercial (em vermelho). Exemplo para o motor de 5 cv. Fonte: modificada de V. C. de Paula & de Paula (2018). ....	44
Figura 1.10 - Razão das perdas: teórica (em azul) e comercial (em vermelho). Exemplo para o motor de 5 cv. Fonte: modificada de V. C. de Paula & de Paula (2018).....	45
Figura 2.1 – Fluxograma para a estimativa da economia entre a transmissão CC e a CA. ....	52
Figura 2.2 - Fluxograma para calcular a ampacidade dos cabos.....	57
Figura 2.3 - Cabo de estrutura completa. Fonte: Cotrim (2009). ....	62
Figura 2.4 - Custos (em milhões de reais) do cabo, da energia e o total para o sistema em função da seção nominal. ....	70
Figura 3.1 – Formas de onda da (a) corrente CC e seu (b) conteúdo harmônico, assim como da (c) corrente CA e seu (d) conteúdo harmônico.....	89
Figura 3.2 – Diagrama do circuito de seis pulsos assumido para as análises subsequentes. ....	90

Figura 3.3 – Topologia do sistema de acionamento de seis pulsos com filtro capacitivo puro. ....	91
Figura 3.4 – Formas de onda da tensão de linha da rede, tensão retificada, e da corrente CC no retificador de seis pulsos com filtro capacitivo no: (a) modo descontínuo e (b) modo contínuo. ....	92
Figura 3.5 – Gráfico para a THD e o RF calculados para sistemas com filtro capacitivo de: (a) 1 a 500 $\mu F/hp$ e (b) 1 a 50 $\mu F/hp$ . ....	103
Figura 3.6 – Gráficos, em função de 1 a 500 $\mu F/hp$ , para a (a) tensão média do link CC e a (b) corrente média. ....	104
Figura 3.7 - Topologia do sistema de acionamento de seis pulsos com filtro LC. ....	104
Figura 3.8 - Detalhes da forma de onda da corrente contínua no retificador de diodos de seis pulsos no: (a) modo descontínuo e (b) modo contínuo. ....	105
Figura 3.9 – Gráfico para sistemas com filtro LC ( $V_{cc}$ constante): (a) THD e RF e (b) valores percentuais das componentes harmônicas da corrente CC em rms relativos ao valor médio. ....	112
Figura 3.10 - Forma de onda em um retificador de seis pulsos com indutância muito elevada da (a) corrente CA e seu (b) conteúdo harmônico. ....	113
Figura 3.11 - Topologia do sistema de acionamento em transmissão CC de doze pulsos. ....	114
Figura 3.12 - Formas de onda em um retificador de doze pulsos da (a) corrente CC e seu (b) conteúdo harmônico, assim como da (c) corrente CA e seu (d) conteúdo harmônico. ....	114
Figura 4.1 – Topologia do acionamento em transmissão CC. ....	122
Figura 4.2 - Campos magnéticos variantes no tempo, produzidos pela corrente alternada que flui pelo condutor, geram correntes parasitas que afetam a distribuição da corrente principal. ....	124
Figura 4.3 - Densidade de corrente no condutor para as frequências de: a) 60 Hz b) 1 kHz c) 10 kHz e d) 100 kHz. ....	125
Figura 4.4 - Densidades de correntes nos condutores quando apenas o condutor central está conduzindo a corrente principal do sistema a 1 kHz. ....	126
Figura 4.5 - Seção dos condutores em função da distância para o acionamento em baixa tensão empregando a transmissão CC. ....	139
Figura 5.1 – Exemplo de análise: (a) biparamétrica e (b) triparamétrica. ....	143
Figura 5.2 – Seção dos condutores em função da distância para o acionamento em baixa tensão e transmissão: (a) CA e (b) CC. ....	152
Figura 5.3 – Economia de cobre percentual resultante para o motor de: (c) 50 hp e (d) 100 hp. .	152
Figura 5.4 – Razão entre as perdas nos cabos para o motor de: (a) 50 hp e (b) 100 hp. ....	154

Figura 5.5 – Economia para o motor de 50 hp de (a) cabo e (b) energia para condutores com seção mínima e economia de (c) cabo e (d) energia para condutores CC com seção equivalente à dos CA. ....	155
Figura 5.6 – Economia para o motor de 100 hp de (a) cabo e (b) energia para condutores com seção mínima e economia de (c) cabo e (d) energia para condutores CC com seção equivalente à dos CA. ....	156
Figura 5.7 - Economia total para o motor de: (a) 50 hp e (b) 100 hp.....	156
Figura 5.8 - Seção dos condutores em função da distância para o acionamento em média tensão e transmissão: (a) CA e (b) CC. ....	157
Figura 5.9 - Economia para o motor de 2500 hp de (a) cabo, (b) energia e (c) resultante.....	159
Figura 5.10 – Economia para o motor de 5000 hp de (a) cabo, (b) energia e (c) resultante.....	160
Figura 5.11 – Custos (em milhares de reais) do cabo, da energia e total para o sistema sob: (a) a topologia alternativa e (b) a topologia tradicional.....	161
Figura 5.12 - (a) Economia de cobre e (b) razão de perdas para os sistemas em baixa tensão, (c) economia de cobre e (d) razão de perdas para os sistemas em média tensão em função da potência e do comprimento do cabo. ....	164
Figura 5.13 - (a) Economia de cabos e (b) de energia para os sistemas em baixa tensão, (c) economia de cabos e (d) de energia para os sistemas em média tensão em função da potência e do comprimento do cabo. ....	165
Figura 5.14 – Economia total para o sistema em (a) baixa tensão e (b) média tensão. ....	166



## LISTA DE TABELAS

---

Tabela 1.1 – Filtros recomendados pelos fabricantes em modelos de conversores de 4,16 kV.....	35
Tabela 1.2 - Valor de THD em função da potência do motor, do comprimento do cabo e da inclusão do reator. Fonte: de Castro (2010). .....	40
Tabela 1.3 – Economia de cobre percentual obtida na topologia de acionamento alternativa obedecendo ao critério térmico em função da potência do motor, do comprimento do cabo e da inclusão do reator. Fonte: de Castro (2010). .....	41
Tabela 1.4 – Dados dos sistemas de acionamento e os custos dos cabos e da energia em cada topologia, e a economia em favor da topologia alternativa. Fonte: modificada de V. C. de Paula & de Paula (2018). .....	45
Tabela 2.1 – Valores das constantes $Z$ , $E$ e $g$ para duas configurações de cabos com superfície negra instalados ao ar.....	63
Tabela 2.2 – Limite de queda de tensão em instalações elétrica de baixa tensão. ....	67
Tabela 2.3 – Preço real do cabo unipolar em função da seção nominal, o calculado pela função linear interpoladora e a diferença entre eles. ....	72
Tabela 3.1 – Comparação entre soluções para redução de harmônicos.....	85
Tabela 3.2 – Especificações do motor elétrico. ....	91
Tabela 3.3 - Comparação para a THD e o RF simulados e calculados no caso do filtro capacitivo até a frequência de Nyquist. ....	100
Tabela 3.4 - Comparação para a THD e o RF simulados e calculados no caso do filtro capacitivo até a 38ª harmônica.....	101
Tabela 3.5 – Capacitância do link CC do conversor ATV930 da Schneider Electric.....	102
Tabela 3.6 – Percentual em relação ao valor médio das componentes harmônicas sob diferentes relações $\mu F/hp$ . ....	103
Tabela 3.7 – Comparação para a THD e o RF simulados e calculados no caso do filtro LC e 50 $\mu F/hp$ .....	109
Tabela 3.8 – Comparação para a THD e o RF simulados e calculados no caso do filtro capacitivo sob diferentes relações $\mu F/hp$ .....	110
Tabela 3.9 – Reator CC integrado ao conversor ATV930 da Schneider Electric. ....	111
Tabela 3.10 – Percentual em relação ao valor médio das componentes harmônicas em um retificador de doze pulsos.....	115

Tabela 3.11 – Ampacidade do condutor CC sob diferentes relações $\mu F/hp$ .	117
Tabela 3.12 - Especificações do cabo.	117
Tabela 3.13 – Percentual em relação ao valor médio das componentes harmônicas sob diferentes valores de reatância.	118
Tabela 3.14 - Ampacidade do condutor para o filtro com capacitância de $50 \mu F/hp$ e diferentes valores de reatância.	119
Tabela 3.15 - Preenchimento percentual da ampacidade pelas componentes CC e harmônicas (para 1% e 3% de reatância).	120
Tabela 3.16 - Preenchimento percentual da ampacidade pelas componentes CC e harmônicas (para 5% e 7% de reatância).	120
Tabela 4.1 - Variação da resistência própria em função da frequência devido ao efeito pelicular.	130
Tabela 4.2 - Variação da indutância interna em função da frequência devido ao efeito pelicular.	130
Tabela 4.3 – Composição percentual da indutância interna na indutância total.	131
Tabela 4.4 - Variação da indutância total em função da frequência devido ao efeito pelicular. ..	132
Tabela 4.5 - Variação da resistência própria e da resistência efetiva em função da frequência devido ao efeito proximidade.	133
Tabela 4.6 - Variação da indutância própria e da indutância efetiva em função da frequência devido ao efeito proximidade.	133
Tabela 4.7 – Variação da resistência CA em relação à resistência CC.	135
Tabela 4.8 – Variação da indutância CA em relação à indutância CC.	135
Tabela 4.9 - Erro percentual para a equação IEC considerando apenas o efeito pelicular.	136
Tabela 4.10 - Erro percentual para a equação IEC considerando ambos os efeitos.	137
Tabela 4.11 - Erro percentual para a rotina <i>Cable Parameter Calculator</i> do Simulink.	138
Tabela 4.12 – Valor percentual de reatância do cabo em relação à impedância base do acionamento à plena carga.	139
Tabela 5.1 – Características dos cabos de referência.	144
Tabela 5.2 - Ampacidade do condutor de baixa tensão.	145
Tabela 5.3 - Ampacidade do cabo de média tensão.	145
Tabela 5.4 - Queda de tensão do cabo de baixa tensão (fator de potência de 0,86).	146
Tabela 5.5 - Queda de tensão do cabo de média tensão (fator de potência de 0,90).	146
Tabela 5.6 - Quedas de Tensões Admissíveis.	150
Tabela 5.7 – Especificações nominais dos sistemas de referência.	151
Tabela 5.8 – Custos e dados financeiros.	151

Tabela 5.9 - Preço do cabo unipolar de baixa tensão (BT) e de média tensão (MT).....	151
Tabela 5.10 – Custos ao se adotar as seções nominais comerciais selecionadas pelos critérios mínimo e econômico. ....	162

## LISTA DE SÍMBOLOS

---

$\$(S_i)$	Preço do cabo de seção $S_i$	[\$]
$\$_{ca}$	Custo por metro do cabo CA	[\$]
$\$_{cc}$	Custo por metro do cabo CC	[\$]
$a_0$	Componente CC, zero ou o valor médio de $f(t)$	
$\alpha_{20}$	Coeficiente de temperatura da resistividade elétrica a 20 °C	[1/°C]
$a_h$	Amplitudes dos termos em cosseno da série de Fourier	
$A$	Componente variável do custo do cabo por unidade de comprimento	[\$/(m.mm <sup>2</sup> )]
$A(S_i)$	Componente variável do custo por unidade de comprimento conforme a seção do condutor	[\$/(m.mm <sup>2</sup> )]
$A_{ca}$	Seção nominal dos condutores do cabo CA	[mm <sup>2</sup> ]
$A_{cc}$	Seção nominal dos condutores do cabo CC	[mm <sup>2</sup> ]
$b$	Taxa de aumento anual estimado no preço da tarifa de energia	[%]
$b_h$	Amplitudes dos termos em seno da série de Fourier	
$B_f$	Fator que contempla os efeitos pelicular e proximidade e as perdas elétricas na blindagem e na armação metálica na frequência fundamental	
$B_h$	Fator $B_f$ para as componentes harmônicas	
$c_h$	Amplitude da h-ésima componente harmônica	
$\cos\phi$	Fator de potência do acionamento	
$C$	Capacitância do filtro no barramento CC	[F]
$C_{cabo}$	Componente constante do custo do cabo por unidade de comprimento	[\$]
$C_e$	Preço da tarifa de energia	[\$/kWh]
$C_J$	Valor presente do custo das perdas elétricas nos condutores durante $n$ anos	[\$]
$CI$	Custo do cabo instalado por unidade de comprimento	[\$]

$CI(S)$	Custo do cabo instalado por unidade de comprimento em função de sua área da seção transversal	[\$]
$CT$	Custo total relacionado aos cabos	[\$]
$d_a$	Diâmetro externo da armadura	[m]
$d_b$	Diâmetro externo da blindagem	[m]
$d_c$	Diâmetro do condutor	[m]
$D_e$	Diâmetro externo do cabo	[m]
$\Delta\theta$	Aumento de temperatura permitido do condutor em relação à temperatura ambiente	[°C]
$\Delta\theta_s$	Aumento de temperatura da superfície do cabo em relação à temperatura ambiente	[°C] ou [K]
$\Delta V_{ca}$	Queda de tensão no cabo CA em relação à tensão nominal do motor	[%]
$\Delta V_{cc}$	Queda de tensão no cabo CC em relação à tensão CC	[%]
$E$	Constante para o cálculo de $h_c$	
$E_c$	Custo de energia devido às perdas	[\$]
$\eta_{acio}$	Eficiência dos componentes do acionamento	
$\eta_{mot}$	Eficiência do motor	
$f$	Frequência elétrica	[Hz]
$f_{nyq}$	Frequência de Nyquist	[Hz]
$f(t)$	Função periódica	
$F$	Quantidade auxiliar para o cálculo de $CJ$	
$FC$	Fator de carga	
$FU$	Fator de utilização	
$g$	Constante para o cálculo de $h_c$	
$h$	h-ésima componente harmônica	
$h_a$	Altura do condutor em relação ao solo	
$h_c$	Coeficiente de dissipação de calor	$[W / (m^2 K^{\frac{5}{4}})]$
$i$	taxa de juros anual	[%]
$i_c(\theta)$	Corrente do capacitor	[A]

$i_{cc}(\theta)$	Corrente CC	[A]
$i_R(\theta)$	Corrente da carga	[A]
$I$	Corrente no condutor determinada pela ampacidade	[A]
$I_{ca}$	Corrente de fase eficaz fundamental no cabo CA	[A]
$I_{cc}$	Corrente média no cabo CC	[A]
$I_h$	Corrente eficaz da h-ésima componente	[A]
$I_{h,\%}$	Corrente eficaz da h-ésima componente percentual em relação ao valor médio	[%]
$I_{h,pico}$	Corrente de pico da h-ésima componente	[A]
$I_n$	Corrente nominal da carga	[A]
$j$	Unidade imaginária	
$J_0$	Função de Bessel de primeira espécie de ordem zero	
$J_1$	Função de Bessel de primeira espécie de ordem um	
$k$	Fator multiplicativo ou de correção da resistência CC	
$k_s$	Fator utilizado no cálculo de $x_s$	
$k_p$	Fator utilizado no cálculo de $x_p$	
$K_A$	Coeficiente para o cálculo de $\Delta\theta_s$	
$l_c$	Comprimento do cabo	[m]
$L$	indutância do filtro	[H]
$L_{ca,int}$	indutância CA interna do condutor por metro de cabo	[H/m]
$L_{cc}$	Indutância CC do cabo	[H/m]
$L_{cc,externa}$	Indutância própria externa do cabo	[H/m]
$L_{cc,int}$	Indutância própria interna do cabo	[H/m]
$L_{cc,mútua}$	Indutância mútua do cabo	[H/m]
$L_{ef}$	Indutância efetiva, aparente ou total do cabo	[H/m]
$L_{int}$	Indutância interna do cabo	[H/m]
$L_{lim}$	Indutância do reator no limiar da continuidade	[H/m]
$L_p$	Indutância própria do cabo	[H/m]

$L_{transf}$	Indutância do transformador defasador	[p. u.]
$\lambda_1$	Relação entre as perdas da blindagem e as perdas no(s) condutor(es)	
$\lambda_2$	Relação entre as perdas da armadura metálica e as perdas no(s) condutor(es)	
$m$	Índice de modulação	
$\mu$	Permeabilidade magnética do material do condutor	[H/m]
$n$	Período de operação estimado para o sistema	[anos]
$n_c$	Número de condutores do cabo	
$n_{car}$	Número de condutores carregados	
$\eta_{cabo}$	Economia de cobre em porcentagem	[%]
$p$	Número de pulsos do retificador	
$P_{ca}$	Potência ativa do acionamento	[W]
$P_{cc}$	Potência do barramento CC	[W]
$P_{l,ca}$	Potência dissipada no cabo CA	[kW]
$P_{l,cc}$	Potência dissipada no cabo CC	[kW]
$P_l$	Potência dissipada nos condutores	[kW]
$P_{mot}$	Potência nominal mecânica do motor	[W]
$\phi$	Ângulo do fator de potência da carga	
$r$	Raio do condutor cilíndrico	[m]
$r_{ext}$	Raio externa da camada de condução térmica	[m]
$r_{in}$	Raio interno da camada de condução térmica	[m]
$R$	Resistência da carga	[Ω]
$R_{ca}$	Resistência CC do condutor por unidade de comprimento	[Ω/m]
$R_{ef}$	Resistência efetiva, aparente ou total do cabo	[Ω/m]
$R_h$	Resistência elétrica na frequência $h$	[Ω/m]
$R_p$	Resistência própria do cabo	[Ω/km]
$RF$	Fator de ondulação da corrente CC retificada	[%]
$s$	Distância entre os eixos dos condutores	[m]

	Área da seção transversal do condutor	$[m^2]$
$S'$	Área da seção transversal do condutor	$[mm^2]$
$S_{ec}$	Seção econômica de um condutor	$[mm^2]$
$t_1$	Espessura da isolação do condutor	$[m]$
$t_2$	Espessura do acolchoamento	$[m]$
$t_3$	Espessura da cobertura	$[m]$
$T$	Tempo de operação do sistema durante o período considerado	$[horas]$
$T_1$	Resistência térmica da isolação do condutor	$[(K.m)/W]$
$T_2$	Resistência térmica do acolchoamento	$[(K.m)/W]$
$T_3$	Resistência térmica da cobertura	$[(K.m)/W]$
$T_4$	Resistência térmica externa	$[(K.m)/W]$
$T_i$	Resistência térmica interna total de um cabo do condutor até a superfície externa	$[(K.m)/W]$
$T_n$	A resistência térmica na transferência de calor por condução de uma camada cilíndrica por unidade de comprimento	$[(K.m)/W]$
$THD$	Distorção harmônica total da corrente CA de entrada	$[\%]$
$\theta_{amb}$	Temperatura ambiente	$[^{\circ}C]$ ou $[K]$
$\theta_c$	Temperatura do condutor	$[^{\circ}C]$
$\theta_s$	Temperatura da superfície do cabo	$[^{\circ}C]$ ou $[K]$
$v_c$	Tensão do capacitor do filtro	$[V]$
$v_L$	Tensão no indutor do filtro	$[V]$
$V_{cc}$	Tensão média no barramento CC	$[V]$
$V_{h,pico}$	Tensão de linha de pico da h-ésima harmônica	$[V]$
$V_l$	Tensão de linha eficaz da entrada	$[V]$
$V_{l,inv}$	Tensão de linha eficaz na saída do inversor	$[V]$
$V_{l,mot}$	Tensão de linha eficaz nominal do motor	$[V]$
$V_{l,pico}$	Tensão de linha de pico da entrada	$[V]$
$W_d$	Perdas dielétricas na isolação do condutor	$[W/m]$



$x_s$	Argumento da função de Bessel utilizado no cálculo do efeito pelicular	
$x_p$	Argumento da função de Bessel utilizado no cálculo do efeito proximidade	
$X_{c,\%}$	Reatância capacitiva percentual do filtro	[%]
$X_{ca}$	Reatância do condutor	[ $\Omega/m$ ]
$X_{l,\%}$	Reatância indutiva percentual do filtro	[%]
$y_s$	fator de efeito pelicular	
$y_p$	fator de efeito proximidade	
$\rho_1$	Resistividade térmica da isolação do condutor	[ $(K.m)/W$ ]
$\rho_2$	Resistividade térmica do acolchoamento	[ $(K.m)/W$ ]
$\rho_3$	Resistividade térmica da cobertura	[ $(K.m)/W$ ]
$\rho_{20}$	Resistividade elétrica do material do condutor à temperatura de 20 °C	[ $\Omega.m$ ]
$\rho_\theta$	Resistividade elétrica do material do condutor à temperatura $\theta$	[ $\Omega.m$ ]
$\rho_{th}$	Resistividade térmica do material	[ $(K.m)/W$ ]
$\sigma$	Condutividade elétrica	[ $S/m$ ]
$\omega$	Frequência elétrica angular	[ $rad/s$ ]
$Z$	Constante para o cálculo de $h$	
$Z_{acio}$	Impedância base do acionamento	[ $\Omega$ ]

# SUMÁRIO

---

<b>CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>29</b>
<b>1.1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>29</b>
<b>1.2. CONTEXTUALIZAÇÃO .....</b>	<b>29</b>
1.2.1. ACIONAMENTO DE MOTORES E PROBLEMAS DE ALTA FREQUÊNCIA .....	29
1.2.2. SOLUÇÕES TRADICIONAIS .....	34
1.2.3. SOLUÇÃO INOVADORA: TRANSMISSÃO CC .....	35
<b>1.3. ESCOPO DE PUBLICAÇÕES .....</b>	<b>38</b>
1.3.1. DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE DE CASTRO (2010) .....	38
1.3.2. ARTIGO DE V. C. DE PAULA & DE PAULA (2018) .....	43
1.3.3. OUTROS TRABALHOS .....	46
<b>1.4. MOTIVAÇÃO .....</b>	<b>46</b>
<b>1.5. OBJETIVOS .....</b>	<b>48</b>
<b>1.6. ESTRUTURA DO TRABALHO .....</b>	<b>50</b>
<b>CAPÍTULO 2 - METODOLOGIA.....</b>	<b>52</b>
<b>2.1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>52</b>
<b>2.2. NORMAS APLICÁVEIS .....</b>	<b>54</b>
<b>2.3. DETERMINAÇÃO DA CORRENTE DE CARGA .....</b>	<b>55</b>
<b>2.4. DIMENSIONAMENTO DOS CONDUTORES .....</b>	<b>56</b>
2.4.1. CRITÉRIO TÉRMICO .....	56
2.4.1.1. Resistência CC .....	58
2.4.1.2. Resistência CA .....	59
2.4.1.3. Resistências Térmicas .....	61
2.4.1.4. Cálculo da Ampacidade .....	64
2.4.2. CRITÉRIO DE QUEDA DE TENSÃO .....	66
2.4.2.1. Baixa Tensão .....	67
2.4.2.2. Média Tensão .....	68
2.4.2.3. Cálculo da Queda de Tensão .....	68
2.4.3. CRITÉRIO ECONÔMICO .....	69
<b>2.5. VIABILIDADE ECONÔMICA .....</b>	<b>74</b>
2.5.1. CUSTO DOS CABOS .....	76

2.5.2. CUSTO DAS PERDAS ELÉTRICAS .....	78
<b>2.6. CONCLUSÕES .....</b>	<b>84</b>

### **CAPÍTULO 3 - CARACTERIZAÇÃO DO CONTEÚDO HARMÔNICO E AMPACIDADE DO CABO CC ..... 85**

<b>3.1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>85</b>
<b>3.2. IMPEDÂNCIA BASE DO ACIONAMENTO .....</b>	<b>86</b>
<b>3.3. CONTEÚDO HARMÔNICO DO SISTEMA EM SEIS PULSOS .....</b>	<b>88</b>
3.3.1. SIMPLIFICAÇÃO DO CIRCUITO: CARGA RESISTIVA .....	89
3.3.2. SISTEMA DE REFERÊNCIA DE BAIXA TENSÃO.....	90
3.3.3. FILTRO CAPACITIVO PURO .....	91
3.3.3.1. Filtro Capacitivo: Análise no Domínio do Tempo .....	91
3.3.3.2. Filtro Capacitivo: Análise no Domínio da Frequência.....	96
3.3.3.3. Filtro Capacitivo: Resultados.....	99
3.3.4. FILTRO LC .....	104
3.3.4.1. Filtro LC: Análise no Domínio do Tempo .....	104
3.3.4.2. Filtro LC: Análise no Domínio da Frequência.....	107
3.3.4.3. Filtro LC: Resultados.....	109
<b>3.4. SISTEMA DE ACIONAMENTO BASEADO EM DOZE PULSOS .....</b>	<b>112</b>
<b>3.5. AMPACIDADE DO CABO CC.....</b>	<b>115</b>
3.5.1. FILTRO CAPACITIVO.....	116
3.5.2. FILTRO LC .....	117
<b>3.6. CONCLUSÕES .....</b>	<b>121</b>

### **CAPÍTULO 4 - INFLUÊNCIA DO CABO CC NO CONTEÚDO HARMÔNICO E NAS PERDAS ..... 122**

<b>4.1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>122</b>
<b>4.2. PARÂMETROS DOS CABOS ELÉTRICOS.....</b>	<b>123</b>
4.2.1. EFEITO PELICULAR .....	123
4.2.2. EFEITO PROXIMIDADE .....	125
4.2.3. RESISTÊNCIA E INDUTÂNCIA CC .....	126
4.2.4. QUANTIFICAÇÃO DO EFEITO PELICULAR .....	128
4.2.5. QUANTIFICAÇÃO DO EFEITO PROXIMIDADE .....	132
4.2.6. QUANTIFICAÇÃO DE AMBOS OS EFEITOS .....	134
<b>4.3. METODOLOGIAS PARA O CÁLCULO DOS PARÂMETROS ELÉTRICOS .....</b>	<b>135</b>

<b>4.4. INDUTÂNCIA DO CABO COMO FILTRO .....</b>	<b>138</b>
<b>4.5. CONCLUSÕES .....</b>	<b>140</b>

## **CAPÍTULO 5 - AVALIAÇÃO ECONÔMICA DOS CABOS .....** **142**

<b>5.1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>142</b>
<b>5.2. ANÁLISE DO PONTO DE VISTA DO CABO: AMPACIDADE E QUEDA DE TENSÃO.....</b>	<b>143</b>
<b>5.3. ANÁLISE DO PONTO DE VISTA DO SISTEMA: QUEDA DE TENSÃO .....</b>	<b>147</b>
5.3.1. TENSÃO DE ALIMENTAÇÃO IGUAL À TENSÃO DO MOTOR .....	147
5.3.2. TENSÃO DE ALIMENTAÇÃO SUPERIOR À TENSÃO DO MOTOR.....	149
<b>5.4. GRÁFICOS: DISTÂNCIA VS. SEÇÃO.....</b>	<b>150</b>
5.4.1. SISTEMAS EM BAIXA TENSÃO.....	151
5.4.1.1. Economia de Cobre .....	152
5.4.1.2. Perdas Elétricas .....	153
5.4.1.3. Economia Estimada (R\$) .....	154
5.4.2. SISTEMAS EM MÉDIA TENSÃO.....	156
5.4.2.1. Economia de Cobre .....	157
5.4.2.2. Perdas Elétricas .....	158
5.4.2.3. Economia Estimada (R\$) .....	158
5.4.2.4. Seção Econômica .....	160
<b>5.5. GRÁFICOS: POTÊNCIA VS. DISTÂNCIA VS. SEÇÃO .....</b>	<b>163</b>
<b>5.6. CONCLUSÕES .....</b>	<b>166</b>

## **CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES.....** **168**

## **REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....** **172**

# CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

---

## 1.1. Introdução

Este capítulo está organizado para abranger a contextualização do tema, o escopo de publicações anteriores a este trabalho, suas motivações e objetivos, e finaliza exibindo a estrutura geral do documento.

## 1.2. Contextualização

Nessa seção apresenta-se uma breve contextualização sobre os problemas de alta frequência mais relevantes encontrados em sistemas de acionamento de motores por meio de conversores de frequência, particularmente potencializados por cabos longos, bem como as soluções tradicionalmente empregadas para a sua solução. Posteriormente é mostrada uma solução alternativa, proposta mais recentemente e de natureza inovadora. Apesar de tratados de maneira sucinta, os temas são acompanhados de referências relevantes, permitindo um aprofundamento nos conteúdos, caso seja de interesse do leitor.

### 1.2.1. Acionamento de Motores e Problemas de Alta Frequência

Os motores elétricos são utilizados em diversos processos que requerem um controle preciso de conjugado e velocidade. Sob uma perspectiva histórica, os motores de corrente contínua (CC) tiveram um papel majoritário na indústria ao longo da primeira metade do século XX, justamente por proporcionarem velocidade ajustável e conjugado regulado. Enquanto isso, os motores de corrente alternada (CA) eram destinados a aplicações de velocidade fixa. A partir da segunda metade do século passado, a concepção e evolução dos dispositivos de controle sólido permitiram que os motores CA fossem utilizados em aplicações de velocidade variável. Aliando as conhecidas vantagens dos motores CA, em especial os motores de indução de gaiola de esquilo, a avanços na tecnologia e técnicas de controle e modulação dos conversores de frequência, os sistemas de acionamento CA se

tornaram notadamente precisos e eficientes. Como resultado, eles passaram a ser empregados na maioria das atividades industriais (Bocker & Mathapati, 2007; Drury, 1999; Novotny & Lipo, 1996).

Um marco na evolução dos semicondutores de potência foi o lançamento do IGBT (*insulated gate bipolar transistor*) em 1980. Este dispositivo combinou as vantagens dos BJTs (*bipolar junction transistor*) de suportar tensões e correntes elevadas e a alta velocidade de comutação dos MOSFETs (*metal-oxide-semiconductor field effect transistor*) (Iwamuro & Laska, 2017). A partir de 1990, os IGBTs se prevaleceram nos conversores de frequência de baixa tensão. O aumento nas suas capacidades de tensão e corrente nos anos seguintes permitiram seu emprego também em conversores de média tensão, substituindo os GTOs (*gate turn-off thyristor*) (Shakweh, 1998; Yano et al., 2004). Atualmente, os IGBTs convencionais possibilitam especificações nominais de até 6500 V e 600 A. Tecnologias promissoras, como a “*trench-gate*”, permitem que os IGBTs superem esses limites (Infineon Technologies AG, 2021; Rahimo et al., 2016). Alguns fabricantes de conversores optam pelos IGCTs (*integrated gate-commutated thyristor*) nos modelos de maior potência (ABB, 2021; Siemens, 2008). Comercializado pela ABB a partir de 1997, os IGCTs proporcionam maior robustez e menor queda de tensão. Em contrapartida, esses semicondutores possuem limitações na frequência de chaveamento (Alvarez Hidalgo, 2005; Carrasco et al., 2011). Atualmente, o carbeto de silício (SiC) emerge como o material da próxima geração para a fabricação de semicondutores. Dispositivos como os SiC-IGBTs (IGBTs a base de carbeto de silício) oferecem frequências de comutação maiores e perdas de comutação reduzidas em comparação aos IGBTs tradicionais. Além disso, possuem a capacidade de operar sob tensões e temperaturas mais elevadas, tornando-os uma possibilidade promissora para aplicações em conversores de média tensão. Desafios no seu preço e nos processos de sua fabricação ainda o impedem de serem comercializados em larga escala (Han et al., 2021).

À medida dos avanços na tecnologia dos semicondutores, os conversores foram atingindo novos limites de tensão e potência. Comercialmente, os conversores são divididos em duas categorias principais: baixa tensão e média tensão. Os primeiros são especificados para tensões de alimentação de até 690 V e

potências que podem atingir até centenas de kW. Enquanto os segundos são para tensões entre 2,3 kV a 13,8 kV e potências na ordem de dezenas de MW. No tocante às suas topologias, normalmente os conversores de baixa tensão empregam retificadores de seis pulsos e inversores de dois níveis, ao passo que os de média tensão utilizam retificadores de doze ou mais pulsos e inversores multiníveis, como o NPC (*Neutral-Point Clamped*) e o CHB (*Cascaded H-Bridge*). Essas topologias são as mais empregadas nos conversores comerciais, mas diversas outras existem (Ben-Brahim et al., 2019).

A integração dos IGBTs nos conversores de frequência permitiu que estes atingissem excelente desempenho, possibilitando maiores frequências de chaveamento, com consequente redução do conteúdo harmônico, além de melhorias na eficiência e suavização do conjugado. Por outro lado, a capacidade dos IGBTs de oferecerem rápidos tempos de subida (podendo ser menores que  $0,1 \mu\text{s}$ ) e altas taxas de comutação (frequência de chaveamento de até 20 kHz) sob a modulação PWM resultaram em efeitos adversos, como a geração de sobretensões transitórias e correntes parasitas de alta frequência. Esses fenômenos são pronunciados em sistemas cuja conexão entre o conversor e o motor é realizada através de cabos longos, mas podem se manifestar a partir de comprimentos inferiores a dez metros. A provável introdução dos SiC-IGBTs nos conversores renova todas essas preocupações, uma vez que eles são capazes de atingir tempos de subida até dez vezes menores que os possibilitados pelos IGBTs (Narayanasamy et al., 2020).

Em relação às sobretensões transitórias, elas resultam da propagação dos pulsos de tensão ao longo dos cabos e sua reflexão nos terminais do motor. Sua magnitude depende do tempo de subida do pulso, dos parâmetros e do comprimento do cabo e da impedância de surto do motor (Persson, 1992). Em alguns casos, seus picos podem ser superiores em três vezes o seu valor nominal (Kerkman et al., 1996). Na Figura 1.1 é exibida uma sobretensão nos terminais do motor cuja amplitude é mais de duas vezes maior que o pulso de tensão na saída do inversor. Tais sobretensões geram um estresse repetitivo e contínuo na isolamento dos enrolamentos, com maior potencial de danificar suas primeiras espiras, podendo ocasionar uma falha prematura do motor (Fenger et al., 2002). Para minimizar o impacto das sobretensões, a NEMA, a IEC e outras organizações de padronização

desenvolveram normas e diretrizes para garantir que os motores elétricos fossem capazes de resistir às sobretensões geradas por conversores PWM. Estas normas especificam os níveis de isolamento necessários, bem como testes e critérios de aceitação para motores usados nessas aplicações. A norma NEMA MG 1-2016, Parte 31, por exemplo, especifica que as isolações para os motores de indução de gaiola até 600 V devem ser projetadas para suportar uma tensão de pico máxima de até 3,1 vezes a tensão nominal do motor para tempos de subida do dispositivo semicondutor iguais ou superiores a 0,1 microssegundo. Os motores acima de 600 V devem ser capazes de suportar uma tensão de pico igual a 2,04 vezes sua tensão nominal para tempos de subida iguais ou superiores a 1 microssegundo. Obedecidos esses critérios e limites, assume-se que não haverá significativa redução na vida útil do isolamento por estresse de tensão, mesmo que esses motores trabalhem sem a presença de filtros. Outras normas, como a IEC 60034-25, trazem suas próprias condições e critérios.

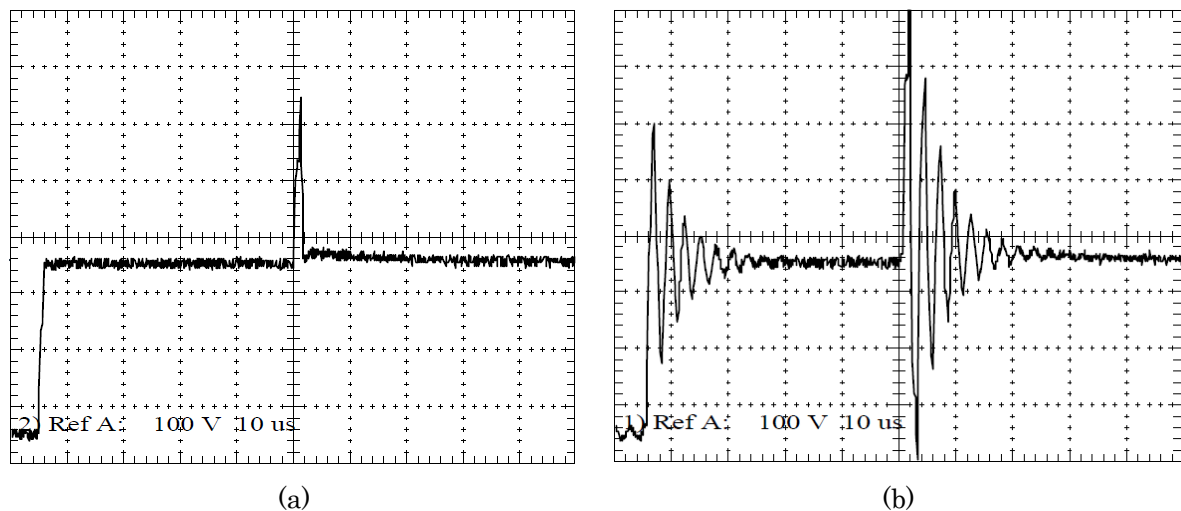


Figura 1.1 – Formas de onda da tensão na (a) saída do inversor e nos (b) terminais do motor.

Fonte: H. de Paula (2005).

As correntes de alta frequência, por sua vez, originam-se da propriedade dos acoplamentos capacitivos parasitas de atuarem como um caminho de baixa impedância aos pulsos de tensão PWM. Elas são classificadas pela sua origem e caminho de propagação, podendo ocorrer (i) no modo diferencial, onde a tensão de saída do conversor excita as capacitâncias distribuídas entre fases do sistema, produzindo uma corrente de modo diferencial que circula através das fases e que



se sobrepõe à corrente da carga (Figura 1.2); (ii) e no modo comum, visto que a operação de um conversor PWM gera uma tensão de modo comum (cuja forma de onda é constituída de degraus) capaz de excitar as capacitâncias distribuídas existentes entre os componentes do sistema e as superfícies aterradas, originando uma corrente de modo comum que flui entre as fases e o aterramento (Ogasawara & Akagi, 1996) (Figura 1.3(b)). Tal como a tensão de modo diferencial, a tensão de modo comum também está sujeita ao fenômeno de propagação e reflexão dos pulsos, apresentando sobretensões nos terminais do motor, como mostra a Figura 1.3(a). As correntes parasitas de alta frequência podem danificar os circuitos de *snubber* da ponte inversora, ocasionar problemas na proteção e no controle dos conversores, produzir interferências eletromagnéticas, gerar atuação indevida de relés de falta à terra e danificar os rolamentos do motor (Leggate et al., 1998; Skibinski et al., 1997; Suwankawin et al., 2005; von Jouanne et al., 1998).

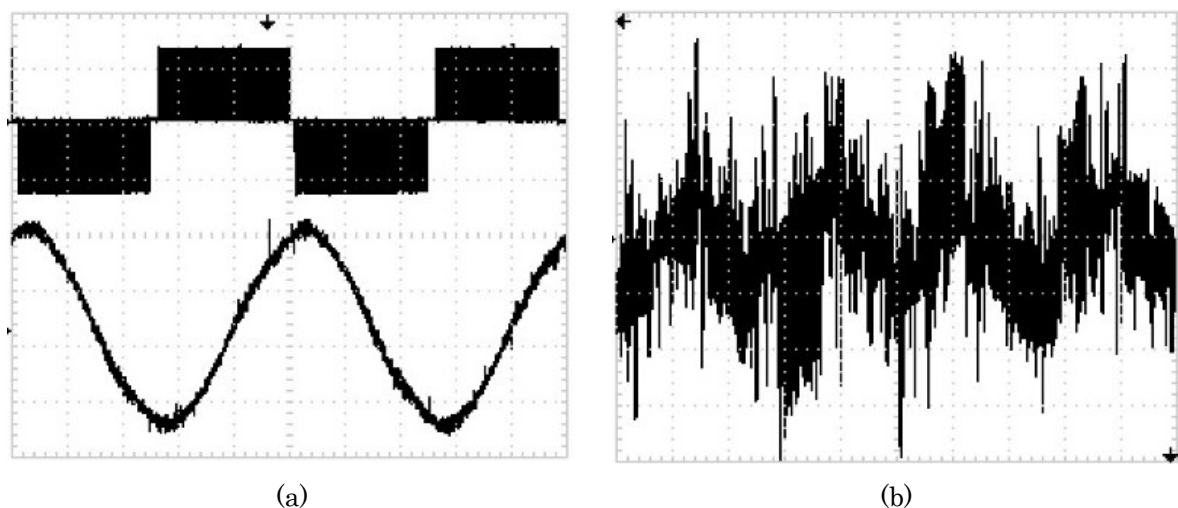


Figura 1.2 - Formas de onda da (a) tensão PWM e da corrente fundamental do motor e da (b) corrente de alta frequência de modo diferencial se sobrepondo à fundamental. Fonte: H. de Paula et al. (2014).

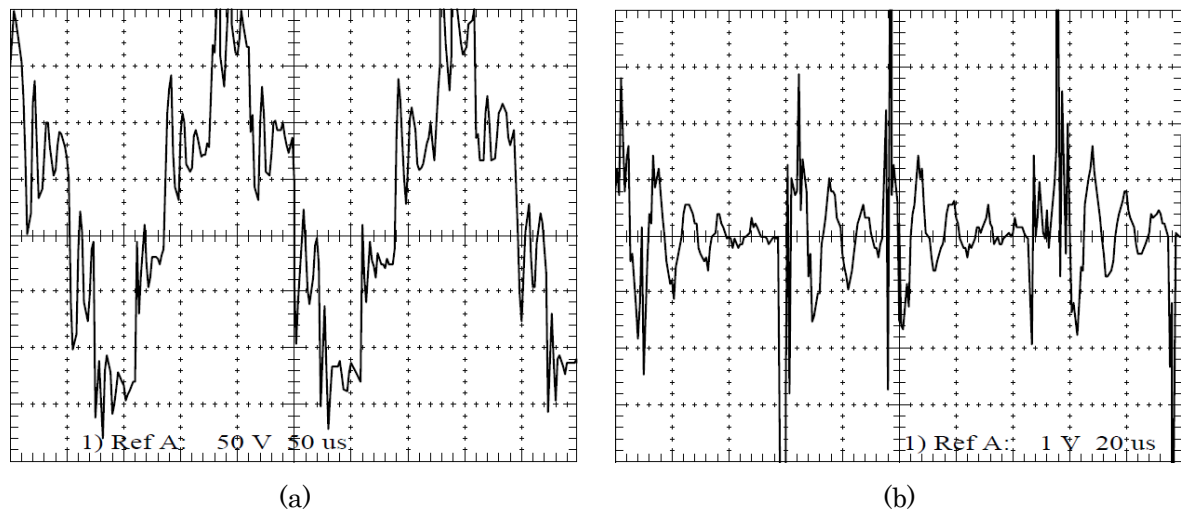


Figura 1.3 – Formas de onda da (a) tensão de modo comum nos terminais do motor e da (b) corrente de modo comum medida no início do cabo. Fonte: H. de Paula (2005).

### 1.2.2. Soluções Tradicionais

Nas últimas três décadas, foram propostas diversas técnicas objetivando a redução das sobretensões e das correntes parasitas de modo diferencial. Resumidamente, podem-se citar: inserção de filtros passivos e ativos, modificação das estratégias de modulação, alteração no arranjo dos condutores, entre outras. Os filtros passivos possuem as desvantagens de se adicionar um componente extra ao sistema, traduzindo-se em peso, volume, custo e manutenção adicionais, além de redução na eficiência do sistema (He et al., 2011). No caso dos filtros ativos, ressaltam-se seu custo mais elevado e complexidade estrutural e de controle (Lee & Nam, 2002). Mudanças nas estratégias de modulação e na configuração dos cabos, apesar de mais baratas por não acrescentarem novos componentes ao sistema, são menos eficazes (H. de Paula, Lisboa, Guilherme, de Almeida, et al., 2009; Lee & Nam, 2002).

Estratégias similares são empregadas na mitigação dos efeitos das correntes de modo comum, como filtros passivos e ativos de modo comum, modificação nas estratégias de modulação e na configuração dos cabos, entre outras (Araujo, Rodrigues, et al., 2015a; Hava & Un, 2009; Son & Sul, 2003). Topologias específicas de filtro permitem reduzir as correntes de modo comum e diferencial simultaneamente (Akagi et al., 2004; Rendusara & Enjeti, 1998). Na alteração dos métodos de modulação, como efeito adverso, as sobretensões transitórias podem

ser amplificadas (Alzamora & de Paula, 2018). As desvantagens das outras soluções são similares às citadas para as técnicas de mitigação usadas no modo diferencial.

A Tabela 1.1 resume os filtros recomendados de acordo com o comprimento do cabo por alguns fabricantes de conversores para os modelos referenciados sob a tensão de 4,16 kV.

Tabela 1.1 – Filtros recomendados pelos fabricantes em modelos de conversores de 4,16 kV.

Filtro na Saída do Inversor	Fabricante (Comprimento do Cabo)		
	WEG <sup>1</sup>	Siemens <sup>2</sup>	Eaton <sup>3</sup>
Não é necessário	Até 100 m	Até 80 m	Até 91 m
Reator (L)	100 m a 200 m	100 m a 225 m	-
Filtro $dv/dt$ (RLC)	200 m a 500 m	225 m a 350 m	91 m a 381 m
Filtro senoidal (LC)	Acima de 500 m	Acima de 350 m	Acima de 381 m

<sup>1</sup>(WEG, 2023)

<sup>2</sup>(Siemens, 2022)

<sup>3</sup>(Eaton, 2025)

Conforme mostra a tabela anterior, o emprego de filtros é a solução normalmente utilizada comercialmente para mitigar os problemas de alta frequência, sendo tipicamente consideradas três topologias: reator (L), filtro  $dv/dt$  (RLC) e filtro senoidal (LC), colocados na saída do inversor. Outros tipos de filtros são possíveis (H. de Paula, 2005). Contudo, as desvantagens intrínsecas na sua inserção, como o aumento do custo, peso, tamanho, das perdas de energia e da manutenção não os tornam a solução definitiva e ótima para o problema. Por isso, pesquisas para estratégias alternativas são extremamente relevantes. Nesse contexto, uma solução alternativa, proposta em de Castro (2010) foi apresentada, a qual é descrita na próxima seção.

### 1.2.3. Solução Inovadora: Transmissão CC

Uma proposta de solução alternativa para eliminar ou mitigar as causas dos problemas de alta frequência em sistemas de acionamento de motores CA compostos por cabos longos caracteriza-se pela separação das unidades retificadora e inversora, sendo a transmissão da potência em corrente contínua (CC). Nessa configuração, a primeira permanece em seu local de instalação original, enquanto

a segunda é posicionada próxima ao motor. A Figura 1.4 exibe a topologia de acionamento descrita.

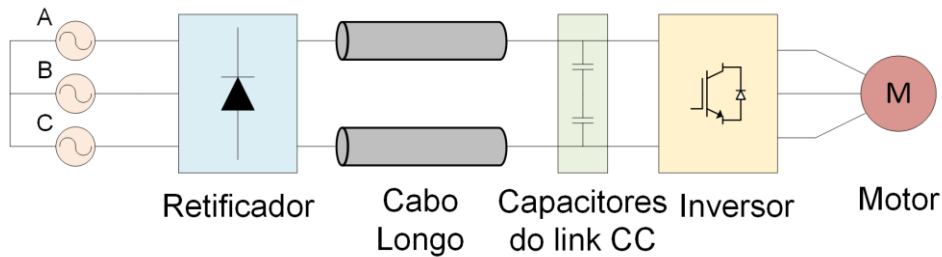


Figura 1.4 – Topologia de acionamento proposta.

Na topologia apresentada, a propagação dos pulsos de tensão PWM oriundos do inversor ficam restritos ao cabo trifásico de pequeno comprimento. Dessa maneira, eliminam-se as sobretensões transitórias e atenuam-se as correntes de alta frequência oriundas da excitação dos acoplamentos capacitivos dos cabos de interligação. A Figura 1.5 exibe os pulsos de tensão na saída do inversor e nos terminais do motor em cada topologia de acionamento. Além disso, reduz-se a queda de tensão ao longo do cabo longo, visto que esta ocorrerá somente devido à resistência do cabo, não tendo a contribuição da parcela referente à sua reatância indutiva. Do ponto de vista econômico, há uma diminuição considerável no custo dos cabos de potência e das perdas elétricas motivada pela utilização de dois cabos monopolares ao invés de um cabo tripolar na transmissão da potência. A quantificação da economia obtida ao se migrar para a topologia baseada na transmissão CC é feita contabilizando-se o custo dos cabos dos dois sistemas e o valor presente das perdas elétricas ao longo do tempo. Para sistemas de acionamento de baixa tensão, essa estimativa econômica foi realizada em V. C. de Paula & de Paula (2018).

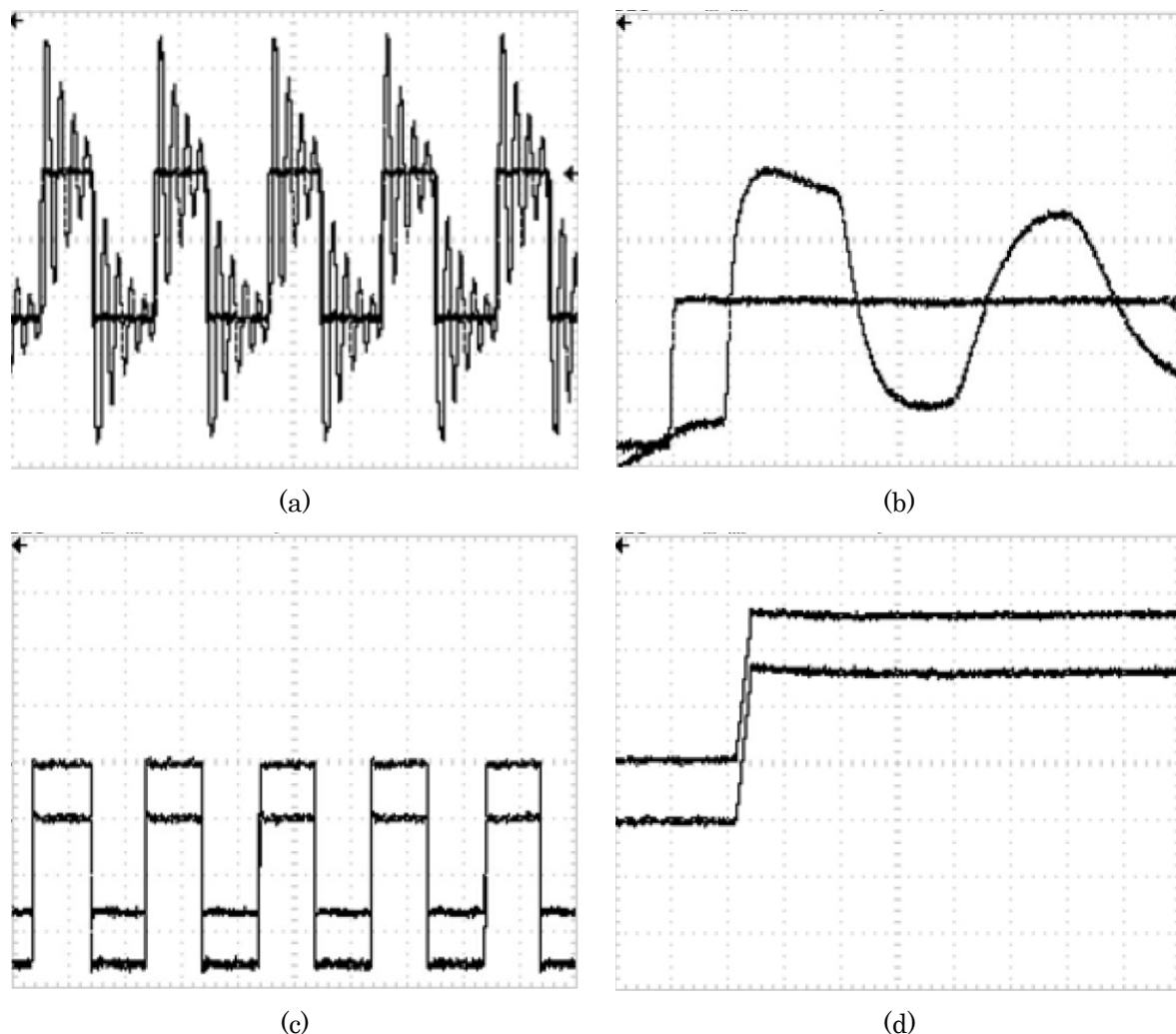


Figura 1.5 – Formas de onda da tensão na saída do inversor e nos terminais do motor na (a) topologia tradicional e (b) visão de um pulso e na (c) topologia em transmissão CC e (d) visão de um pulso. Fonte: H. de Paula et al. (2014).

Vale ressaltar que, além dos aspectos citados acima, há outras questões que devem ser consideradas na comparação das duas topologias, isto é, a configuração tradicional e a configuração baseada em transmissão CC. A mais importante delas diz respeito à confiabilidade do sistema e eventuais custos adicionais para a garantia de sua robustez. Isso porque, na topologia de acionamento tradicional, o conversor se encontra em ambientes controlados (salas elétricas), ao passo que na topologia alternativa a ponte inversora e o banco de capacitores ficam próximos à carga. Dessa maneira, esses equipamentos ficam submetidos a ambientes hostis, que podem incluir valores absolutos e de variações de temperatura mais elevados e altos níveis de umidade, vibração, poeira e salinidade, que reduzem a sua vida útil. Pesquisas sobre a confiabilidade e custos adicionais relacionados a estes

componentes não estão contidos no escopo do presente trabalho, sendo abordados em Silva (2023).

### 1.3. Escopo de Publicações

No contexto apresentado, este grupo de pesquisa tem estudado profundamente tópicos acerca dos problemas de alta frequência ao longo de duas décadas, avaliando-os sob o ponto de vista da estratégia de modelagem de cabos para estudos de alta frequência (Alzamora & de Paula, 2021; H. de Paula et al., 2008; de Souza et al., 2018), das falhas em rolamentos de motores (Araujo, de Paula, et al., 2015; Araujo, Rodrigues, et al., 2015b; Êvo, Júnior, et al., 2023; Êvo, Silva, et al., 2023), das sobretensões transitórias e correntes de alta frequência (H. De Paula et al., 2008; H. de Paula, et al., 2009; Êvo et al., 2023) e da solução desses problemas, mais especificamente a proposição da topologia de sistema de acionamento baseada em transmissão CC (de Castro et al., 2012; H. de Paula et al., 2014; V. C. de Paula & de Paula, 2018).

Na sequência, são resumidas as principais contribuições e resultados de trabalhos do grupo destinados a analisar aspectos técnicos e econômicos da topologia alternativa proposta.

#### 1.3.1. Dissertação de Mestrado de de Castro (2010)

Na dissertação de de Castro (2010), a topologia de acionamento sob transmissão CC foi apresentada como uma solução alternativa para mitigar os problemas de alta frequência. Os estudos se delimitaram em sistemas de acionamento de baixa tensão compostos por um retificador trifásico de seis pulsos e um inversor de dois níveis operando em uma frequência de 5 kHz sob a modulação SVPWM (*Space Vector PWM*).

Primeiramente, houve uma análise a respeito da localização dos capacitores do barramento CC e a inclusão de um reator com vistas à redução do fluxo de correntes harmônicas pelo cabo longo. O objetivo principal é reduzir as perdas elétricas produzidas por essas componentes. Três configurações distintas foram

consideradas, tal qual mostra a Figura 1.6, sendo que a primeira apresenta os capacitores do barramento CC conectados diretamente aos terminais do retificador, na segunda eles são conectados aos terminais de entrada do inversor e a terceira é similar à última, mas com a inclusão de um reator para mitigar o conteúdo harmônico. As análises partiram da consideração de duas potências de motores: 5 cv e 100 cv, ambos de 440 V.

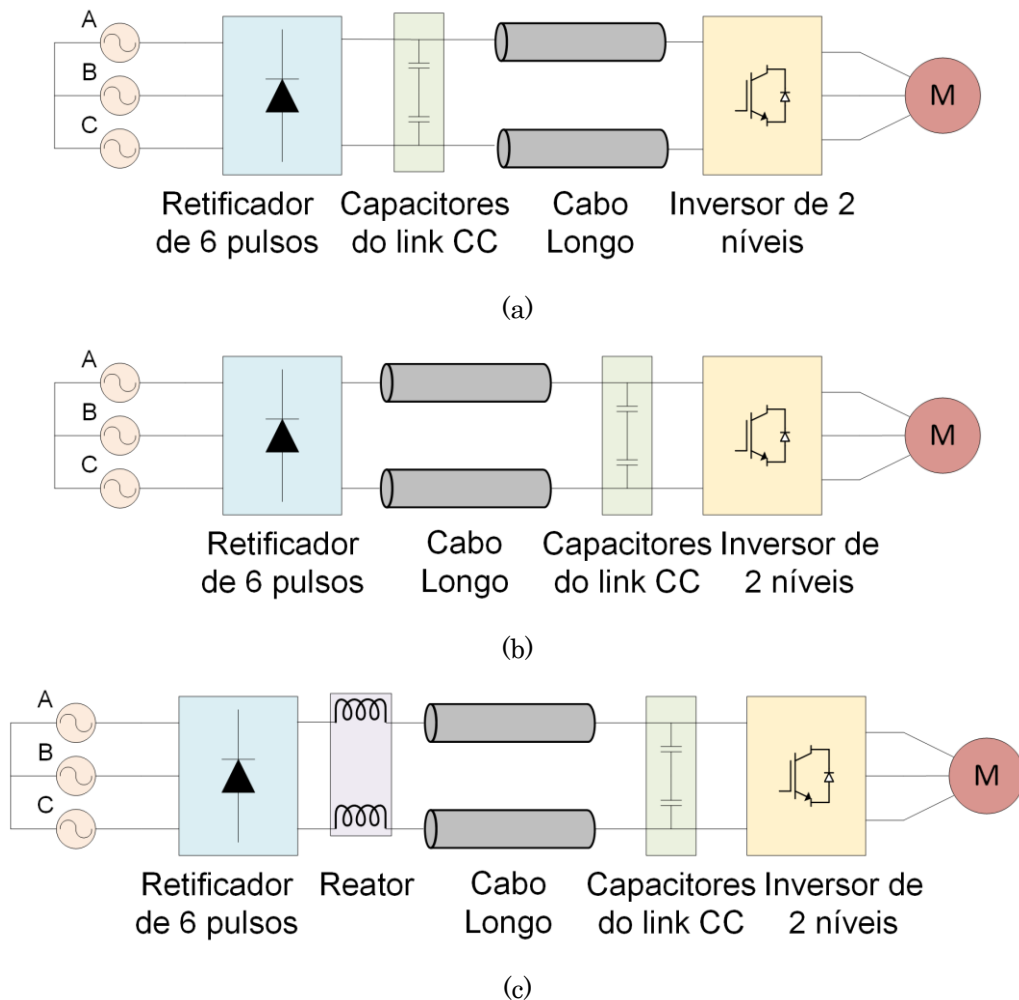


Figura 1.6 – Estrutura da topologia de acionamento cujos capacitores do barramento CC são instalados: a) nos terminais do retificador b) nos terminais de entrada do inversor e c) idem ao anterior, mas com a inclusão de um reator.

Em relação à arquitetura do acionamento, de Castro (2010) concluiu que a configuração exibida na Figura 1.6(a) manifesta a ocorrência de sobretensões transitórias, sendo, portanto, desconsiderada. As demais mantêm o benefício de eliminar os fenômenos de alta frequência, sendo que a inclusão do reator propiciou

uma redução do conteúdo harmônico das correntes que circulam pelo cabo longo. Nesse ponto, é importante ressaltar o alto valor de distorção harmônica total (*total harmonic distortion – THD*) presente na corrente CC na ausência do reator: 85% e 74% para o acionamento dos motores de 5 cv e 100 cv, respectivamente. Esse elevado conteúdo harmônico se deve às características da corrente produzida pelo retificador de seis pulsos. Sendo assim, o reator foi dimensionado para garantir a operação do retificador em modo de condução contínua de corrente para o conversor trabalhando em até 50% de sua potência nominal. Desse modo, objetivou-se conciliar a redução do conteúdo harmônico e os custos e as dimensões do filtro. Com a inclusão do reator, o valor de THD foi reduzido para 36% e 28% para os acionamentos de 5 cv e 100 cv, respectivamente. Por último, verificou-se a influência do comprimento do cabo e sua respectiva indutância na redução do conteúdo harmônico. Os resultados das análises são resumidos na Tabela 1.2.

Tabela 1.2 - Valor de THD em função da potência do motor, do comprimento do cabo e da inclusão do reator. Fonte: de Castro (2010).

Motor [cv]	Comprimento do Cabo [m]	THD [%]	
		Reator	
		Não	Sim
5	100	84,62	35,62
	350	74,35	33,73
	1000	68,75	30,86
100	100	74,35	27,88
	350	43,30	21,20
	1000	25,82	15,55

Em seguida, os estudos se concentraram na determinação da possível economia de cobre proporcionada pela topologia alternativa em comparação à tradicional. Para isso, é necessário especificar as seções nominais dos condutores longos nas transmissões em corrente contínua (CC) e corrente alternada (CA) e, em seguida, calcular o volume de cobre requerido em cada uma delas, admitindo que a topologia tradicional utiliza um cabo trifásico e a alternativa, dois cabos monopolares. A especificação das seções foi realizada com base em critérios técnicos estabelecidos por normas, visando atingir a menor seção nominal possível. Nesse intuito, os cabos foram dimensionados considerando os critérios de ampacidade e de queda de tensão.



Na determinação da seção dos condutores a partir da sua capacidade de condução de corrente ou ampacidade, visa-se calcular sua seção mínima a fim de atingir o limite térmico suportado pelo material de isolamento do cabo sob condições de corrente nominal. A Tabela 1.3 mostra a economia de cobre alcançada ao se optar pelo acionamento alternativo em função da potência do motor, do comprimento do cabo e da inclusão do reator. É importante notar nessa tabela que as seções especificadas para a topologia tradicional,  $A_{ca}$ , e para a alternativa,  $A_{cc}$ , não são padronizadas por normas, mas refletem a seção mínima que obedece ao critério térmico para cada um dos casos, sendo chamadas de seções nominais teóricas.

Tabela 1.3 – Economia de cobre percentual obtida na topologia de acionamento alternativa obedecendo ao critério térmico em função da potência do motor, do comprimento do cabo e da inclusão do reator. Fonte: de Castro (2010).

Reator	Motor [cv]	Cabo [m]	THD [%]	$A_{cc}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{ca}$ [mm <sup>2</sup> ]	Economia de Cobre [%]
Não	5	100	84,63	0,293	0,219	10,80
Sim			35,62	0,204	0,222	38,74
Não		350	75,38	0,270	0,222	18,83
Sim			33,74	0,202	0,222	39,40
Não	100	100	74,36	39,39	28,32	7,27
Sim			36,58	32,06	28,32	24,53
Não		350	43,30	33,19	28,52	22,42
Sim			21,20	30,01	28,54	29,90

No próximo passo, os cabos foram dimensionados a fim de obedecer unicamente ao limite admissível de 4% de queda de tensão nos terminais do motor. Nesse caso, apenas a componente fundamental da tensão é considerada e os inversores de ambos os sistemas foram mantidos sob o mesmo índice de modulação. A Figura 1.7 exibe a economia de cobre que seria obtida pela topologia proposta no acionamento de motores de 5 cv, 50 cv e 100 cv sob diferentes possibilidades de distância de acionamento (até 1400 m). Assim como no critério térmico, as seções nominais são teóricas e refletem as seções mínimas que obedecem ao critério de queda de tensão.

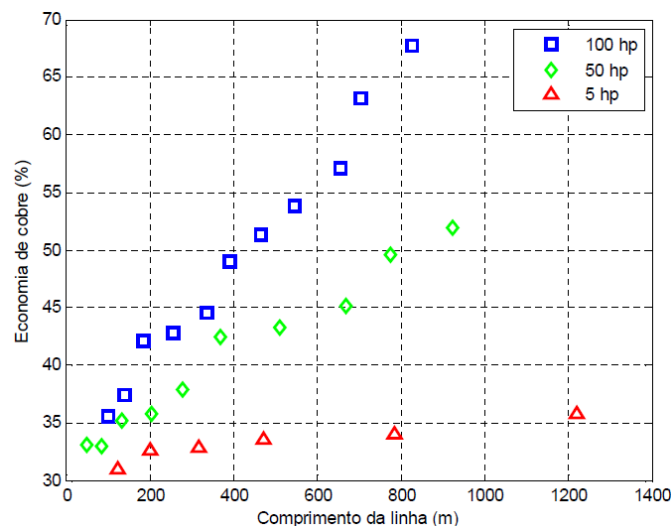


Figura 1.7 – Economia de cobre percentual obtida na topologia de acionamento alternativa obedecendo ao critério de queda de tensão em função do comprimento do cabo. Fonte: de Castro (2010).

Por último, a economia de cobre foi analisada considerando que as seções dos cabos de ambas as topologias obedecem simultaneamente aos critérios térmico e de queda de tensão. São consideradas três potências de motores (5 cv, 50 cv e 100 cv) sob diferentes faixas de distância de acionamento, conforme indicado pela Figura 1.8.

A partir dessa figura, afirma-se que a economia de cobre varia em função da potência do motor e da distância do acionamento. No tocante ao critério de dimensionamento, os sistemas com distâncias à esquerda dos dois traços verticais vermelhos adotam cabos com seções nominais em consonância com o critério térmico em ambas as topologias, enquanto na faixa de distâncias à direita dessas demarcações, as seções obedecem ao critério de queda de tensão. Na faixa de comprimentos intermediários (entre os traços), uma das topologias está sendo redimensionada pelo critério de queda de tensão, enquanto a outra mantém o dimensionamento pelo critério térmico. Especificamente, uma rampa ascendente indica que os cabos da topologia tradicional estão sendo redimensionados à medida que a distância de acionamento aumenta com consequente elevação na economia de cobre para a topologia alternativa. Uma rampa descendente indica o oposto.

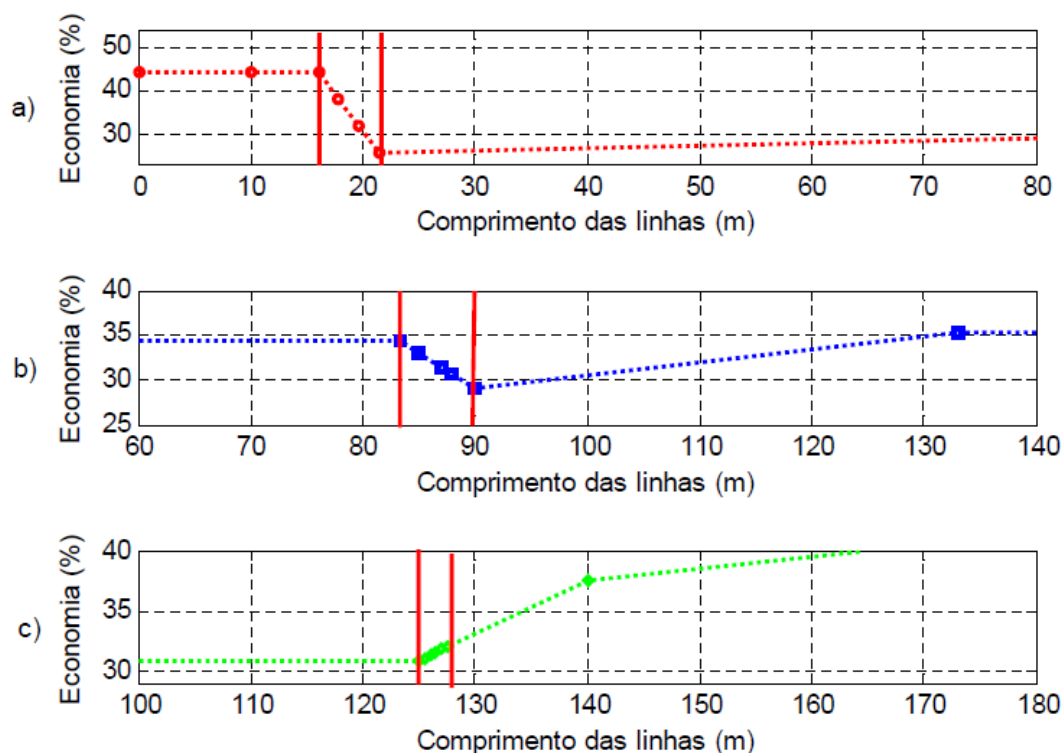


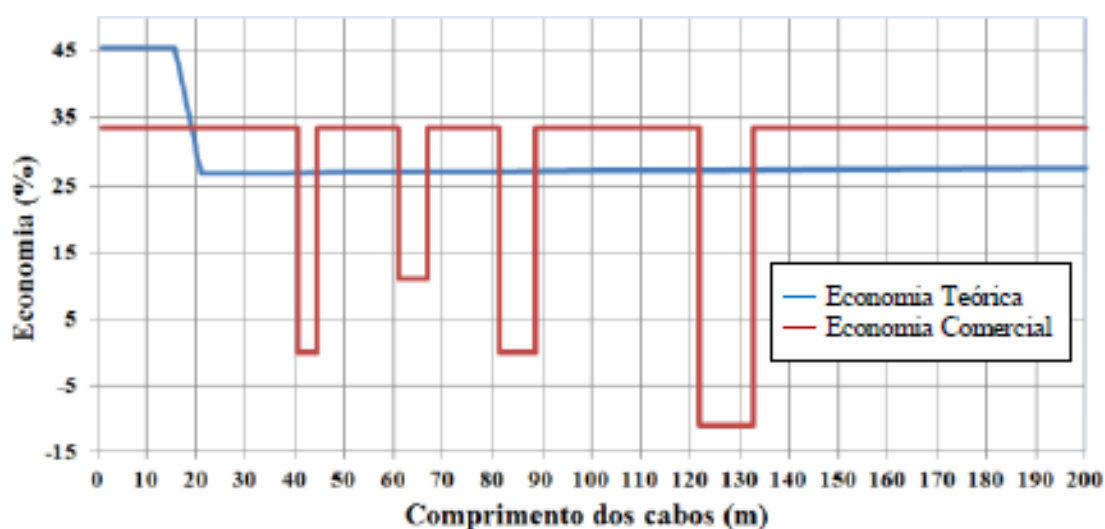
Figura 1.8 – Economia de cobre percentual obtida na topologia de acionamento alternativa obedecendo aos critérios térmico e de queda de tensão em função do comprimento dos cabos e motores de (a) 5 cv, (b) 50 cv e (c) 100 cv. Fonte: de Castro (2010).

Por fim, pode-se afirmar que esse trabalho abriu a série de investigações sobre as vantagens técnicas e econômicas do emprego da topologia de acionamento em transmissão CC. Além disso, nele também são apresentadas as condições de operação e sugestões de estratégias de proteção deste tipo de sistema sob diversos tipos de faltas no barramento CC. Contudo, várias lacunas ficaram em aberto: a principal delas se refere à consideração apenas da economia teórica de cobre (de seções não padronizadas) e não houve o cálculo das perdas elétricas; cita-se também que a especificação do reator foi limitada a estudos de casos e, por último, foram considerados apenas sistemas de baixa tensão. Uma série de artigos é produto desta pesquisa (de Castro et al., 2009a, 2009b, 2010, 2011, 2012).

### 1.3.2. Artigo de V. C. de Paula & de Paula (2018)

Seguindo a mesma metodologia estabelecida por de Castro (2010) no tocante aos critérios de dimensionamento dos cabos, os autores expandiram as análises

econômicas atribuindo-as um caráter mais prático. Pode-se resumir as seguintes contribuições deste artigo: (i) cálculo da economia percentual de cobre considerando seções comerciais de cabos, (ii) cômputo da razão das perdas elétricas entre ambos os sistemas e (iii) quantificação desses dois parâmetros em valores monetários.



As perdas elétricas foram computadas para ambos os sistemas e a razão entre as perdas CC e CA foi também exibida em termos de gráficos em função do comprimento do cabo, tal qual mostra a Figura 1.10.

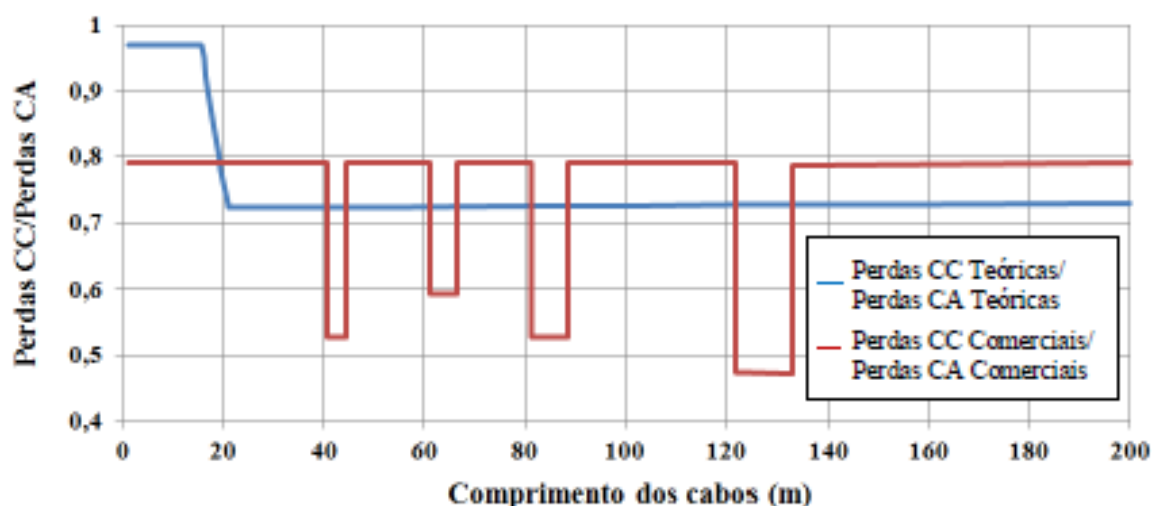


Figura 1.10 - Razão das perdas: teórica (em azul) e comercial (em vermelho). Exemplo para o motor de 5 cv. Fonte: modificada de V. C. de Paula & de Paula (2018).

Por fim, um estudo de caso composto por quatro sistemas reais de acionamento em baixa tensão presentes em uma indústria de mineração foi apresentado, mostrando as potencialidades da topologia alternativa. Na tabela 1.4 são exibidos os custos dos cabos e da energia para ambas as topologias de acionamento e a economia resultante caso a transmissão CC fosse implementada.

Tabela 1.4 – Dados dos sistemas de acionamento e os custos dos cabos e da energia em cada topologia, e a economia em favor da topologia alternativa. Fonte: modificada de V. C. de Paula & de Paula (2018).

Carga	Cabo [m]	Custo do Cabo [milhares de R\$]		Custo da Energia [milhares de R\$]		Economia Resultante [milhares de R\$]
		Trad.	Alt.	Trad.	Alt.	
Bomba de Polpa (50 cv)	365	28	10	36	27	26
Alimentador de Correia (60 cv)	600	114	37	31	33	76
Agitador (100 cv)	480	116	38	56	54	80
Bomba de Polpa (500 cv)	480	687	196	215	251	455

A partir dos resultados apresentados, pode-se afirmar que o trabalho expandiu as análises ao considerar valores econômicos e estudos de caso de sistemas reais. Contudo, sistemas de média tensão, com todas as suas particularidades, ainda não foram avaliados, e expandir os estudos para considerá-los é importante para verificar as potencialidades da topologia de transmissão CC

também nesse tipo de sistema. Não houve também um aprofundamento na questão da especificação do reator no link CC.

### 1.3.3. Outros Trabalhos

As pesquisas conduzidas por Silva (2023) se concentram em metodologias de análises e seus resultados do ponto de vista da viabilidade e da confiabilidade dos componentes do conversor de frequência operando próximo à carga, caracterizado por um ambiente não-controlado. Nesse estudo, há a comparação de topologias e estratégias de modulação que mais se adequam aos conversores multiníveis para fins de aplicação no acionamento de motores em transmissão CC. Diversos artigos foram produzidos a partir desta pesquisa (Silva, Alzamora, et al., 2024; Silva et al., 2020, 2021, 2022, 2023, 2025; Silva, Reis, et al., 2024; Silva & de Paula, 2021).

Resultados experimentais para a topologia de acionamento em transmissão CC são apresentados em H. de Paula et al. (2014). Um estudo de caso com um sistema de acionamento de um motor de 3 hp por meio de um cabo de 400 m foi utilizado para mostrar a redução significativa das correntes de modo diferencial e de modo comum e da ausência de sobretensões nos terminais do motor. A dissertação de Lobato (2014) avalia e conclui sobre a factibilidade da utilização dos cabos do barramento CC para a transmissão de dados de comando dos conversores de frequência. Por último, podem-se citar as publicações resultantes da presente tese (Alzamora et al., 2023, 2024, 2025).

### 1.4. Motivação

Aplicações envolvendo sistemas de acionamento de motores com cabos longos são bastante comuns; indústrias como a de mineração, siderúrgica, e de petróleo e gás possuem motores acionados por conversores a longas distâncias, que podem atingir centenas de metros a alguns quilômetros. Ao mesmo tempo que a introdução dos IGBTs nos conversores com as modulações por largura de pulso (PWM) permitiram um avanço notável no desempenho desses acionamentos, surgiram consequências indesejáveis, como os problemas de alta frequência. A

presença das sobretensões transitórias e correntes parasitas de alta frequência impactam diretamente a confiabilidade do sistema e sua solução se tornou um desafio. O potencial emprego do carbeto de silício na composição dos IGBTs em conversores comerciais para os próximos anos aumenta essas preocupações. Nesse contexto, a proposta de se modificar a topologia de acionamento, adotando a transmissão CC, se mostra como uma solução alternativa para resolver os problemas de alta frequência, bem como reduzir de maneira considerável os custos do sistema.

As potencialidades da configuração alternativa foram verificadas a partir da quantificação das suas vantagens econômicas realizada em de de Castro (2010) e V. C. de Paula & de Paula (2018) no tocante aos sistemas em baixa tensão, apresentando resultados bastante promissores. O impacto da topologia de acionamento não se encontra apenas na aquisição dos cabos, mas também nas perdas por efeito Joule verificadas ao longo de toda a sua vida útil, que pode atingir de 20 a 30 anos. Para os sistemas de baixa tensão, mostrou-se que o emprego da topologia alternativa reduziria o custo na compra dos cabos na ordem de 30% a 70%, bem como uma provável diminuição das perdas e as consequentes despesas de energia. Desse modo, é promissor investigar essas possíveis benesses também para os conversores de média tensão, uma vez que eles são muito comuns nas indústrias de grande porte. Portanto, nessa tese, as análises são expandidas para os conversores de média tensão a fim de verificar a viabilidade econômica do acionamento em transmissão CC também nessas aplicações.

Para os sistemas de acionamento em baixa tensão, tipicamente compostos por um retificador de seis pulsos, algumas questões ainda precisam ser endereçadas. Nesses casos, a corrente CC gerada pelo processo de retificação é caracterizada por um elevado conteúdo harmônico que se manifesta pelas ondulações em torno do seu valor médio. Nos trabalhos anteriores, essas componentes alternadas foram especificadas apenas para alguns estudos de caso. Além disso, as ondulações da corrente CC impactam o dimensionamento dos condutores do cabo longo e produzem perdas elétricas durante toda a vida útil do sistema. Desse modo, é importante especificar um filtro no link CC para mitigar as componentes alternadas oriundas da retificação. A presente pesquisa traz uma

metodologia para quantificar esse conteúdo harmônico, bem como diretrizes para a especificação do filtro, com vistas à otimização da ampacidade do cabo CC. A influência do cabo na atenuação do conteúdo harmônico também é quantificada e avaliada como forma de permitir a redução da especificação do filtro. Os estudos também englobam sistemas baseados em retificadores de doze ou mais pulsos, tipicamente empregados em sistemas de média tensão. Todas essas análises são exibidas em valores percentuais a fim de permitir sua generalização para qualquer sistema.

A coleção de resultados apresentados nessa pesquisa visa contribuir com referências técnicas para a possível implementação da topologia de acionamento em transmissão CC, como diretrizes para a especificação de filtros. Os resultados comparativos econômicos devem ser entendidos como um parâmetro importante na definição da topologia mais vantajosa. Todos esses aspectos, juntamente com a mitigação dos problemas de alta frequência, visam justificar a implementação da transmissão CC em acionamentos de motores CA a longas distâncias.

### 1.5. Objetivos

O objetivo geral dessa pesquisa é verificar a viabilidade econômica do acionamento de motores CA através da transmissão CC em sistemas que envolvem a utilização de cabos longos entre o conversor e o motor. Nesse contexto, podem-se citar os seguintes objetivos específicos:

- **Caracterização do conteúdo harmônico no cabo CC.** Na transmissão CC, o cabo longo é percorrido pela corrente CC gerada pelo processo de retificação. Desse modo, essa corrente possui, além do valor médio responsável pela transmissão da potência, uma parcela considerável de componentes alternadas que aparecem como ondulações na corrente CC, principalmente na retificação de seis pulsos. Esse conteúdo harmônico reduz a ampacidade do cabo e gera perdas elétricas ao longo de toda a vida útil do sistema. Sendo assim, é empregada uma metodologia para o cálculo desse conteúdo harmônico a partir da determinação



das formas de onda da tensão e da corrente no domínio do tempo, seguida pelo cálculo das componentes alternadas através da série de Fourier.

- **Especificação do filtro para redução do conteúdo harmônico.** São analisados dois tipos de filtro para a redução do conteúdo alternado produzido pelo processo de retificação de seis pulsos: o filtro C (puramente capacitivo) e o filtro LC. Os estudos focam na especificação do filtro e seu impacto no valor da THD da corrente CA de entrada e no fator de ondulação da corrente CC de saída. Os filtros são especificados em percentual da impedância base do acionamento, possibilitando a generalização dos resultados encontrados. Dessa forma, permite-se que a presente pesquisa seja utilizada como referência para projetos de sistemas de acionamento em transmissão CC sob qualquer tensão e potência.
- **Ampacidade do cabo CC e seu efeito com filtro.** Uma vez determinado o conteúdo harmônico da corrente, é calculada a capacidade de condução do cabo para uma faixa de valores percentuais do filtro inserido no link CC. Além disso, a indutância do cabo CC é quantitativamente avaliada como um elemento de filtragem das componentes alternadas, o que possibilita otimizar as especificações do filtro, reduzindo seu custo e volume.
- **Projeção da viabilidade econômica em valores percentuais de economia de cobre e razão entre as perdas.** A quantidade de cobre resultante da área da seção transversal e da quantidade de condutores expressa o investimento inicial necessário na aquisição dos cabos. Ao passo que as perdas elétricas nos cabos ao longo do tempo afetam o consumo de energia elétrica no decorrer da vida útil do sistema. Quantificar essas grandezas para ambas as topologias e expressá-las em termos percentuais ou proporcionais são indicadores significativos pois refletem o potencial de economia. Analisá-los em função de vários parâmetros, como o nível de tensão, a distância do motor e a potência da carga, permite uma avaliação abrangente da relação econômica entre as duas topologias e os parâmetros que a influenciam.
- **Estimação da viabilidade econômica em valores monetários.** Em trabalhos anteriores, a viabilidade econômica da topologia em transmissão CC foi verificada para quatro sistemas de baixa tensão em um estudo de caso numa indústria de mineração em Minas Gerais. A quantificação dessa economia em

valores de moeda, no caso, o real (R\$), ofereceu um resultado mais palpável para compreender a ordem de grandeza dos custos de aquisição dos cabos e das perdas de energia, bem como da economia resultante caso o sistema tivesse sido implementado sob a topologia alternativa. Nesse sentido, o objetivo é abranger essa análise para sistemas de acionamento em média tensão presentes em diversas plantas industriais com a respectiva quantificação dos custos com valores atuais dos cabos e da tarifa de energia. Para permitir uma comparação com os acionamentos em baixa tensão, o estudo destes é feito com valores praticados atualmente, uma vez que eles foram realizados há 10 anos. Sendo assim, uma coleção de resultados econômicos em valores monetários e atualizados para sistemas de baixa e média tensão é obtida, permitindo um parecer geral sobre a viabilidade econômica da topologia em transmissão CC.

#### 1.6. Estrutura do Trabalho

- **Capítulo 2 - Metodologia:** apresenta os métodos e as formulações para o cálculo da viabilidade econômica relativa às duas topologias de acionamento, destacando os critérios de dimensionamento das seções nominais, incluindo o critério de ampacidade, de queda de tensão e o econômico.
- **Capítulo 3 - Caracterização do Conteúdo Harmônico e Ampacidade do Cabo CC:** este capítulo aborda o impacto do conteúdo harmônico gerado pelo processo de retificação em sistemas de acionamento, destacando como essas distorções afetam tanto a corrente alternada de entrada (através da THD) quanto a corrente contínua (através do fator de ondulação), com consequências para o dimensionamento dos cabos e para as perdas elétricas. É detalhado um método que envolve análises das formas de onda da tensão e da corrente no domínio do tempo e suas resultantes componentes no domínio da frequência. O objetivo é quantificar o impacto de filtros C e LC na mitigação do conteúdo harmônico e atuar como diretrizes de projetos de sistemas de acionamento em transmissão CC. Por fim, é mostrada a relação entre a especificação percentual do filtro e o resultante impacto na ampacidade do cabo CC.

- **Capítulo 4 - Influência do Cabo no Conteúdo Harmônico e Perdas:** este capítulo quantifica a influência da indutância do cabo na suavização das ondulações da corrente CC, reduzindo as especificações para o reator externo. Para tanto, destaca-se a importância de caracterizar os parâmetros série do cabo (resistência e indutância), que variam com a frequência devido aos efeitos pelicular e de proximidade, especificamente nas harmônicas da tensão retificada (6<sup>a</sup>, 12<sup>a</sup>, 18<sup>a</sup>, ...). O objetivo é quantificar com precisão essas variações — seja na resistência CA (que impacta as perdas elétricas e a capacidade de condução do cabo CC) ou na reatância indutiva (que atua como filtro das componentes alternadas). Métodos para o cálculo desses parâmetros também são comparados, incluindo o método de elementos finitos (FEM), equações analíticas de normas internacionais e rotinas computacionais.
- **Capítulo 5 – Avaliação Econômica dos Cabos:** neste capítulo a topologia de acionamento em transmissão CC é avaliada em termos comparativos em relação à topologia tradicional. Para isso, sistemas de referência em baixa e em média tensão são definidos e os cabos dimensionados assumindo sua configuração ora sob a topologia alternativa e ora sob a tradicional. A comparação entre as seções CC e CA nominais resultantes define a estimativa de economia de cobre (cabo), de energia (perdas elétricas) e total (somatória de ambas), mostrada tanto em valores percentuais, como em monetários. São empregados gráficos em duas e três dimensões para considerar uma faixa de valores de potências e distâncias a fim de generalizar a discussão e os resultados encontrados.
- **Capítulo 6 - Conclusão:** são exibidas as principais conclusões e as propostas para trabalhos futuros.

## CAPÍTULO 2 - METODOLOGIA

### 2.1. Introdução

A potencialidade da implementação da topologia de acionamento em transmissão CC para sistemas de acionamento em longas distâncias é analisada em termos comparativos em relação ao acionamento tradicional. Mais especificamente, estima-se a redução no preço dos cabos e nos custos de energia, relacionados às perdas nos condutores, quando se compara o emprego de um cabo bipolar CC em relação ao cabo trifásico CA. O fluxograma mostrado na Figura 2.1 resume as etapas metodológicas adotadas para essa avaliação. As etapas são resumidas nos próximos parágrafos.

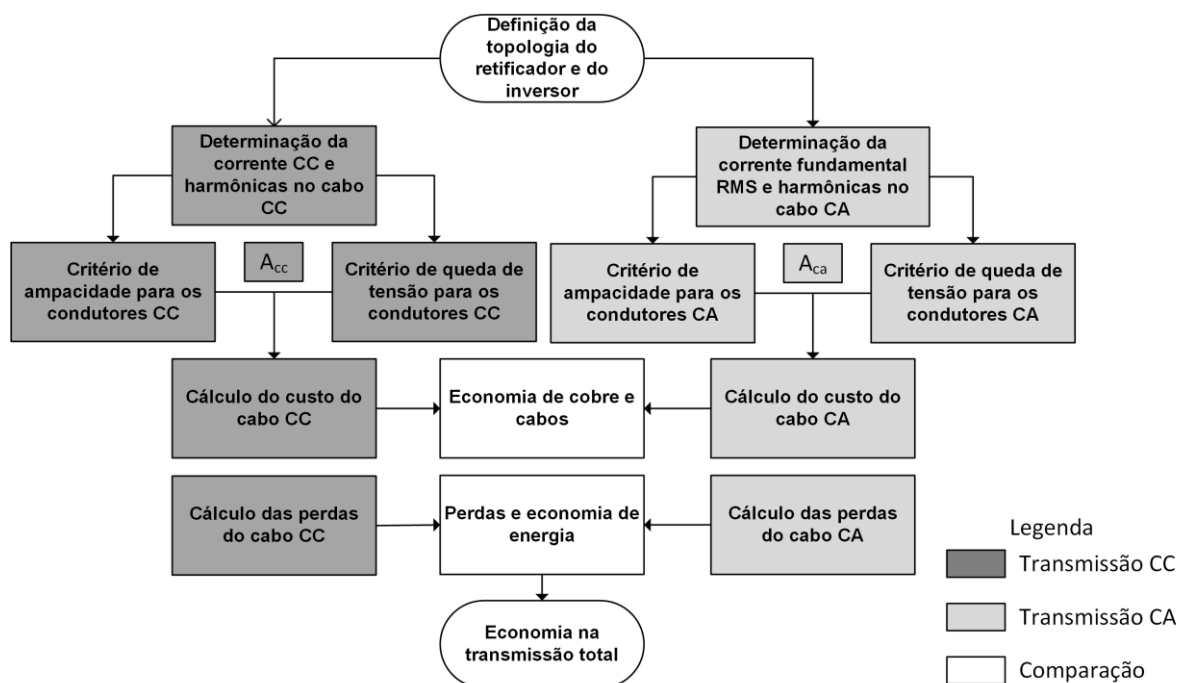


Figura 2.1 – Fluxograma para a estimativa da economia entre a transmissão CC e a CA.

Primeiramente, a definição da topologia do sistema de acionamento é de especial importância pois determina o valor da componente principal e o conteúdo harmônico das correntes que circulam nos cabos longos, impactando o dimensionamento dos condutores e as perdas elétricas. Conversores compostos por um retificador de seis ou doze pulsos e um inversor de dois níveis são típicos em

sistemas de baixa tensão industriais. Retificadores de doze ou mais pulsos e conversores multiníveis são especialmente empregados em sistemas de média tensão. A comparação entre o acionamento CA e o acionamento CC é realizada assumindo que as unidades retificadora e inversora possuem a mesma topologia, diferenciando-se na sua localização e, conseqüentemente, na forma da energia transmitida pelo cabo longo. No caso dos inversores multiníveis, assume-se sempre a topologia NPC para o sistema em transmissão CC, uma vez que CHB necessita de um cabo bipolar para cada célula, requisitando múltiplos condutores CC, o que inviabiliza sua aplicação nesse tipo de acionamento.

Em seguida, determina-se o conteúdo harmônico das correntes. A topologia de acionamento define qual corrente percorre o cabo longo: no sistema tradicional, é a corrente CA do inversor; no sistema alternativo, é a corrente CC do retificador. Cada corrente possui um perfil harmônico distinto que impacta as perdas. A THD da corrente CA depende da topologia do inversor, da técnica de modulação, do índice de modulação, da frequência de comutação, do filtro de saída e do fator de potência da carga. O conteúdo harmônico da corrente CC (caracterizada pelas ondulações) depende da topologia do retificador e da presença de reatores de linha CA (*AC line reactor*) ou reatores no link CC (*DC choke*). Atuando como elemento de filtragem, o cabo contribui para a redução desse conteúdo harmônico.

Na sequência, as seções nominais dos condutores do sistema de acionamento ora sob a topologia alternativa (em corrente contínua) ora sob a topologia tradicional (em corrente alternada) são determinadas através da aplicação dos critérios de ampacidade e de queda de tensão. Por último, é obtida a relação de custo entre os sistemas. Essa relação é obtida sob dois parâmetros: a quantidade de cobre do cabo e as perdas elétricas. O primeiro reflete o valor de investimento inicial, enquanto o segundo representa as despesas a longo prazo. Sob esses dois parâmetros, os custos de ambas as topologias são comparados em termos percentuais e em valores monetários e, ao final, é estimado o valor de economia final.

Esse capítulo é dividido em três seções: a seção 2.2 resume as principais normas que servem de referência para a metodologia; a determinação das correntes de carga nos cabos longos em cada um dos tipos de sistema é mostrada na seção

2.3; os critérios, térmico, de queda de tensão e econômico são especificados na seção 2.4, com suas respectivas características, formulações e especificidades para o caso dos sistemas considerados nessa pesquisa; enquanto a seção 2.5 detalha o cálculo da viabilidade econômica comparativa entre ambos os sistemas.

## 2.2. Normas Aplicáveis

A seleção da seção nominal baseia-se em procedimentos de dimensionamento estabelecidos por normas nacionais e internacionais, análogas entre si, e podem ser agrupados nos critérios de seção mínima e no critério econômico. Os critérios para se obter a seção mínima dos condutores são bem conhecidos e utilizados em projetos de instalações elétricas, dentre eles, utilizar-se-ão o critério térmico (ampacidade) e o do limite de queda de tensão. O critério econômico, por sua vez, especifica a seção que minimiza a soma do preço dos cabos e do custo das perdas de energia ao longo de sua vida útil e resulta em seções maiores que as estabelecidas pelos critérios de seção mínima. Apesar de menos comum, é mostrada sua relevância e seu impacto econômico em sistemas de acionamento a longas distâncias.

As normas consultadas e utilizadas nesta pesquisa são exibidas a seguir:

- IEC 60287-1-1:2023: a parte 1 da IEC 60287 estabelece fórmulas para o cálculo da capacidade de condução de corrente de cabos isolados operando em regime permanente para qualquer nível de tensão alternada e em tensões contínuas até 5 kV diretamente enterrados no solo, em dutos, canaletas ou em tubos de aço ou instalados ao ar. Esse cálculo determina o valor de corrente capaz de fazer o condutor atingir sua temperatura máxima em serviço contínuo. Essa temperatura depende do material da isolação do cabo. A ABNT NBR 11301:1990 é a norma brasileira equivalente à referida IEC, contudo, ela se baseia na versão de 1982 e não traz atualizações em algumas fórmulas, como no cômputo do fator referente ao efeito proximidade.
- IEC 60287-2-1:2023: a parte 2 da IEC 60287 contém os métodos para calcular a resistência térmica interna de cabos e a resistência térmica externa para

cabos instalados ao ar livre, em dutos ou enterrados. Essa norma também fornece valores tabelados de parâmetros utilizados nas fórmulas de acordo com o material ou o tipo de cabo, como a resistividade elétrica, o coeficiente de temperatura, a resistividade térmica, a permissividade relativa, entre outros. Fatores utilizados no cálculo da resistência térmica externa, que dependem da forma de instalação do cabo, também são apresentados. A ABNT NBR 11301:1990 engloba essa norma, não havendo distinção entre partes, tal como na IEC 60287.

- IEC 60287-3-2:2012: define fórmulas e procedimentos para a escolha da seção nominal do cabo a partir de critérios econômicos. Sua metodologia leva em conta o custo das perdas elétricas ao longo da vida útil do cabo, que é reduzido a partir da seleção de seções nominais maiores que as estabelecidas pelo critério térmico. Dessa forma, reduz-se a resistência dos condutores e as perdas  $RI^2$  associadas. Em contrapartida, o custo de aquisição dos cabos aumenta. Portanto, a chamada seção econômica representa a seção transversal que minimiza a função custo total, que considera tanto o custo inicial dos cabos como o custo das perdas elétricas ao longo do tempo. No Brasil, essa seção econômica é estabelecida pela ABNT NBR 15920:2011.

Os dimensionamentos por critérios de seção mínima que envolvem condições não estáveis de operação, como o de sobrecarga e curto-circuito, são evitados a partir da seleção de medidas de proteção adequadas e, partindo-se dessa premissa, não são considerados.

### 2.3. Determinação da Corrente de Carga

Assumindo um inversor ideal (sem perdas), a corrente nominal de carga no cabo trifásico pode ser calculada pela equação (2.1), ao passo que essa corrente no cabo bipolar pode ser definida pela equação (2.2):

$$I_{ca} = P_{motor} / (\sqrt{3} * V_{l,mot} * \cos \phi * \eta_{mot}) \quad (2.1)$$

$$I_{cc} = P_{motor}/(\eta_{mot} * V_{cc}) \quad (2.2)$$

onde  $I_{ca}$  [A] é a corrente eficaz nominal do motor que circula pelo cabo CA,  $P_{motor}$  [W] é a potência nominal mecânica do motor,  $V_{l,mot}$  [V] é a tensão de linha eficaz nominal do motor,  $\cos \phi$  é seu fator de potência e  $\eta_{mot}$  é sua eficiência;  $I_{cc}$  [A] é a corrente média no cabo CC e  $V_{cc}$  [V] é a tensão média no barramento CC. A tensão CC está diretamente relacionada à topologia do retificador, como descrito a seguir:

$$V_{cc} = \frac{p}{2 * \pi} * \sqrt{2} * V_l \quad (2.3)$$

onde  $p$  é o número de pulsos do retificador e  $V_l$  [V] é a tensão de linha eficaz na entrada do retificador. No caso de retificadores do tipo série com doze ou mais pulsos, a tensão de entrada corresponde à tensão dos enrolamentos secundários do transformador defasador.

## 2.4. Dimensionamento dos Condutores

### 2.4.1. Critério Térmico

O critério térmico estabelece o limite de corrente para um sistema de cabos específico, assegurando sua operação em serviço contínuo sob condições nominais (100% de fator de carga) sem que haja danos ao cabo ou riscos à segurança no decorrer de sua vida útil. Esse critério é influenciado por vários fatores, incluindo a quantidade de cabos, suas características construtivas e de materiais, o método de instalação, a configuração do aterramento, as propriedades do ambiente circundante, entre outros. A ampacidade é naturalmente um problema de natureza térmica e os métodos para resolvê-lo foram evoluindo a partir de várias pesquisas desde o começo do século passado (Anders, 1997). Hoje, as formulações são bem estabelecidas e dadas de maneira direta em fórmulas e procedimentos, como na IEC 60287 e NBR 11301.

Nesse texto, são exibidas as principais equações que fundamentam o cálculo térmico dos cabos, com foco na sua aplicação nos sistemas de acionamento



empregados nos estudos de caso, onde eles são colocados em formação plana horizontal (na topologia alternativa) ou trifólio (na topologia tradicional) e instalados ao ar livre. Os estudos de caso contemplam cabos comerciais dotados apenas de condutor e isolamento (em cabos de baixa tensão) e de condutor, blindagem e isolamento (em cabos de média tensão). O fluxograma mostrado na Figura 2.2 resume a metodologia para o cálculo da ampacidade dos cabos.

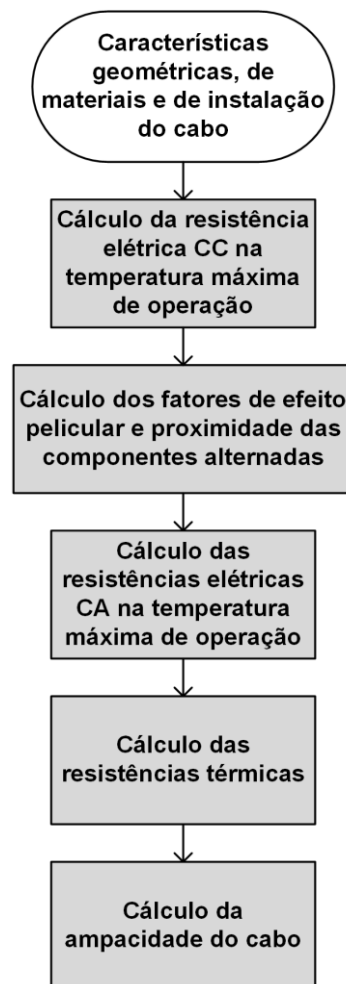


Figura 2.2 - Fluxograma para calcular a ampacidade dos cabos.

Dadas as informações geométricas e de materiais do cabo, obtidas pelo catálogo do fabricante, segue-se para o primeiro passo que é o cálculo da resistência CC e da resistência CA na temperatura máxima de operação (de acordo com o material do isolante). A resistência CC é utilizada no cálculo da ampacidade e nas perdas do cabo na transmissão CC. A resistência CA é utilizada em ambas as configurações de acionamento pois há a presença de correntes alternadas

(componentes harmônicas) na corrente CC retificada. A próxima etapa consiste no cálculo das resistências térmicas e, por fim, o cálculo da ampacidade do cabo. As próximas subseções explicitam essas etapas.

#### 2.4.1.1. Resistência CC

A resistência CC do condutor por metro,  $R_{cc}$  [ $\Omega/m$ ], é dada por:

$$R_{cc} = k \frac{\rho_{\theta}}{S} \quad (2.4)$$

em que  $k$  é o fator multiplicativo ou de correção,  $\rho_{\theta}$  [ $\Omega.m$ ] é a resistividade elétrica do material do condutor na temperatura máxima de operação,  $S$  [ $m^2$ ] é sua área transversal calculada a partir do diâmetro do condutor.

O método de cálculo da resistência CC é especificado na 1ª edição da IEC 60228 de 1966, também mostrado no anexo B da NBR 6880:1997 (cancelada e substituída pela NBR NM 280:2002) e em Cotrim (2009). Resumidamente, esse método multiplica a equação clássica da resistência,  $R_{cc} = \rho_{\theta}/S$ , por uma série de fatores que dependem do diâmetro e do material dos fios, do tipo de encordoamento (classe) e da reunião dos condutores (unipolares e multipolares, torcidos entre si ou não). Contudo, conforme relatado na introdução da norma NBR NM 280:2011 e no anexo B da NBR 11301:1990, devido a razões de padronização, obtidas através de consenso internacional, houve a simplificação pela combinação das resistências de cabos de um condutor e multipolares e de diferentes formas de condutores em valores comuns de resistência. Desse modo, o método de cálculo de resistência existente na edição de 1966 não pode mais ser aplicado de forma rigorosa e as normas atuais especificam diretamente, através de tabelas, as resistências elétricas máximas dos condutores em corrente contínua a 20 °C e elas não refletem um critério uniforme de cálculo. Resumindo, a seção nominal identifica o condutor pelo valor máximo de resistência e não deve ser confundida com o valor da área da do círculo calculada a partir do diâmetro do condutor (área geométrica).

Sendo assim, a IEC 60287-1-1:2023 estabelece que o valor da resistência elétrica CC do condutor a 20 °C [ $\Omega/m$ ] deve ser obtido diretamente da IEC

60228:2023. Essa última estabelece, entre outros requisitos, os valores máximos de resistência CC de condutores isolados a 20 °C para seções nominais padronizadas (mm<sup>2</sup>) de acordo com a sua classificação: classe 1 (condutores sólidos), classe 2 (condutores encordoados), classe 5 (condutores flexíveis) e classe 6 (condutores mais flexíveis do que a classe 5) e o material (cobre mole com ou sem revestimento metálico e alumínio ou liga de alumínio (somente as classes 1 e 2 permitem condutores de alumínio). A norma brasileira que se baseia na IEC 60228 é a NBR NM 280:2011 que adota com modificações a versão da IEC 60228:1978 e a sua Emenda N°1:1993.

A resistividade do material na temperatura  $\theta_c$  é dada por:

$$\rho_{\theta} = \rho_{20} \cdot [1 + \alpha_{20} \cdot (\theta_c - 20)] \quad (2.5)$$

onde  $\rho_{\theta}$  [ $\Omega \cdot m$ ] é a resistividade elétrica do material à temperatura  $\theta_c$ ,  $\rho_{20}$  [ $\Omega \cdot m$ ] é a resistividade elétrica do material à temperatura de 20 °C,  $\alpha_{20}$  [ $1/^{\circ}C$ ] é o coeficiente de temperatura da resistividade elétrica à 20 °C, sendo seu valor definido pela IEC 60028, e  $\theta$  [ $^{\circ}C$ ] é a temperatura em que se deseja calcular a nova resistividade.

#### 2.4.1.2. Resistência CA

A norma IEC 60287-1-1 define equações para o cálculo da resistência alternada de condutores na presença dos efeitos pelicular e proximidade:

$$R_{ca} = R_{cc}(1 + y_s + y_p) \quad (2.6)$$

em que  $R_{ca}$  [ $\Omega/m$ ] é a resistência CA do condutor que inclui os efeitos pelicular e proximidade,  $R_{cc}$  [ $\Omega/m$ ] é a resistência CC do condutor, ambas na temperatura de operação,  $y_s$  é o fator de efeito pelicular e  $y_p$  é o fator de efeito proximidade. A equação IEC é o resultado de simplificações de equações exatas compostas pela função de Bessel (Anders, 1997).

O fator pelicular,  $y_s$ , é dado pelas seguintes expressões dependendo do valor de  $x_s$ :

$$y_s = \frac{x_s^4}{192 + 0,8x_s^4}, 0 < x_s \leq 2,8 \quad (2.7)$$

$$y_s = -0,136 - 0,0177x_s + 0,0563x_s^2, 2,8 < x_s \leq 3,8 \quad (2.8)$$

$$y_s = 0,354x_s - 0,733, x_s > 3,8 \quad (2.9)$$

em que  $x_s$  é dado por:

$$x_s^2 = \frac{8\pi f}{R_{cc}} 10^{-7} k_s \quad (2.10)$$

em que  $f$  [Hz] é a frequência da corrente. O valor de  $x_s$  é tipicamente menor que 2,8 na frequência fundamental (60 Hz) e para seções nominais até 185 mm<sup>2</sup> em 360 Hz. A partir dessas condições, o  $x_s$  é maior que 2,8, atingindo valores maiores que 3,8 para seções a partir de 240 mm<sup>2</sup> em 720 Hz. O valor de  $k_s$  é tabelado na norma IEC 60287-1-1 e depende do material e tipo do condutor. No presente caso é utilizado  $k_s = 1$  para um condutor redondo encordado com isolamento extrudada.

O fator proximidade,  $y_p$ , é dado, respectivamente, para dois cabos unipolares e três cabos unipolares, por:

$$y_p = \frac{x_p^4}{192 + 0,8x_p^4} \left( \frac{d_c}{s} \right)^2 * 2,9 \quad (2.11)$$

$$y_p = \frac{x_p^4}{192 + 0,8x_p^4} \left( \frac{d_c}{s} \right)^2 \left[ 0,312 \left( \frac{d_c}{s} \right)^2 + \frac{1,18}{\frac{x_p^4}{192 + 0,8x_p^4} + 0,27} \right], 0 < x_p \leq 2,8 \quad (2.12)$$

em que  $d_c$  [m] é o diâmetro do condutor,  $s$  [m] é a distância entre os eixos dos condutores e  $x_p$  é dado por:

$$x_p^2 = \frac{8\pi f}{R_{cc}} 10^{-7} k_p \quad (2.13)$$

Tal como o valor de  $k_s$ , o  $k_p$  é tabelado na norma e é igual a 1 para um condutor redondo encordado com isolamento extrudada. Essas fórmulas são precisas desde que  $x_p$  não ultrapasse 2,8.

#### 2.4.1.3. Resistências Térmicas

Todos os materiais não condutores do cabo apresentam resistência ao fluxo de calor através de suas camadas, sendo representados por resistências térmicas. As resistências térmicas das partes metálicas, embora não sejam nulas, são relativamente muito pequenas e desprezadas nos cálculos de ampacidade.

Dessa forma, em um cabo constituído de condutor central, blindagem e armadura (Figura 2.3), pode-se identificar quatro resistências térmicas, onde  $T_1$  é a resistência térmica da isolamento entre o condutor e a blindagem metálica principal,  $T_2$  é a resistência térmica do acolchoamento entre a blindagem e a armadura,  $T_3$  é a resistência térmica da cobertura e  $T_4$  é a resistência térmica entre a superfície do cabo e o meio circundante. Nos cálculos de ampacidade, as camadas de blindagem sobre o condutor e sobre a isolamento (camada interna justaposta à blindagem principal) são consideradas como parte do condutor ou da blindagem quando são de fitas ou fios metálicos; no caso de serem compostos semicondutores são assumidas como parte da isolamento. Sendo assim, no cálculo da resistência térmica, a espessura da camada de blindagem deve ser incluída, dependendo do seu material e localização, no raio do condutor, da isolamento ou da blindagem.

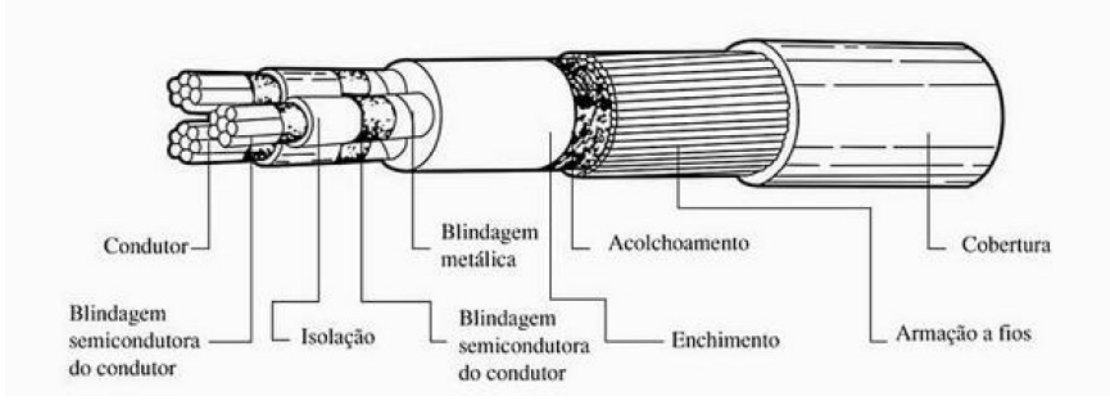


Figura 2.3 - Cabo de estrutura completa. Fonte: Cotrim (2009).

A resistência térmica na transferência de calor por condução de uma camada cilíndrica por unidade de comprimento,  $T_n$   $[(K.m)/W]$ , é dada por:

$$T_n = \frac{\rho_{th}}{2\pi} \ln \frac{r_{ext}}{r_{int}} \quad (2.14)$$

em que  $\rho_{th}$   $[(K.m)/W]$  é a resistividade térmica do material e  $r_{ext}$  e  $r_{in}$   $[m]$  são os raios externo e interno da camada.

Portanto, as resistências térmicas internas das camadas isolantes de cabos unipolares,  $T_1$ ,  $T_2$  e  $T_3$   $[(K.m)/W]$ , são definidas por unidade de comprimento como:

$$T_1 = \frac{\rho_1}{2\pi} \ln \left( 1 + \frac{2t_1}{d_c} \right) \quad (2.15)$$

$$T_2 = \frac{\rho_2}{2\pi} \ln \left( 1 + \frac{2t_2}{d_b} \right) \quad (2.16)$$

$$T_3 = \frac{\rho_3}{2\pi} \ln \left( 1 + \frac{2t_3}{d_a} \right) \quad (2.17)$$

onde  $\rho_1$ ,  $\rho_2$  e  $\rho_3$   $[(K.m)/W]$  são as resistividades térmicas dos materiais da isolação do condutor, do acolchoamento e da cobertura, nessa ordem,  $t_1$ ,  $t_2$  e  $t_3$   $[m]$  são as espessuras de cada uma dessas camadas e  $d_c$ ,  $d_b$  e  $d_a$   $[m]$  são os diâmetros do condutor, externo da blindagem principal e externo da armadura.

Diferentemente das resistências térmicas internas dos cabos, computadas a partir da atribuição de valores a grandezas em equações simples, a resistência térmica externa é obtida através de uma sequência de cálculos, incluindo um procedimento iterativo.

A resistência térmica externa,  $T_4$   $[(K.m)/W]$ , do ambiente ao redor um cabo ao ar livre e protegido da radiação solar é dada por:

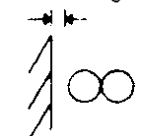
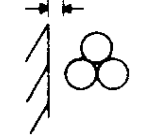
$$T_4 = \frac{1}{\pi D_e h (\Delta\theta_s)^{1/4}} \quad (2.18)$$

onde  $\Delta\theta_s = \theta_s - \theta_{amb}$   $[^{\circ}C]$  ou  $[K]$  é o aumento de temperatura da superfície do cabo,  $\theta_s$ , em relação à temperatura ambiente,  $\theta_{amb}$ ,  $D_e$   $[m]$  é o diâmetro externo do cabo e  $h_c$   $[W/(m^2 K^{5/4})]$  é o coeficiente de dissipação de calor dado por:

$$h_c = \frac{Z}{D_e^g} + E \quad (2.19)$$

onde as constantes  $Z$ ,  $E$  e  $g$  são tabelados na IEC 60287-2-1. Os valores dessas constantes são exibidos na Tabela 2.1 para dois cabos instalados em formação plana horizontal e três cabos em formação trifólio.

Tabela 2.1 – Valores das constantes  $Z$ ,  $E$  e  $g$  para duas configurações de cabos com superfície negra instalados ao ar.

Instalação	$Z$	$E$	$g$	Forma
Dois cabos em formação plana horizontal	0,29	2,35	0,50	$\geq 0,5 D_e^*$ 
Três cabos em formação trifólio	0,96	1,25	0,20	$\geq 0,5 D_e^*$ 

A resistência térmica externa dada pela equação (2.18) depende do conhecimento da temperatura na superfície do cabo. Essa temperatura pode ser obtida por um processo iterativo simples.

Esse método para calcular  $(\Delta\theta_s)^{1/4}$  é dado a seguir. Primeiro deve-se calcular  $K_A$ :

$$K_A = \frac{\pi D_e h T_i}{1 + \lambda_1 + \lambda_2} \quad (2.20)$$

em que  $T_i$  [(K.m)/W] é uma expressão dada por:

$$T_i = \frac{T_1}{n_{car}} + (1 + \lambda_1)T_2 + (1 + \lambda_1 + \lambda_2)T_3 \quad (2.21)$$

e  $n_{car}$  é o número de condutores carregados,  $\lambda_1$  é a relação entre as perdas da blindagem e as perdas no(s) condutor(es) e  $\lambda_2$  é a relação entre as perdas da armadura metálica e as perdas no(s) condutor(es) (ambas assumidas nulas nos cabos em estudo).

Em seguida,  $\Delta\theta_s$  é determinado a partir de um procedimento iterativo com valor inicial de  $(\Delta\theta_s)^{1/4} = 2$ , tal que:

$$(\Delta\theta_s)_{n+1}^{1/4} = \left[ \frac{\Delta\theta}{1 + K_A(\Delta\theta_s)_n^{1/4}} \right]^{1/4} \quad (2.22)$$

e as iterações devem continuar até que  $(\Delta\theta_s)_{n+1}^{1/4} - (\Delta\theta_s)_n^{1/4} \leq 0,001$ . Nessa equação,  $\Delta\theta = \theta_c - \theta_{amb}$  [°C] é o aumento de temperatura permitido do condutor,  $\theta_c$  [°C], em relação à temperatura ambiente,  $\theta_{amb}$  [°C]. Se os cabos estiverem diretamente expostos à radiação solar, a equação para o cálculo iterativo de  $\Delta\theta_s$  é modificada e se sugere consulta à norma.

#### 2.4.1.4. Cálculo da Ampacidade



A capacidade de condução de corrente para cabos operando em corrente alternada pode ser obtida da fórmula para a elevação da temperatura do condutor em relação ao ambiente:

$$\Delta\theta = \left(R_{ca}I^2 + \frac{1}{2}W_d\right)T_1 + [R_{ca}I^2(1 + \lambda_1) + W_d]n_{car}T_2 + [R_{ca}I^2(1 + \lambda_1 + \lambda_2) + W_d]n_{car}(T_3 + T_4) \quad (2.23)$$

em que  $I$  [A] é a corrente eficaz fundamental no condutor e  $W_d$  [W/m] são as perdas dielétricas na isolamento do condutor.

Desse modo, a capacidade de condução de corrente para uma elevação máxima de temperatura especificada é:

$$I = \left\{ \frac{\Delta\theta - W_d \left[ \frac{1}{2}T_1 + n_{car}(T_2 + T_3 + T_4) \right]}{R_{ca}T_1 + n_{car}R_{ca}(1 + \lambda_1)T_2 + n_{car}R_{ca}(1 + \lambda_1 + \lambda_2)(T_3 + T_4)} \right\}^{1/2} \quad (2.24)$$

No caso de cabos operando em corrente contínua, tem-se:

$$I = \left[ \frac{\Delta\theta}{R_{cc}T_1 + nR_{cc}T_2 + nR_{cc}(T_3 + T_4)} \right]^{1/2} \quad (2.25)$$

As equações (2.24) e (2.25) são as formulações clássicas empregadas nas normas brasileiras e internacionais a fins de cálculo de ampacidade, em que se considera apenas as perdas na frequência padrão do sistema (50 Hz ou 60 Hz) nos sistemas de tensão alternada, ou as perdas CC nos sistemas de tensão contínua. Contudo, alguns sistemas possuem um elevado conteúdo harmônico, de modo que as perdas elétricas harmônicas, isto é, a produção de calor pelas correntes harmônicas, também deve ser contemplada nos cálculos térmicos. Portanto, deve-se reescrever a equação da capacidade de corrente para abranger também as perdas por efeito Joule nas frequências harmônicas, tal que:

$$\sum_h R_h I_h^2 = \frac{\Delta\theta - W_d \left[ \frac{1}{2} T_1 + n_{car}(T_2 + T_3 + T_4) \right]}{T_1 + n_{car}(1 + \lambda_1)T_2 + n_{car}(1 + \lambda_1 + \lambda_2)(T_3 + T_4)}$$

$$I = \left\{ \frac{\Delta\theta - W_d \left[ \frac{1}{2} T_1 + n_{car}(T_2 + T_3 + T_4) \right]}{\left[ \sum_h R_h \left( \frac{I_h}{I} \right)^2 \right] [T_1 + n_{car}(1 + \lambda_1)T_2 + n_{car}(1 + \lambda_1 + \lambda_2)(T_3 + T_4)]} \right\}^{1/2} \quad (2.26)$$

onde  $I_h$  e  $R_h$  são as correntes eficazes e as resistências elétricas em cada frequência  $h$ , compreendendo desde a componente média ( $h = 0$ ) (transmissão CC) ou fundamental ( $h = 1$ ) (transmissão CA) até as harmônicas ( $h > 1$ ).

Para os níveis de tensão considerados, as perdas na isolação são desprezíveis. Da mesma forma, as perdas associadas à blindagem (tipicamente de 6 mm<sup>2</sup>) também são pouco significativas. Sendo assim, para cabos sem armadura ( $T_2 = 0$  e  $\lambda_2 = 0$ ), com perdas na isolação e na blindagem desprezíveis ( $W_d = 0$  e  $\lambda_1 = 0$ ) e condutores unipolares ( $n_{car} = 1$ ), pode-se simplificar a expressão anterior para:

$$I = \left\{ \frac{\Delta\theta}{\left[ \sum_h R_h \left( \frac{I_h}{I} \right)^2 \right] (T_1 + T_3 + T_4)} \right\}^{1/2} \quad (2.27)$$

A equação (2.27) é particularmente útil no cálculo da capacidade de corrente dos cabos CC em sistemas de acionamento compostos por retificadores de seis pulsos, conforme mostra o capítulo 3.

#### 2.4.2. Critério de Queda de Tensão

Os critérios de queda de tensão são definidos pela NBR 5410 para instalações elétricas de baixa tensão, isto é, aos circuitos elétricos alimentados sob tensão nominal igual ou inferior a 1000 V em corrente alternada, com frequências inferiores a 400 Hz, ou a 1500 V em corrente contínua; e pela NBR 14039 para instalações elétricas de média tensão, ou seja, com tensão nominal de 1,0 kV a 36,2 kV à frequência industrial.

#### 2.4.2.1. Baixa Tensão

A NBR 5410 define o limite de queda de tensão permitida em qualquer ponto de utilização como um percentual em relação à tensão nominal da instalação (considerada igual à tensão nominal dos equipamentos). Os valores desse limite dependem do tipo e o início da instalação, conforme mostra a Tabela 2.2, e nunca devem superar 4% nos cabos do circuito terminal.

Tabela 2.2 – Limite de queda de tensão em instalações elétrica de baixa tensão.

Item	Tipo de Instalação	Início da Instalação	Queda de tensão em % da Tensão Nominal
a	Instalações alimentadas através de subestação própria	Terminais secundários do transformador de MT/BT	7%
b	Instalações alimentadas através de transformador da companhia distribuidora de energia elétrica	Terminais secundários do transformador de MT/BT, quando o ponto de entrega for aí localizado	7%
c	Instalações alimentadas através da rede secundária de distribuição da companhia distribuidora de energia elétrica	Ponto de entrega	5%
d	Instalações alimentadas através de geração própria (grupo gerador)	Terminais do grupo gerador	7%

Nos dimensionamentos dos condutores do circuito terminal que alimenta exclusivamente um motor, deve-se garantir que, em regime permanente, as quedas de tensão nos terminais do motor não ultrapassem os limites de 4% nesse circuito terminal e os estabelecidos pela Tabela 2.2. A corrente de projeto deve ser no mínimo igual à corrente nominal do motor. Caso o motor possua fator de serviço declarado pelo fabricante e se for prevista a utilização do motor explorando-se este fator, a corrente de projeto deve ser considerada no mínimo igual à corrente nominal do motor, nas condições de utilização, multiplicada pelo fator de serviço. E, por último, para motores com mais de uma potência e/ou velocidade nominais, a corrente nominal do motor a ser considerada é a que corresponde à maior potência e/ou velocidade.

No caso dos itens a, b e d da Tabela 2.2 quando as linhas principais da instalação tiverem um comprimento superior a 100 m, a norma permite que as quedas de tensão possam ser aumentadas de 0,005% por metro de linha superior a 100 m, sem que, no entanto, essa suplementação seja superior a 0,5%. Nos motores de indução, o conjugado varia com o quadrado da tensão aplicada e permitir quedas de tensão maiores pode impactar na operação e vida útil do motor.

No caso de acionamento de motores por conversores de frequência é permitida a regulação da tensão por meio do índice de modulação do inversor, permitindo valores percentuais de queda de tensão que dependem da tensão disponível na entrada e da tensão nominal do motor. Nesse contexto, uma importante discussão sobre diferentes percentuais de queda de tensão é realizada na seção 5.3.

#### 2.4.2.2. Média Tensão

A NBR 14039 estabelece que a queda de tensão em regime permanente entre a origem de uma instalação e qualquer ponto de utilização deve ser menor ou igual a 5%. Esse valor é considerado no dimensionamento dos cabos para os motores de média tensão.

#### 2.4.2.3. Cálculo da Queda de Tensão

No sistema de acionamento tradicional, a queda de tensão no cabo CA,  $\Delta V_{ca}$  [%], é expressa como:

$$\Delta V_{ca} = \frac{\sqrt{3} l_c I_{ca} (R_{ca} \cos \phi + X_{ca} \sin \phi)}{V_{l,mot}} * 100(\%) \quad (2.28)$$

onde  $l_c$  [m] é o comprimento do cabo,  $I_{ca}$  [A] é a corrente de fase eficaz fundamental,  $R_{ca}$  e  $X_{ca}$  [ $\Omega$ /m] são a resistência CA e a reatância do condutor,  $\phi$  é o ângulo do fator de potência da carga, e  $V_{l,mot}$  [V] é a tensão de linha eficaz nominal do motor.

No sistema de acionamento alternativo, a queda de tensão no cabo CC,  $\Delta V_{cc}$  [%], é exclusivamente resistiva, conforme mostrada na seguinte equação:

$$\Delta V_{cc} = \frac{2R_{cc}l_c I_{cc}}{V_{cc}} * 100(\%) \quad (2.29)$$

em que  $R_{cc}$  [ $\Omega/m$ ] é a resistência CC do condutor por unidade de comprimento,  $I_{cc}$  [A] é a corrente média nos cabos CC e  $V_{cc}$  [V] é a tensão média no barramento CC.

#### 2.4.3. Critério Econômico

Os critérios de ampacidade e de queda de tensão visam obter a seção mínima do condutor que os atendam. Dessa maneira, reduz-se o investimento inicial na compra dos cabos. Contudo, esses cabos estarão sujeitos a perdas elétricas durante toda a sua vida útil e a despesa futura dessas perdas impacta na seleção do cabo por critérios econômicos. Cabos de seções menores possuem resistências maiores e, conseqüentemente, maiores perdas. Por outro lado, cabos de seções maiores possuem menores perdas, mas são mais caros. Essa relação inversamente proporcional entre o investimento inicial e as despesas futuras representa um problema de otimização de custo e cabe ao projetista do sistema encontrar a chamada seção econômica do cabo a partir de equações e definição de valores a diversos parâmetros. A Figura 2.4 mostra essas relações de custos em função da seção nominal do cabo.

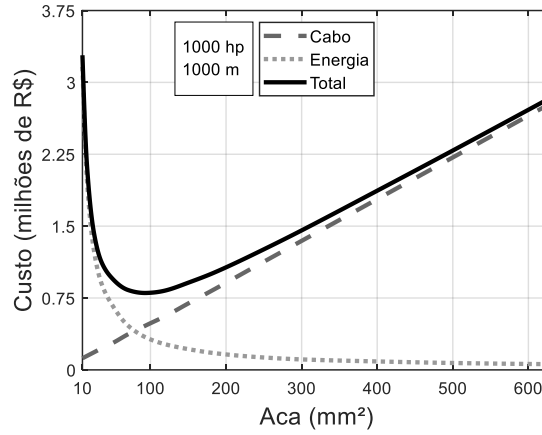


Figura 2.4 - Custos (em milhões de reais) do cabo, da energia e o total para o sistema em função da seção nominal.

O custo total ( $CT$ ) ao se considerar tanto o preço inicial na compra e instalação dos cabos ( $CI$ ) como os gastos trazidos a valor presente com a energia devido às perdas elétricas durante toda a sua vida útil ( $CJ$ ) pode ser definido como:

$$CT = CI + CJ \quad (2.30)$$

onde esses parâmetros são quantidades financeiras e expressos genericamente em unidades monetárias arbitrárias [\$], e nos estudos de caso como unidades verdadeiras, [R\$] ou [US\$], por exemplo.

O parâmetro  $CI$  deve ser representado por uma função linear ajustada ao custo dos cabos, tal que:

$$CI(S) = (A * S' + C_{cabo}) * l_c \quad (2.31)$$

onde  $A$  [\$/ (m. mm²)] é o coeficiente que relaciona o custo com a seção do condutor,  $S'$  [mm²] é o termo que representa a área da seção transversal do condutor,  $C_{cabo}$  [\$] é o coeficiente que representa o valor base do cabo e  $l_c$  [m] é o comprimento do cabo. Nesta tese, o cômputo do investimento inicial considera somente os preços dos cabos e não engloba os custos com suportes e mão-de-obra de instalação. Isso porque o objetivo é analisar a viabilidade econômica entre duas topologias e esses custos são considerados similares para ambos.

Para exemplificar o cálculo desses coeficientes, o preço de um cabo unipolar comercial blindado de 3,6/6 kV para várias seções é mostrado na Tabela 2.3, onde  $A(S_i)$  é dado para cada seção por:

$$A(S_i) = \frac{\$(S_i) - \$(S_{i-1})}{S_i - S_{i-1}} \quad (2.32)$$

onde  $\$(S_i)$  é o preço do cabo de seção  $S_i$  calculado a partir da segunda seção disponível. O coeficiente  $A$  pode ser dado pela média de todos os seus valores, enquanto o  $C_{cabo}$  é obtido pela diferença entre o produto de  $A * S'$  e o preço do cabo da primeira seção disponível. Nesse caso, tem-se  $A = 1,40 \text{ R}\$/(\text{m}.\text{mm}^2)$  e  $C_{cabo} = 26,46 \text{ R}\$$ . Portanto, a função linear de custo desse cabo é:

$$CI(S) = (1,40 * S' + 26,46) * l_c \quad (2.33)$$

Essa é a forma mais simples de se obter os coeficientes da função linear do custo dos cabos e advém do método por diferenças divididas de Newton considerando um polinômio interpolador de primeiro grau. O método de se utilizar a média para calcular  $A$  e o valor da primeira seção disponível para calcular  $C_{cabo}$  é bastante simples e direto, mas gera pequenos erros entre os valores obtidos pela função linear e o valor real dos cabos, conforme exhibe a última coluna da Tabela 2.3. Contudo, essa diferença não afeta o resultado, pois a seção econômica obtida não corresponde a um valor padronizado. Considera-se sempre a primeira seção inferior e a primeira superior a esse valor, sendo uma delas a seção econômica nominal de fato, o que elimina qualquer efeito desse erro.

Na presente pesquisa, assume-se que o preço do cabo CA é o triplo do valor do cabo unipolar da sua respectiva seção nominal, enquanto o cabo CC é o dobro. Neste caso, o valor do coeficiente  $A$  deve ser multiplicado por três ou dois, respectivamente.

Tabela 2.3 – Preço real do cabo unipolar em função da seção nominal, o calculado pela função linear interpoladora e a diferença entre eles.

Seção [ $mm^2$ ]	Preço [R\$]	$A(S_i)$	$CI(S)$	Diferença
10	40,43	-	40,43	0%
16	48,59	1,36	48,81	0%
25	60,82	1,36	61,39	1%
35	74,41	1,36	75,36	1%
50	93,39	1,27	96,32	3%
70	123,48	1,50	124,26	1%
95	156,02	1,30	159,19	2%
120	187,56	1,26	194,13	4%
150	231,1	1,45	236,04	2%
185	281,1	1,43	284,95	1%
240	361,71	1,47	361,79	0%
300	448,78	1,45	445,63	-1%
400	593,9	1,45	585,35	-1%
500	739,02	1,45	725,07	-2%
630	927,68	1,45	906,71	-2%

O custo relacionado às perdas,  $E_c$  [\$], depende da tarifa de energia e pode ser calculado por:

$$E_c = P_l * T * C_e \quad (2.34)$$

onde  $P_l$  [ $kW$ ] é a perda elétrica nos condutores,  $T$  [horas] é o tempo de operação do sistema durante o período considerado e  $C_e$  [\$/ $kWh$ ] é o preço da tarifa de energia. É vantajoso assumir um período equivalente a um ano visando facilitar o cálculo posterior do montante total referido a valor presente.

Tratando-se de uma despesa a longo prazo refletida nas contas mensais de energia elétrica, é necessário converter todo o seu montante para valores atuais, isto é, valores equivalentes na data da compra dos cabos para permitir a combinação de ambos os custos. O conceito de valor presente é uma ferramenta bem conhecida para estimar o valor atual de custos a longo prazo. Fixando uma taxa de juros anual,  $i$  [%], um período em anos,  $n$  [anos], e uma taxa de aumento anual no preço da energia,  $b$  [%], é possível calcular o valor presente do custo de energia,  $CJ$  [\$], pela seguinte fórmula:

$$CJ = E_c \frac{1 - \left(\frac{1+b}{1+i}\right)^n}{(i-b)} \quad (2.35)$$



onde  $E_c$  [\$] é o custo da energia anual devido às perdas, dado pela equação (2.34).

A equação (2.30) pode ser escrita como:

$$CT = \underbrace{(A * S' + C_{cabo}) * l_c}_{\hat{C}_I} + \underbrace{P_l * F}_{\hat{C}_J} \quad (2.36)$$

onde:

$$F = T * C_e \frac{1 - \left(\frac{1+b}{1+i}\right)^n}{(i-b)} \quad (2.37)$$

Supondo apenas perdas elétricas devido à corrente fundamental e escrevendo-as em função da seção do condutor, tem-se:

$$CT = (A * S' + C_{cabo}) * l_c + n_c * R * I_n^2 * l_c * F$$

$$CT = (A * S' + C_{cabo}) * l_c + n_c * \frac{\rho_\theta}{S'} * 10^6 * B_f * I_n^2 * l_c * F \quad (2.38)$$

onde  $n_c$  é o número de condutores,  $\rho_\theta$  é a resistividade do material na temperatura de operação do condutor,  $B_f = (1 + y_s + y_p)(1 + \lambda_1 + \lambda_2)$  é o fator que contempla os efeitos pelicular e proximidade e as perdas elétricas na blindagem e na armadura metálica na frequência fundamental e  $I_n$  [A] é a corrente nominal da carga.

Em casos que a carga varia durante seu regime de funcionamento, é necessário incluir o fator de carga como um termo multiplicativo da corrente, conforme explicitado na seção 2.5.2.ii)a. Para o cálculo de  $\rho_\theta$  assume-se que  $\rho_{20} = 18,35 \cdot 10^{-9}$  para um condutor de cobre. Este é um valor sugerido pela norma para que as resistências dos condutores possam ser calculadas diretamente da seção geométrica nominal do condutor, em vez de usar as áreas reais efetivas da seção transversal. Na presente pesquisa, o valor de  $B_f$  não foi considerado porque ele depende de uma estimativa inicial da seção econômica e de atualização de cálculos, tornando o processo laborioso, sendo que o resultado para a seção econômica nominal (a primeira maior ou menor que a calculada) praticamente independe de sua consideração.

Dessa forma, a seção econômica,  $S_{ec} [mm^2]$ , pode ser obtida igualando a zero a derivada da equação (2.38) em relação a  $S'$ , obtendo-se:

$$S_{ec} = 1000 \sqrt{\frac{n_c * \rho_\theta * B_f * I_n^2 * F}{A}} \quad (2.39)$$

Caso as componentes harmônicas sejam relevantes, é necessário incluí-las na equação anterior, escrevendo-a como:

$$S_{ec} = 1000 \sqrt{\frac{3 * \rho_\theta * F * (B_f I_{ca}^2 + \sum_h B_h I_h^2)}{A}} \quad (2.40)$$

No caso da topologia alternativa, tem-se:

$$S_{ec} = 1000 \sqrt{\frac{2 * \rho_\theta * F * (I_{cc}^2 + \sum_h B_h I_h^2)}{A}} \quad (2.41)$$

A seção econômica obtida por essas equações não corresponde a um valor padronizado, sendo necessário testar as seções imediatamente inferior e superior para determinar a seção econômica nominal.

## 2.5. Viabilidade Econômica

A viabilidade econômica da topologia de acionamento em corrente contínua é definida pela estimativa de redução dos custos relacionados a sua implementação em determinado sistema comparando-os aos da topologia tradicional.

Basicamente, as duas topologias de acionamento se diferem pelo número de cabos de potência e a estrutura e a localização dos conversores. Sendo assim, os seguintes custos devem ser estimados para cada topologia:

- Custo de aquisição dos cabos de potência.
- Custo de instalação dos cabos.

- Custo do consumo de energia elétrica associado às perdas por efeito Joule nos cabos ao longo dos anos de sua vida útil durante a operação do sistema.
- Custo dos conversores.
- Custo de dispositivos extras, como filtros.
- Custo de manutenção: cabos e conversores.

Nesta tese, os estudos se concentram na comparação entre ambas as topologias dos custos relacionados ao investimento inicial na compra dos cabos e das estimativas dos custos a longo prazo das perdas elétricas nos condutores que são contabilizados nas faturas de energia elétrica mensais. As características dos diversos componentes do sistema de acionamento interferem nesses custos, como as especificações do motor (potência, tensão, fator de potência e rendimento), o comportamento da carga (fatores de carga e de utilização), a distância do acionamento (comprimento dos cabos), a topologia dos conversores, entre outros. Essas características também impactam diretamente na intensidade e no nível de distorção harmônica das correntes que, por sua vez, influenciam no dimensionamento dos cabos e nas perdas elétricas.

Em relação ao custo de instalação dos cabos, tanto em termos da estrutura de suporte como a mão-de-obra, estima-se que, em grande parte dos sistemas, ele seja relativamente menor na topologia proposta, devido à necessidade de um cabo a menos para a transmissão em corrente contínua. Contudo, considerando a dificuldade em estimar esse custo e que, em termos de valores absolutos, ele não impacta tanto na economia final quanto os demais, ele é desconsiderado.

A respeito do preço dos conversores, não é possível afirmar em valores precisos o quanto ele poderia ser maior na topologia alternativa. O fato é que nessa topologia a estrutura inversora deve estar localizada próxima à carga, operando em condições mais adversas de temperatura, umidade e vibração, requerendo melhor grau de isolamento e componentes mais robustos e, possivelmente, mais caros. Esse tema foi analisado detalhadamente em uma linha de pesquisa conduzida pelo mesmo grupo (Silva, 2023). É importante ressaltar que os resultados obtidos na atual tese, caso mostre reduções significativas nos custos relacionados aos cabos ao implementar a nova topologia em relação à tradicional, incentivará pesquisas

adicionais, construção de protótipos e comercialização de conversores específicos para essa aplicação. O custo com dispositivos extras, como filtros, entra nessa abordagem, uma vez que eles compõem o valor final dos conversores.

Dada a introdução a respeito dos custos envolvidos na indicação de uma possível economia ao implementar a topologia alternativa de acionamento, as seções seguintes especificam a metodologia empregada para se determinar os custos envolvendo a aquisição dos cabos e as perdas elétricas.

#### 2.5.1. Custo dos Cabos

Numa primeira análise superficial, a viabilidade econômica da utilização da topologia de acionamento em corrente contínua em vez da topologia tradicional parece ser bastante promissora, especialmente em casos de acionamentos de longa distância. Isso ocorre devido à redução de três para dois do número de cabos necessários para transmitir a potência ao motor. Essa redução resultaria em uma economia de 33% no investimento na aquisição de cabos para determinado sistema, desde que ambas as topologias empregassem condutores de mesma seção transversal.

No entanto, ao aplicar os critérios de dimensionamento para os condutores em cada uma das topologias, é comum que eles tenham seções nominais diferentes. Isso significa que a economia ao utilizar a topologia de acionamento proposta pode variar, podendo ser maior ou menor que 33%. Em alguns casos críticos, o investimento em cabos nessa topologia pode até ser maior do que na topologia tradicional.

Nos estudos de sistemas de acionamento em baixa tensão apresentados por V. C. de Paula & de Paula (2018), nos quais foram considerados motores de 5 hp, 50 hp e 100 hp, cuja distância de acionamento varia de 0 até 200 m a fim de embasar algumas análises, constatou-se que a configuração proposta proporcionaria uma economia de cobre em grande parte da faixa de comprimentos considerada. Contudo, no sistema composto por um motor de 5 hp e distâncias de acionamento entre 122 m e 133 m, as seções dos condutores, definidas por critérios de dimensionamento específicos seriam de 2,5 mm<sup>2</sup> na topologia alternativa e de

1,5 mm<sup>2</sup> na tradicional. Sendo assim, apesar da configuração de acionamento tradicional empregar um cabo a mais, ela ainda utilizaria cerca de 11% a menos de cobre naquela faixa de comprimentos específica. Nesse cenário particular, a presença de uma alta distorção harmônica nas correntes que fluem pelo cabo CC foi responsável pela adoção de bitolas maiores para os condutores da topologia alternativa. Portanto, a seção nominal dos condutores tem um impacto significativo na estimativa de custos e economia.

Nesse estudo, duas fórmulas são sugeridas para se estimar a economia no custo de aquisição de cabos ao se comparar ambas as topologias: economia em porcentagem de cobre e economia em valores absolutos de moeda (reais ou dólares, por exemplo).

#### i) Economia em porcentagem de cobre

A economia em porcentagem de cobre é um parâmetro do quanto se espera economizar ao empregar a configuração proposta em termos de aquisição de cabos em relação ao valor que seria gasto na tradicional, mas sem especificar valores em moeda. Ele é um indicador relevante pois reflete a eficácia do sistema de acionamento alternativo em reduzir o investimento inicial em cabos e não depende do conhecimento dos preços comerciais dos cabos. A seguinte fórmula expressa a economia de cobre em porcentagem:

$$\eta_{cabo} = \left(1 - \frac{2A_{cc}}{3A_{ca}}\right) * 100(\%) \quad (2.42)$$

onde  $A_{cc}$  é a seção nominal dos condutores CC dimensionados para a topologia alternativa e  $A_{ca}$  é a seção nominal dos condutores CA para o caso da topologia tradicional.

#### ii) Economia em valores absolutos de moeda

Embora a porcentagem de economia de cobre seja um indicador útil, em muitas ocasiões é necessário dispor de um valor monetário concreto, a fim de se

adicionar aos demais custos e obter uma economia final quantificável. Conhecendo os preços comerciais de cabos praticados, pode-se, então, determinar a economia com os cabos da seguinte forma:

$$E = (3\$_{ca} - 2\$_{cc}) * l_c \quad (2.43)$$

onde  $\$_{cc}$  é o custo por metro do cabo unipolar CC dimensionado para a topologia em transmissão CC,  $\$_{ca}$  é o custo por metro do cabo unipolar CA dimensionado para a topologia tradicional e  $l_c$  [m] é o comprimento do cabo.

### iii) Exemplo

Seja um sistema de acionamento em média tensão de 900 m de extensão composto por um motor de 1000 hp, cujos condutores, definidos por critérios de dimensionamento específicos, sejam de 25 mm<sup>2</sup> para a configuração alternativa e 35 mm<sup>2</sup> para a tradicional.

Aplicando a equação (2.42) pode-se concluir que a adoção da topologia proposta resultaria em uma redução de 52,38% na quantidade de cobre necessária. Ou seja, há um indicativo que ela é bastante eficaz em reduzir o investimento inicial nos cabos de potência.

Considerando um preço por metro de cabo de R\$ 60,82 para a seção de 25 mm<sup>2</sup> e de R\$ 74,41 para a seção de 35 mm<sup>2</sup>, ao utilizar a equação (2.43), chega-se a um valor estimado de economia de R\$ 91.431,00. Esse valor pode ser somado às diferenças dos custos de energia e do preço dos conversores das duas configurações e, possivelmente do filtro, para se obter um valor final de economia.

É importante comentar que o valor de R\$ 91.431,00, representa uma economia de 45,51% no investimento inicial e não de 52,38%. Essa diferença acontece porque o custo do cabo por metro não segue uma relação linear entre preço e seção nominal. Embora essa diferença exista, a economia de cobre em porcentagem é um excelente estimador de redução de custo de aquisição de cabos.

### 2.5.2. Custo das Perdas Elétricas

Outro fator muito importante que impacta na viabilidade econômica do sistema de acionamento proposto é o consumo de energia elétrica decorrente das perdas por efeito Joule nos condutores. Esse efeito descreve a dissipação de energia na forma de calor quando a corrente elétrica passa pelo condutor devido à sua própria resistência. Essas perdas são significativas principalmente para acionamentos em longas distâncias.

A princípio, espera-se uma menor quantidade de perdas nos condutores do sistema alternativo em relação ao tradicional devido à sua vantagem de possuir um cabo a menos. Contudo, em determinadas circunstâncias, quando a seção dos condutores na topologia tradicional é maior que na alternativa ou quando as perdas devido às componentes harmônicas na transmissão CC são significativas, existe a possibilidade de que as perdas nos condutores na configuração proposta sejam superiores.

É importante mencionar também que há uma relação inversamente proporcional entre os custos com a aquisição dos cabos e os custos com as perdas elétricas nos condutores. Isso ocorre porque, se por um lado, condutores de seções transversais menores requerem um menor investimento inicial na compra dos cabos; por outro, quanto menor for a seção dos condutores, maior é a sua resistência elétrica e, conseqüentemente, maiores serão as perdas de energia ao longo dos anos de operação do sistema de acionamento.

Nos estudos de sistemas de baixa-tensão (480 V) e motores de 5 hp, 50 hp e 100 hp, conduzidos por V. C. de Paula & de Paula (2018), concluiu-se que ocorreria uma redução das perdas nos condutores em grande parte das distâncias de acionamento consideradas, compreendidas entre 0 e 200 m. Entretanto, em duas situações específicas, verificou-se um aumento dessas perdas no sistema alternativo. No caso do motor de 50 hp, constatou-se que as perdas seriam maiores na topologia alternativa em distâncias de até 86 m devido à presença significativa de componentes harmônicas na corrente contínua. Nessa faixa de comprimentos de cabo ambas as topologias empregariam seções de 10 mm<sup>2</sup>, segundo os critérios de dimensionamentos adotados. No caso do motor de 100 hp, em uma pequena faixa de comprimentos também se verificou um provável aumento das perdas no

sistema alternativo. No entanto, diferentemente do caso anterior, esse aumento ocorreria devido à diferença nas seções nominais: enquanto a topologia alternativa empregaria condutores de 35 mm<sup>2</sup>, a tradicional exigiria condutores de 50 mm<sup>2</sup>. Essa diferença nas seções aumentaria a economia na aquisição dos cabos para a topologia alternativa, mas acarretaria um aumento das perdas elétricas.

Outras análises realizadas na mesma publicação em quatro sistemas reais na indústria de mineração, com o objetivo de avaliar a viabilidade econômica da topologia alternativa, mostraram que em dois dos quatro casos os custos associados às perdas elétricas nessa topologia seriam mais elevados do que na tradicional. Contudo, o aumento do custo com as perdas não ultrapassaria a economia alcançada na aquisição dos cabos. Portanto, concluiu-se que a topologia alternativa seria bastante atrativa do ponto de vista econômico.

Com base nas considerações realizadas até o momento, fica evidente a importância de se quantificar o custo associado às perdas elétricas, pois ele pode aumentar ou diminuir significativamente a economia total obtida com a topologia proposta.

Tratando-se de um custo a longo prazo refletido nas contas mensais de energia elétrica, é necessário converter todo o seu montante para valores atuais, isto é, valores equivalentes na data em que a instalação é adquirida. Sendo assim, seu cálculo foi dividido em três etapas: determinação da potência dissipada nos cabos, cálculo do custo de energia anual devido a essas perdas e a conversão do montante total desse custo ao longo dos anos de operação do sistema referido ao momento de aquisição do sistema.

#### i) Determinação das perdas elétricas

Grande parte da potência dissipada nos condutores ocorre nos longos cabos do sistema de acionamento devido à circulação da componente principal da corrente, responsável por fornecer a potência útil ao motor. No caso da topologia alternativa, essa é a corrente média ou CC de saída do retificador, e na topologia tradicional, é a corrente fundamental CA de saída do inversor.



Outra parcela menor responsável pelas perdas nos condutores advém das componentes harmônicas das correntes, causadas pela atuação dos conversores. A intensidade dessas componentes em relação à principal depende da topologia e das estratégias de controle desses conversores, da frequência de comutação, da presença de filtros, das características e do comprimento dos cabos, entre outros fatores; de modo que a dissipação de potência devido à distorção harmônica pode ou não ser significativa em cada uma das configurações de acionamento.

Dessa maneira, a potência total dissipada nos cabos longos em cada uma das topologias é dada por:

$$P_{l,cc} = \frac{2}{1000} \left( R_{cc} I_{cc}^2 + \sum_h R_h I_h^2 \right) * l_c \quad (2.44)$$

$$P_{l,ca} = \frac{3}{1000} \left( R_{ca} I_{ca}^2 + \sum_h R_h I_h^2 \right) * l_c \quad (2.45)$$

em que  $P_{l,cc}$  e  $P_{l,ca}$  [kW] são as potências dissipadas nos cabos na topologia alternativa e tradicional,  $I_{cc}$ ,  $I_{ca}$  e  $I_h$  [A] representam as componentes média, eficaz da fundamental e eficaz de cada uma das harmônicas de suas respectivas correntes, e  $R_{cc}$ ,  $R_{ca}$  e  $R_h$  [ $\Omega/m$ ] caracterizam as resistências oferecidas para cada uma dessas correntes.

Caso a distorção harmônica das correntes em uma das topologias ou em ambas não seja significativa, pode-se considerar apenas a potência dissipada pela componente principal da corrente (a componente CC no caso da topologia alternativa e a fundamental na topologia tradicional). O capítulo 3 trata da caracterização desse conteúdo harmônico e premissas para a especificação de filtros LC.

Para efeito de melhor entendimento do conteúdo harmônico sob o qual as configurações de acionamento estão sujeitas, pode-se exibir alguns resultados obtidos em de Castro et al. (2011) para sistemas de baixa tensão (440 V) com motores de 5 hp e 100 hp. Nesse estudo, as correntes CC da topologia proposta apresentaram uma alta distorção harmônica, não obstante a inclusão de um reator

na saída do retificador. À medida que comprimentos de cabos maiores eram considerados, o fator de ondulação se reduzia; contudo, mesmo para 1 km de cabo, a ondulação ficou acima de 30% e 15% para os motores de 5 cv e 100 cv, respectivamente. Essa alta distorção harmônica influenciou tanto no dimensionamento dos condutores, reduzindo a economia com a aquisição de cabos, como no aumento das perdas elétricas nos condutores. Na topologia tradicional, por sua vez, as perdas causadas pelo conteúdo harmônico não foram significativas, representando menos de 1% das perdas totais. A partir dos resultados obtidos para sistemas de baixa tensão, pode-se argumentar a necessidade da correta inclusão das perdas devido ao conteúdo harmônico, que podem ser significativas também para os sistemas de média tensão. Outra alternativa consiste no emprego de um reator no link CC com especificação adequada para atenuar significativamente o conteúdo harmônico, reduzindo as perdas elétricas e os requisitos relacionados à seção nominal do cabo. A especificação desse reator é abordada no Capítulo 3.

## ii) Custo de energia

Uma vez que as perdas elétricas nos condutores representam um consumo de potência pelo sistema, elas impactam diretamente na fatura de energia elétrica mensal. Dois fatores importantes influenciam na estimativa desse custo:

- Como a potência dissipada nos condutores é proporcional à intensidade de corrente requerida pelo motor, há uma variação em seu valor ao longo do ciclo de operação da carga. Portanto, é necessário conhecer ou estimar o comportamento da carga.
- A conversão do consumo de energia em custo dado por valores monetários depende da tarifação aplicada na unidade consumidora que contém os sistemas de acionamento analisados. Sendo assim, é fundamental identificar a dinâmica tarifária do local e aplicá-la corretamente.

### a. Comportamento da carga

O comportamento da carga pode ser descrito simplificado por meio de dois parâmetros, o fator de carga e o fator de utilização, tais que:

- O fator de carga refere-se à razão entre a potência requerida pela carga e a potência nominal do motor.
- O fator de utilização pode ser definido como a porcentagem do tempo em que a carga está trabalhando em relação ao período total de operação do sistema.

Por exemplo: uma bomba de drenagem acionada por um motor de 100 hp, mas que pelas características de operação do sistema requer apenas 80 hp, possui um fator de carga de 80%. Caso ela esteja operando em uma indústria de mineração durante 75% do tempo de operação do sistema, que é de 24 horas, as perdas devem ser contabilizadas para 18 horas por dia.

O fator de carga impacta o valor da corrente que circula no cabo longo no sistema em transmissão CC ( $I_{cc}$ ) e tradicional ( $I_{ca}$ ), bem como as correntes harmônicas a elas proporcionais. Neste trabalho, todas as perdas foram calculadas assumindo a corrente no cabo CC como  $I_{cc} * FC$ , em que  $FC$  é o fator de carga. O fator de utilização,  $FU$ , foi considerado no tempo de operação do sistema.

#### b. Tarifação

Em norma regulamentada pela Aneel, as tarifas variam de acordo com o grupo e subgrupo da unidade consumidora (ex.: grupo A, subgrupo A2: tensão de conexão entre 88 kV e 138 kV), da bandeira tarifária (ex.: verde ou azul) e do posto tarifário (ponta e fora de ponta, caso aplicável). O período de ponta é composto por 3 horas diárias consecutivas definidas pela distribuidora aplicando-se nos dias úteis. Cabe ao projetista definir corretamente o valor atual da tarifa.

Sendo assim, o custo de energia, pode ser calculado conforme expresso na equação (2.34). Deve-se considerar os fatores de carga e utilização nesse cálculo. Caso o comportamento da carga não possa ser descrito de forma simplificada tal como proposto, pode-se considerar o pior cenário de consumo de energia, isto é,

assumir o valor nominal de corrente do motor durante o período total de operação do sistema.

### iii) Valor presente do custo de energia

O cálculo do valor presente é exatamente o mesmo mostrado na equação (2.35). Ao trazer o custo de energia para valor presente, permite-se compará-lo ao preço dos cabos, resultando em uma economia final.

## 2.6. Conclusões

Neste capítulo, foi apresentada a metodologia, juntamente com suas formulações e os principais aspectos, que serão empregados nos capítulos seguintes.

# CAPÍTULO 3 - CARACTERIZAÇÃO DO CONTEÚDO HARMÔNICO E AMPACIDADE DO CABO CC

## 3.1. Introdução

A tensão e a corrente contínua, resultantes do processo de retificação, são formas de onda unidirecionais que apresentam, além da componente CC ou valor médio, ondulações (*ripple*) devido à presença de componentes alternadas ou harmônicas. Nos sistemas de acionamento tradicionais, essas ondulações impactam a distorção harmônica total (*total harmonic distortion – THD*) da corrente CA de entrada requisitada da rede de distribuição. Por conseguinte, os fabricantes adotam várias medidas para suavizá-las, como: reatores de linha CA (*AC line reactor*) ou reatores no link CC (*DC choke*), aumento no número de pulsos do retificador (com o emprego de transformadores defasadores), filtros ativos, filtros passivos LC ou LCL na entrada e conversores com entrada ativa (*active front end – AFE*), dentre outras. A Tabela 3.1 apresenta uma comparação dessas alternativas. A solução é escolhida com base em um equilíbrio entre sua viabilidade econômica e conformidade aos requisitos de harmônicos, que podem ser critérios específicos da instalação ou recomendações normativas, como as estabelecidas pela norma IEEE 519. Normalmente, tal relação de compromisso depende da tensão e da potência do sistema.

Tabela 3.1 – Comparação entre soluções para redução de harmônicos.

Solução	Seis pulsos					Doze pulsos	Dezoito pulsos	AFE
	Sem filtro	Reator CC	Reator CA	Filtro passivo	Filtro ativo			
THD <sup>1,2</sup>	>80%	>30%	>40%	<10%	<5%	<14%	<6%	<5%
Eficiência <sup>2</sup>	98%	98%	97,5%	97%	>97%	97%	97%	96%
Tamanho <sup>2</sup>	0,8	1	1,5	1,5-2,5	2,5-3	2,5-4,5	3-5	3-4,5
Custo <sup>1</sup>	0,8	1	1,5	1,6	1,9	1,7	>1,7	1,6

<sup>1</sup>(ABB Drives, 2017)

<sup>2</sup>(WEG, 2019)

No caso dos sistemas de acionamento por transmissão em corrente contínua, a caracterização, o impacto e a mitigação do conteúdo harmônico da corrente CC

representam uma nova perspectiva de análise, pois esse conteúdo afeta consideravelmente o valor eficaz da corrente que circula pelos cabos longos, impactando o dimensionamento e as perdas elétricas condutores. Nesse caso, portanto, tanto a THD da corrente CA de entrada, como o fator de ondulação (*ripple factor* -  $RF$ ) da corrente CC, são parâmetros de referência para os critérios de especificação das medidas de mitigação harmônica. Dentre essas medidas, focar-se-á no emprego de retificadores de seis pulsos com reatores CC, dado que muitos fabricantes os utilizam como uma solução de prateleira para a maioria dos seus modelos de conversores de baixa tensão, bem como na caracterização do conteúdo harmônico para retificadores de doze ou mais pulsos, tipicamente adotados em conversores de média tensão. As demais soluções não fazem parte do escopo do presente trabalho e podem ser objeto de pesquisas futuras.

Sendo assim, este capítulo está organizado em seis seções principais: a seção 3.2 especifica a impedância base do acionamento, parâmetro de referência para os quais os valores de reatância do filtro percentuais são definidos; a seção 3.3 caracteriza o conteúdo harmônico da corrente no cabo CC de um sistema composto por um retificador de seis pulsos com filtro capacitivo puro ou filtro LC; a seção 3.4 faz essa caracterização para um sistema de doze pulsos; a seção 3.5 apresenta a capacidade de condução de corrente do cabo CC para cada um desses sistemas e a seção 3.6 resume as conclusões obtidas.

### 3.2. Impedância Base do Acionamento

A quantificação da mitigação do conteúdo harmônico alcançada com a inclusão de capacitores e reatores é apresentada em valor percentual de reatância em relação à impedância base do acionamento à plena carga, o que permite a generalização dos resultados encontrados. Essa impedância,  $Z_{acio}$  [ $\Omega$ ], é dada por:

$$\begin{aligned}
Z_{acio} &= \frac{V_l^2}{P_{cc}} \\
Z_{acio} &= \frac{V_l^2}{\frac{P_{mot}}{\eta_{mot} * \eta_{acio}}} \\
Z_{acio} &= \frac{V_l^2 * \eta_{mot} * \eta_{acio}}{P_{mot}}
\end{aligned} \tag{3.1}$$

onde  $V_l$  [V] é a tensão de linha eficaz da entrada,  $P_{cc}$  [W] é a potência no barramento CC,  $P_{mot}$  [W] é a potência nominal mecânica do motor, e  $\eta_{mot}$  e  $\eta_{acio}$  são as eficiências do motor e dos componentes do acionamento, respectivamente. Sendo assim, a reatância indutiva percentual,  $X_{l,\%}$  [%], é:

$$\begin{aligned}
X_{l,\%} &= 100 \frac{2\pi f L}{Z_{acio}} \\
X_{l,\%} &= 100 \frac{X_l}{Z_{acio}}
\end{aligned} \tag{3.2}$$

em que  $L$  [H] é a indutância do reator e  $f$  [Hz] é a frequência da rede. A reatância capacitiva percentual,  $X_{c,\%}$  [%], é:

$$\begin{aligned}
X_{c,\%} &= 100 \frac{1}{2\pi f C} \\
X_{c,\%} &= 100 \frac{X_c}{Z_{acio}}
\end{aligned} \tag{3.3}$$

onde  $C$  [F] é a capacitância do filtro.

Empregando essas relações, pode-se afirmar, por exemplo, que um sistema de acionamento com filtro LC, dimensionado com reatância indutiva de 5% e reatância capacitiva de 17%, resulta em uma THD de entrada de 40% e um RF de 25%. O caráter generalista do resultado reside no fato de que, quaisquer que sejam a potência do acionamento, a tensão de entrada e a frequência da rede, os valores de THD e RF permanecem inalterados para os mesmos valores percentuais de reatância capacitiva e indutiva. Identificar essa relação permite expandir as

análises para além de estudos de casos, potencializando os resultados exibidos e desenvolvidos ao longo deste trabalho.

Outra maneira usual de relacionar a capacitância à potência do sistema é através da relação  $\mu F/hp$ , isto é:

$$Relação \frac{\mu F}{hp} = \frac{C [\mu F]}{P_{cc} [hp]} \quad (3.4)$$

em que a capacitância está em microfarads e a potência elétrica do acionamento em *horsepower*. Contudo, como essa expressão não inclui a tensão e a frequência da rede, os resultados ficam restritos à informação desses parâmetros. Por exemplo,  $50 \mu F/hp$  representa 17% de reatância capacitiva para um sistema de 480 V e 60 Hz e 82% de reatância capacitiva para um sistema de 220 V e 60 Hz.

### 3.3. Conteúdo Harmônico do Sistema em Seis Pulsos

A Figura 3.1(a) e a Figura 3.1(c) exibem as formas de onda típicas para a corrente CC retificada e a corrente de entrada CA de um retificador trifásico de seis pulsos, destacando suas componentes média e fundamental, respectivamente. As amplitudes percentuais das suas harmônicas são exibidas na Figura 3.1(b) e Figura 3.1(d). Cabe ressaltar que, nesse sistema, foi adicionada uma reatância de 5%.



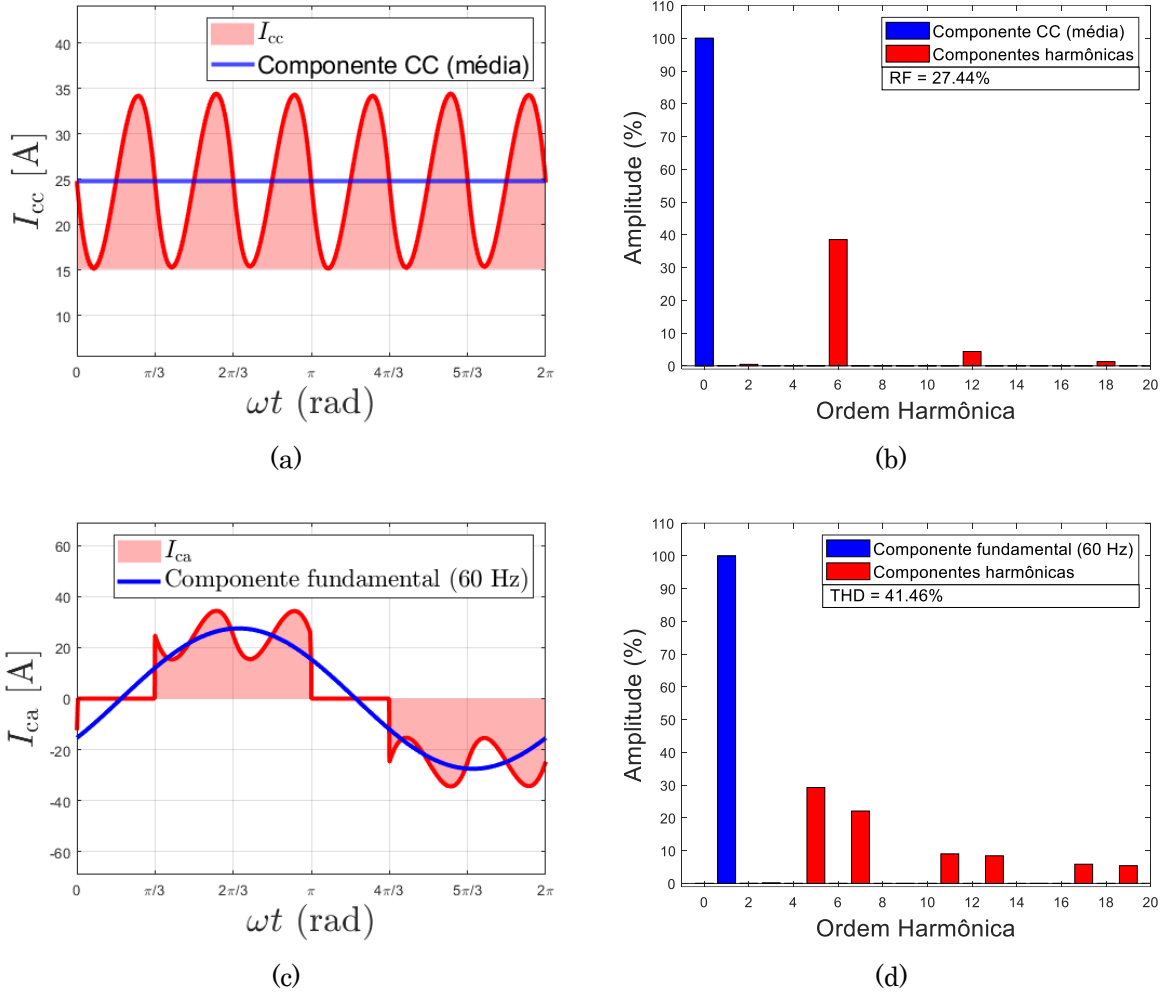


Figura 3.1 – Formas de onda da (a) corrente CC e seu (b) conteúdo harmônico, assim como da (c) corrente CA e seu (d) conteúdo harmônico.

Nas próximas subseções são desenvolvidas soluções para a determinação da THD e do RF a partir de análises de circuitos para o sistema de seis pulsos. A metodologia envolve a determinação das formas de onda da tensão e corrente no domínio do tempo seguida pela determinação das componentes contínua e alternadas pela série de Fourier.

### 3.3.1. Simplificação do Circuito: Carga Resistiva

Nas análises conduzidas, assume-se que a capacitância do filtro capacitivo no link CC é suficientemente elevada de modo a fornecer um caminho de baixa impedância para o fluxo da corrente de entrada do inversor, composta por harmônicas nas bandas laterais das frequências múltiplas às do chaveamento.

Como resultado, a corrente que circula no cabo de corrente contínua é predominantemente composta pelas correntes produzidas pelo retificador. Nesse caso, o circuito composto pelo inversor e a carga (motor) pode ser substituído por uma carga resistiva de potência constante, tal que a potência CC seja igual à potência CA (assumindo o inversor com eficiência unitária). A Figura 3.2 ilustra o diagrama desse circuito. A validação dessa simplificação é exibida na seção 3.3.3.3 a partir da comparação do conteúdo harmônico da corrente CC em ambos os circuitos para diferentes percentuais de capacitância no link CC.

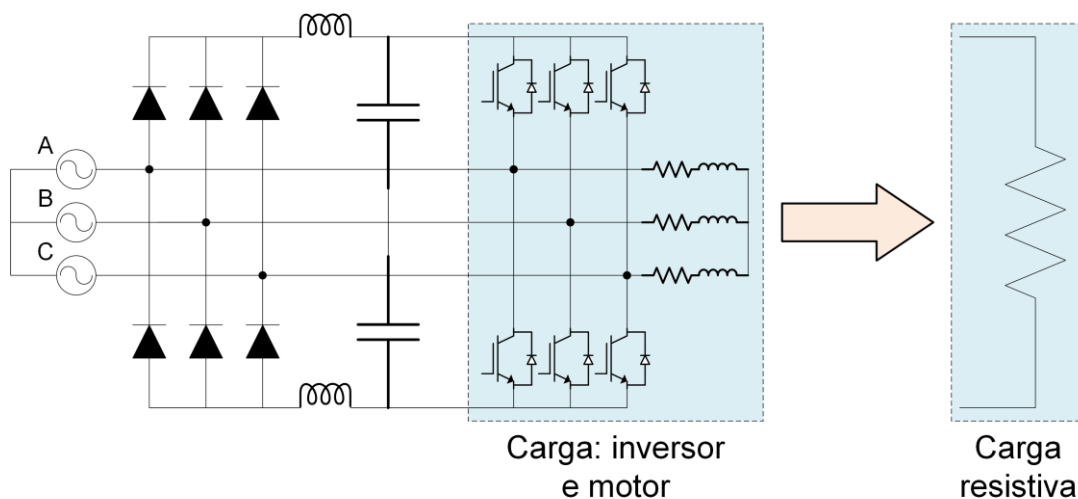


Figura 3.2 – Diagrama do circuito de seis pulsos assumido para as análises subsequentes.

### 3.3.2. Sistema de Referência de Baixa Tensão

Sendo os resultados generalizados, um sistema de acionamento em baixa tensão de referência precisa ser definido para embasar as análises e interpretações. Ele compõe-se de um motor de indução trifásico de 15 kW ( $\approx 20$  hp) e 440 V acionado por um conversor de frequência constituído por um retificador trifásico de seis pulsos a diodo (não-controlado) e um inversor de dois níveis em uma rede trifásica de 480 V. A Tabela 3.2 apresenta as especificações do motor elétrico.

Tabela 3.2 – Especificações do motor elétrico.

Potência	Tensão	Freq.	Polos	Rendimento (100% de carga)	Fator de Potência (100% de carga)	Velocidade Nominal	Corrente Nominal
15 kW	440 V	60 Hz	4	93%	0,81	1770 rpm	26,13 A

### 3.3.3. Filtro Capacitivo Puro

A análise do sistema composto unicamente do filtro capacitivo no link CC permite compreender o nível de distorção harmônica encontrado neste caso e justifica a adição do reator para suavizar as ondulações da corrente nos conversores tradicionais. A Figura 3.3 mostra a topologia desse sistema. Nas próximas subseções são apresentadas as análises no domínio do tempo e da frequência e os resultados obtidos a partir delas. Neste primeiro momento, a reatância do cabo no caso da topologia em transmissão CC é desconsiderada.

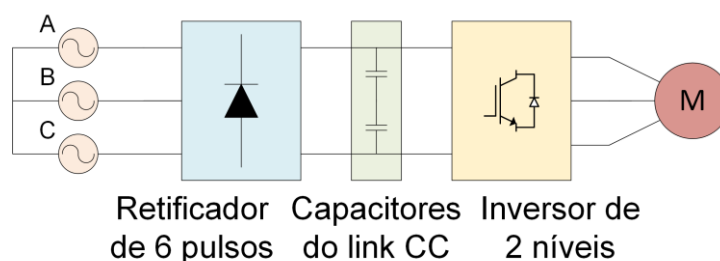


Figura 3.3 – Topologia do sistema de acionamento de seis pulsos com filtro capacitivo puro.

#### 3.3.3.1. Filtro Capacitivo: Análise no Domínio do Tempo

Dependendo da capacitância do filtro e da potência fornecida pelo circuito, o retificador opera sob um dos seguintes modos: condução contínua ou descontínua. Se a corrente CC se anula em cada período, a condução é descontínua; caso contrário, ela é contínua. A determinação do limiar entre esses dois modos tem interesse prático, pois o modo de operação descontínuo implica conteúdos harmônicos mais elevados. A Figura 3.4 exibe as formas de onda da tensão de linha da rede, da tensão retificada e da corrente CC, em ambos os modos.

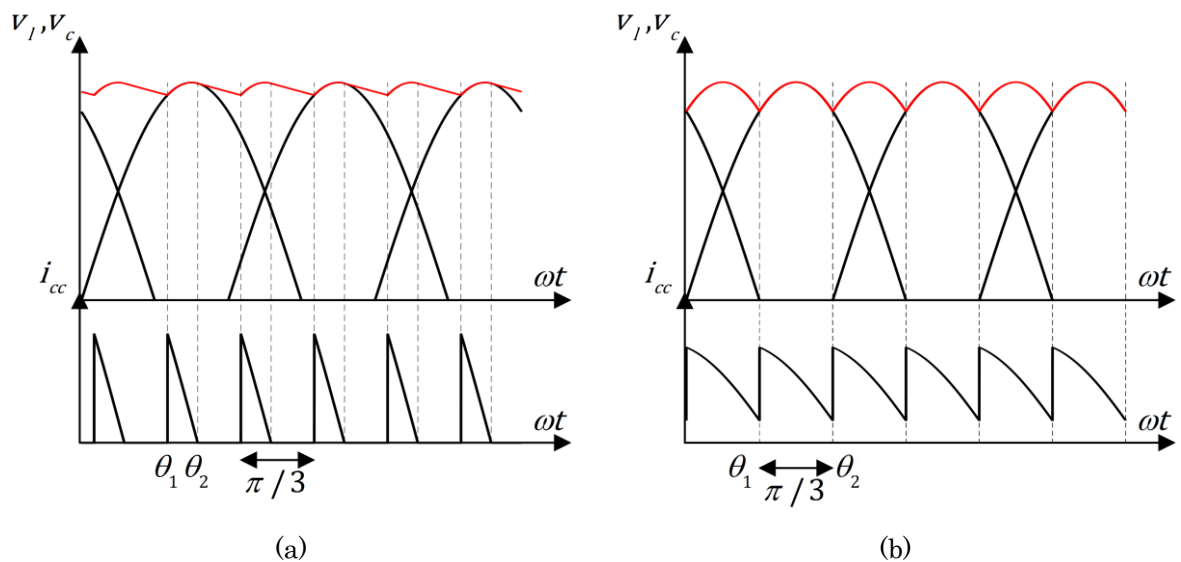


Figura 3.4 – Formas de onda da tensão de linha da rede, tensão retificada, e da corrente CC no retificador de seis pulsos com filtro capacitivo no: (a) modo descontinuo e (b) modo contínuo.

No intervalo de tempo em que a tensão de linha de entrada é maior que a tensão do capacitor, os diodos ficam polarizados diretamente e a energia é transferida da rede para o capacitor através da corrente CC, carregando-o; por outro lado, quando a tensão de entrada é menor que a tensão do capacitor, os diodos ficam polarizados reversamente, a corrente CC se anula, e a energia é transferida do capacitor para a carga, descarregando-o. Resumidamente, a constante de tempo  $RC$ , isto é, a carga e a capacitância, determinam os períodos de tempo em cada etapa. No presente contexto, esse  $R$  representa a resistência que dissipa a potência CC equivalente à potência CA da carga, composta pelo inversor e o motor. Portanto, cargas mais leves (equivalentes a maiores valores de  $R$ ) e capacitâncias maiores correspondem a menores períodos de descarregamento do capacitor, reduzindo sua variação de tensão, aumentando seu valor médio e reduzindo a componente constante da corrente CC para uma mesma potência. Nesse caso, maior é o período de valor nulo da corrente, implicando distorções harmônicas mais elevadas.

Calcular o conteúdo harmônico da corrente CC implica determinar sua forma de onda. A operação não-linear da estrutura não permite uma aplicação direta do método fasorial e uma análise a partir do transiente de tensão do capacitor se faz necessária. Inicialmente, assumindo o retificador operando no modo de condução descontinua, a corrente CC se torna positiva seis vezes por ciclo

da tensão fundamental de entrada. Sendo assim, define-se  $\theta_1$  como o ângulo de início de condução e  $\theta_2$  o ângulo de término de condução, que se repetem em períodos de  $\pi/3$  (ver Figura 3.4). No intervalo de tempo  $\theta_1 \leq \omega t \leq \theta_2$ , a corrente CC,  $i_{cc}(\theta)$ , é o resultado da corrente do capacitor,  $i_c(\theta)$ , somada à corrente da carga,  $i_R(\theta)$ , de modo que:

$$\begin{aligned}
 i_{cc}(\theta) &= i_c(\theta) + i_R(\theta) \\
 i_{cc}(\theta) &= \omega C \frac{dv_c}{d\theta} + \frac{V_{l,pico} \sen \theta}{R} \\
 i_{cc}(\theta) &= \omega C \frac{d(V_{l,pico} \sen \theta)}{d\theta} + \frac{V_{l,pico} \sen \theta}{R} \\
 i_{cc}(\theta) &= \omega C V_{l,pico} \cos \theta + \frac{V_{l,pico} \sen \theta}{R}
 \end{aligned} \tag{3.5}$$

onde  $\omega$  [rad/s] é a frequência angular da rede,  $v_c$  [V] é a tensão do capacitor e  $V_{l,pico} \sen \theta$  [V] é a tensão de entrada e  $R$  [ $\Omega$ ] é resistência da carga de potência equivalente ao acionamento.

No ângulo  $\omega t = \theta_2$ , os diodos param de conduzir, a corrente de entrada se anula e a corrente da carga é a corrente do capacitor, tal que:

$$\begin{aligned}
 i_c(\theta_2) &= -i_R(\theta_2) \\
 \omega C V_{l,pico} \cos \theta_2 &= -\frac{V_{l,pico} \sen \theta_2}{R} \\
 \theta_2 &= \pi + \tg^{-1}(-\omega RC) \\
 \theta_2 &= \pi + \tg^{-1}\left(\frac{-\omega V_{cc}^2 C}{P_{cc}}\right)
 \end{aligned} \tag{3.6}$$

em que a resistência  $R$  foi substituída por  $V_{cc}^2/P_{cc}$  para garantir uma carga de potência constante, sendo que  $V_{cc}$  [V] e  $P_{cc}$  [W] são a tensão média e a potência do barramento CC, respectivamente. Essa substituição é particularmente útil para a análise no contexto de sistemas de acionamento, cuja carga é uma resistência com potência equivalente à do acionamento (relembrar a Figura 3.2).

Como  $\theta_2$  depende de  $V_{cc}$ , determinar essa tensão também define o ângulo de fim da condução. Por essa razão,  $V_{cc}$  é considerado o valor desconhecido a ser

definido primeiramente. Portanto, as duas incógnitas são  $\theta_1$  e  $V_{cc}$  e podem ser determinadas a partir de um sistema de duas equações não lineares, dadas por:

$$V_{l,pico} \text{sen}(\theta_1 + \pi/3) = V_{l,pico} \text{sen}(\theta_2) e^{-\frac{(\theta_1 + \frac{\pi}{3} - \theta_2)}{\omega RC}}$$

$$\text{sen}(\theta_1 + \pi/3) - \text{sen}(\theta_2) e^{-\frac{(\theta_1 + \frac{\pi}{3} - \theta_2)}{\left(\frac{\omega V_{cc}^2 C}{P_{cc}}\right)}} = 0 \quad (3.7)$$

$$V_{cc} - \frac{6}{2\pi} \int_{\theta_1}^{\theta_2} V_{l,pico} \text{sen} \theta d\theta - \frac{6}{2\pi} \int_{\theta_2}^{\theta_1 + \frac{\pi}{3}} V_{l,pico} \text{sen}(\theta_2) e^{-\frac{(\theta - \theta_2)}{\left(\frac{\omega V_{cc}^2 C}{P_{cc}}\right)}} d\theta = 0$$

$$V_{cc} - \frac{3}{\pi} V_{l,pico} (\cos \theta_1 - \cos \theta_2) - \frac{3}{\pi} V_{l,pico} \text{sen}(\theta_2) \left(\frac{\omega V_{cc}^2 C}{P_{cc}}\right) \left(1 - e^{-\frac{\theta_2 - \theta_1 - \frac{\pi}{3}}{\left(\frac{\omega V_{cc}^2 C}{P_{cc}}\right)}}\right) = 0 \quad (3.8)$$

em que (3.7) representa a equação para o início de condução no próximo período,  $\omega t = \theta_1 + \pi/3$ , no ponto em que a tensão senoidal se iguala à tensão do capacitor de decaimento exponencial e constante de tempo  $RC$ ; (3.8) representa a equação para o valor médio da tensão de saída. O valor de  $\theta_2$  é substituído por (3.6).

A solução do sistema de equações composto por (3.7) e (3.8) pode ser facilmente obtida usando um software de cálculo numérico (ex.: *fsolve* do MATLAB). Como, no modo descontínuo, a tensão CC é ligeiramente superior à tensão de saída de um retificador de seis pulsos sem filtro capacitivo, sugere-se empregar  $V_{cc} = 1,35V_l$  como estimativa inicial para a tensão contínua desconhecida, garantindo uma rápida convergência do método numérico. Assim, obtendo-se  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $V_{cc}$ , a forma de onda da corrente CC é completamente caracterizada.

Nas análises tradicionais de circuitos retificadores, o valor da resistência é conhecido e fixado, enquanto a potência varia em função dos parâmetros do circuito. Sendo assim, para um mesmo valor de resistência, diferentes valores de capacitância resultam em respectivos valores de tensão média, o que impacta a potência dissipada. Por outro lado, as equações apresentadas nesta seção são especialmente relevantes para análises de sistemas de acionamento, uma vez que a potência CC que é a grandeza fixa. Essa potência pode ser igual ou

numericamente próxima à potência elétrica do motor ( $P_{cc} \approx P_{ca}$ ), dependendo da eficiência do inversor considerada.

Para sistemas com menores valores de capacitância proporcionais à potência ou para cargas mais leves para dado sistema, os ângulos  $\theta_2$  e  $\theta_1 + \pi/3$  se aproximam. Quando esses ângulos começam a se sobrepor, a corrente CC torna-se contínua. O limiar de continuidade acontece sob a condição de  $\theta_2 = 2\pi/3$ , de forma que:

$$\begin{aligned}
\pi + \tan^{-1}\left(\frac{-\omega V_{cc}^2 C}{P_{cc}}\right) &\geq 2\pi/3 \\
\pi + \tan^{-1}\left(\frac{-18\omega V_l^2 C}{\pi^2 P_{cc}}\right) &\geq 2\pi/3 \\
-\frac{18\omega V_l^2 C}{\pi^2 P_{cc}} &\geq \tan(-\pi/3) \\
\frac{P_{cc}}{\omega V_l^2 C} &\geq \frac{18}{\pi^2 \tan(\pi/3)} \\
\frac{P_{cc}}{\omega V_l^2 C} &\geq 1,05 \\
\frac{X_c}{Z_{acio}} &\geq 105\%, \text{ para o modo contínuo}
\end{aligned} \tag{3.9}$$

Pode-se escrever também apenas para o termo da capacitância:

$$\begin{aligned}
C &\leq \frac{\pi \tan(\pi/3) P_{cc}}{36 f V_l^2} \\
C &\leq 0,15 \frac{P_{cc}}{f V_l^2}, \text{ para o modo contínuo}
\end{aligned} \tag{3.10}$$

Nas expressões,  $V_{cc}$  foi substituído por sua expressão em condução contínua,  $V_{cc} = (3\sqrt{2}V_l)/\pi$ . A equação (3.9) indica que o retificador opera no modo contínuo para uma reatância capacitiva do filtro igual ou acima de 105% em relação à impedância de acionamento. Valores crescentes de capacitância caminham para a descontinuidade. Uma forma mais usual de mostrar esse resultado é através da relação  $\mu F/hp$ . Dessa forma, tem-se:

$$\begin{aligned}
\frac{C [F]}{P_{cc} [W]} &\leq \frac{\pi \tan(\pi/3)}{36 f V_l^2} \\
\frac{10^{-6} C [\mu F]}{745,7 P_{cc} [hp]} &\leq \frac{\pi \tan(\pi/3)}{36 f V_l^2} \\
\frac{C [\mu F]}{P_{cc} [hp]} &\leq \frac{112,71 \cdot 10^6}{f V_l^2}, \text{ para o modo contínuo}
\end{aligned} \tag{3.11}$$

Para um sistema típico de 480 V e 60 Hz, obtém-se:

$$\frac{C [\mu F]}{P_{cc} [hp]} \leq 8,15, \text{ para o modo contínuo} \tag{3.12}$$

Como exemplo, considere um sistema 480 V e 60 Hz com a relação de 50  $\mu F/hp$  na condição nominal. Esse sistema opera no modo descontinuo entre 16,3% e 100% da carga máxima.

### 3.3.3.2. Filtro Capacitivo: Análise no Domínio da Frequência

Determinados os ângulos de início e fim de condução, segue-se para o cálculo das componentes da série de Fourier da corrente CA de entrada e da corrente CC do retificador. Seja a série de Fourier correspondente à função periódica  $f(t)$  expressa por:

$$f(t) = a_0 + \sum_{h=1}^{\infty} [a_h \cos(h\omega t) + b_h \sin(h\omega t)] \tag{3.13}$$

$$c_h = \sqrt{a_h^2 + b_h^2} \tag{3.14}$$

onde  $a_0$  é o valor médio da função, chamado de componente constante ou CC, e  $a_h$  e  $b_h$  são as amplitudes dos termos em cosseno e seno, respectivamente, chamados de coeficientes das componentes CA, e  $c_h$  é a amplitude da h-ésima componente CA. As constantes  $a_0$ ,  $a_h$  e  $b_h$  podem ser determinadas a partir das seguintes expressões:



$$a_0 = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} i(\omega t) d(\omega t) \quad (3.15)$$

$$a_h = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} i(\omega t) \cos(h\omega t) d(\omega t) \quad (3.16)$$

$$b_h = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} i(\omega t) \sin(h\omega t) d(\omega t) \quad (3.17)$$

No modo descontínuo, a corrente CC possui período de  $\pi/3$  e é definida, conforme visto, por:

$$i_{cc}(\theta) = \omega C V_{l,pico} \cos \theta + \frac{V_{l,pico} \sin \theta}{R}, \theta_1 \leq \omega t \leq \theta_2 \quad (3.18)$$

Sendo assim, sua série de Fourier pode ser escrita como:

$$a_h = \frac{6}{\pi} \int_{\theta_1}^{\theta_2} i_{cc}(\omega t) \cos(h\omega t) d(\omega t) \quad (3.19)$$

$$b_h = \frac{6}{\pi} \int_{\theta_1}^{\theta_2} i_{cc}(\omega t) \sin(h\omega t) d(\omega t) \quad (3.20)$$

Por envolver o produto de funções senoidais, a solução dessa integral não é trivial e resulta em uma série de termos multiplicativos. Sendo assim, sugere-se obter os termos  $a_h$  e  $b_h$  diretamente de sua forma integral por algum software de solução numérica, como o MATLAB.

A corrente CA, por sua vez, apresenta simetria de meia-onda, o que significa que  $f(\omega t) = -f(\omega t + \pi)$ . Ou seja, a metade negativa da onda é a imagem espelhada da metade positiva, mas defasada em  $T/2$  segundos (ou  $\pi$  radianos) em relação à metade positiva. Devido a essa simetria, sua série não contém harmônicas pares ( $h = 2, 4, 6, \dots$ ), mas apenas ímpares ( $h = 1, 3, 5, \dots$ ), e o valor médio da onda é zero. Dessa forma, a determinação dos coeficientes pode ser feita por uma integração ao

longo de  $T/2$ , multiplicando-os por 2 e desconsiderando os coeficientes pares. Assim, a corrente CA no modo descontínuo é definida por:

$$\omega C V_{l,pico} \cos \theta + \frac{V_{l,pico} \operatorname{sen} \theta}{R}, \theta_1 \leq \omega t \leq \theta_2 \quad (3.21)$$

$$\omega C V_{l,pico} \cos(\theta - \pi/3) + \frac{V_{l,pico} \operatorname{sen}(\theta - \pi/3)}{R}, (\theta_1 + \pi/3) \leq \omega t \leq (\theta_2 + \pi/3) \quad (3.22)$$

e suas componentes alternadas da série de Fourier podem ser escritas como:

$$a_h = \frac{2}{\pi} \left( \int_{\theta_1}^{\theta_2} i(\omega t) \cos(h\omega t) d(\omega t) + \int_{\theta_1 + \frac{\pi}{3}}^{\theta_2 + \frac{\pi}{3}} i(\omega t) \cos(h\omega t) d(\omega t) \right) \quad (3.23)$$

$$b_h = \frac{2}{\pi} \left( \int_{\theta_1}^{\theta_2} i(\omega t) \operatorname{sen}(h\omega t) d(\omega t) + \int_{\theta_1 + \frac{\pi}{3}}^{\theta_2 + \frac{\pi}{3}} i(\omega t) \operatorname{sen}(h\omega t) d(\omega t) \right) \quad (3.24)$$

Conforme argumentado, essa integral pode ser facilmente resolvida por softwares de cálculo numérico. Uma vez encontrados os coeficientes da série de Fourier, o valor da THD da corrente CA de entrada e do RF da corrente CC podem ser obtidos, tal que:

$$THD = \frac{\sqrt{\sum_{h=2}^{\infty} c_h^2}}{c_1} \quad (3.25)$$

$$RF = \frac{\sqrt{\sum_{h=1}^{\infty} c_h^2}}{\sqrt{2} a_0} \quad (3.26)$$

onde o termo  $c_h$  representa a amplitude da respectiva harmônica, isto é,  $c_h = I_{h,pico}$ , e  $a_0 = I_{cc}$ . Os limites dos somatórios são definidos para abranger a generalidade, porém, como visto, as correntes do retificador são caracterizadas por componentes específicas.

Para o modo contínuo, as componentes CA da tensão retificada (ver Figura 3.4(b)) possuem simetria par; portanto,  $b_h = 0$ , e:

$$\begin{aligned}
a_h &= \frac{6}{\pi} \int_{-\pi/6}^{\pi/6} V_{l,pico} \cos(\omega t) (h\omega t) d(\omega t) \\
a_h &= \frac{6V_{l,pico}}{\pi(h^2 - 1)} \left[ (h - 1) \operatorname{sen} \left( \frac{\pi h + \pi}{6} \right) + (h + 1) \operatorname{sen} \left( \frac{\pi h - \pi}{6} \right) \right] \\
a_h &= \frac{12V_{l,pico}}{\pi(h^2 - 1)} [h \operatorname{sen}(h\pi/6) \cos(\pi/6) - \cos(h\pi/6) \operatorname{sen}(\pi/6)] \tag{3.27}
\end{aligned}$$

Se  $h$  é múltiplo inteiro de 6, tem-se para  $c_h$  ou  $V_{h,pico}$ :

$$V_{h,pico} = \frac{6V_{l,pico}}{\pi(h^2 - 1)}$$

Para a corrente CC, calculam-se seus termos harmônicos:

$$I_{h,pico} = \frac{V_{h,pico}(1 + jh\omega RC)}{R} \tag{3.28}$$

As componentes da corrente CA no modo contínuo podem ser obtidas à maneira do realizado para o modo contínuo (equações (3.21) a (3.24)) e substituições dos ângulos  $\theta_1 = \pi/3$  e  $\theta_2 = 2\pi/3$ .

### 3.3.3.3. Filtro Capacitivo: Resultados

Os resultados são divididos em dois eixos principais de análises: a metodologia de cálculo e a interpretação dos resultados da THD e do RF. Assim sendo, a Tabela 3.3 exhibe os resultados para a THD da corrente de entrada CA e o RF da corrente CC obtidos por meio de simulações (referidos na tabela como “Sim.”) do sistema-base (ver seção 3.3.2) e utiliza-os como valores de referência para a avaliação dos resultados calculados por meio das equações desenvolvidas nas seções anteriores (“Calc.”). As simulações incluem dois sistemas: o primeiro assumindo a carga resistiva, cuja potência CC equivale à potência CA do acionamento, e o segundo no qual a carga é composta pelo inversor e o motor. Relações  $\mu F/hp$  entre 1 e 500 são avaliadas, sendo que o limiar entre os modos

contínuo e descontínuo ocorre em  $8,15 \mu F/hp$  para o sistema-base (480 V e 60 Hz), conforme demonstrado anteriormente. A reatância capacitiva percentual correspondente também é exibida (limiar de continuidade em  $X_c/Z_{acio} = 1,05$  ou  $X_{c,\%} = 105\%$ ). O cômputo do conteúdo harmônico contempla componentes até a frequência de Nyquist (Tabela 3.3) e, no caso da carga inversor e motor, também um recorte até a 38ª harmônica (Tabela 3.4), possibilitando comparações da THD e do RF para as harmônicas originadas da retificação, consideravelmente mais impactantes que as da frequência de chaveamento. A frequência de Nyquist,  $f_{nyq}$ , é de 500 kHz, consoante o passo da simulação de  $10^{-6}$  segundos.

Tabela 3.3 - Comparação para a THD e o RF simulados e calculados no caso do filtro capacitivo até a frequência de Nyquist.

Razão* $C [\mu F]$ $P_{cc} [hp]$	$X_{c,\%}$	Carga resistiva				Carga inversor e motor	
		Sim.	Sim.	Calc.	Calc.	Sim.	Sim.
		THD [%]	RF [%]	THD	RF	THD	RF
1	859%	31	8	0%	0%	84%	503%
5	172%	45	33	0%	0%	44%	67%
8,15	105%	61	54	0%	0%	24%	27%
10	86%	70	64	0%	0%	18%	20%
50	17%	150	149	0%	0%	3%	3%
100	9%	190	189	0%	0%	1%	1%
150	6%	216	216	0%	0%	1%	1%
200	4%	236	235	0%	0%	0%	0%
250	3%	252	251	0%	0%	0%	0%
300	3%	265	265	0%	0%	0%	0%
350	2%	277	277	0%	0%	0%	0%
400	2%	288	288	0%	0%	0%	0%
450	2%	297	297	0%	0%	0%	0%
500	2%	306	306	0%	0%	0%	0%

\*Para o sistema-base (480 V e 60 Hz).

Tabela 3.4 - Comparação para a THD e o RF simulados e calculados no caso do filtro capacitivo até a 38ª harmônica.

Razão* $C [\mu F]$ $P_{cc} [hp]$	$X_{c,\%}$	Carga resistiva		Carga inversor motor	
		Sim.	Sim.	Sim.	Sim.
		THD [%]	RF [%]	THD	RF
1	859%	30	8	-1%	-32%
5	172%	43	31	-2%	-5%
8,15	105%	58	51	-2%	-3%
10	86%	67	62	-1%	-2%
50	17%	144	143	0%	0%
100	9%	180	180	0%	0%
150	6%	202	202	0%	0%
200	4%	219	219	0%	0%
250	3%	232	232	0%	0%
300	3%	244	244	0%	0%
350	2%	253	253	0%	0%
400	2%	261	261	0%	0%
450	2%	268	268	0%	0%
500	2%	274	274	0%	0%

\*Para o sistema-base (480 V e 60 Hz).

Estratificando a análise dos valores de diferença percentuais de THD e RF:

- Comparando os valores simulados e calculados para a carga resistiva e harmônicas até a frequência de Nyquist (Tabela 3.3): os valores percentuais arredondados são iguais a zero em toda a faixa de relação  $\mu F/hp$  considerada.
- Sendo a comparação da carga inversor e motor em relação à carga resistiva até a frequência de Nyquist (Tabela 3.3): os valores percentuais mostram diferenças percentuais consideráveis até em torno de  $10 \mu F/hp$ .
- Comparando a carga inversor e motor em relação à carga resistiva até a 38ª harmônica (Tabela 3.4): apenas para uma relação muito pequena, em torno de  $1 \mu F/hp$ , existe uma diferença percentual relevante.

Primeiramente, examinando a metodologia, os resultados atestam a validade das expressões obtidas a partir das análises no domínio do tempo e da frequência ao comparar o conteúdo harmônico calculado aos valores simulados, indicando que essas expressões podem ser empregadas satisfatoriamente no caso da carga inversor e motor para o cálculo das componentes harmônicas oriundas da retificação. Apesar da contribuição relevante das harmônicas próximas às múltiplas da frequência de chaveamento para a THD e o RF total (até a frequência

de Nyquist) em condições de capacitâncias relativamente pequenas ( $<10 \mu F/hp$ ), essas componentes não contribuem consideravelmente para as perdas nos condutores. Além disso, 50 a  $100 \mu F/hp$  é o nominal típico para sistemas em 480 V (ver exemplo da Tabela 3.5 para o conversor ATV930 da Schneider Electric) (Schneider Electric, 2018). Por conseguinte, as expressões desenvolvidas oferecem uma alternativa prática para a obtenção da THD e do RF em sistemas de acionamento baseados em retificadores de seis-pulsos e filtro capacitivo, possibilitando análises generalizadas (em função de  $X_{c,\%}$  ou de  $\mu F/hp$ ) e abrangentes (por exemplo, faixa de 1 a  $500 \mu F/hp$ ), que não seriam viáveis a partir de simulações computacionais caso a caso. Novamente destaca-se que a relação  $\mu F/hp$  depende da tensão e frequência da rede, enquanto  $X_{c,\%}$  é um parâmetro normalizado, aplicável a qualquer parâmetro do sistema.

Tabela 3.5 – Capacitância do link CC do conversor ATV930 da Schneider Electric.

Modelo	Capacitância [ $\mu F$ ]	Potência		$\mu F/hp$
		[kW]	[hp]	
U07N4	235	0,75	1,02	233,65
U15N4	235	1,5	2,01	116,83
U22N4	235	2,2	2,95	79,65
U30N4	410	3	4,02	101,91
U40N4	410	4	5,36	76,43
U55N4	500	5,5	7,38	67,79
U75N4	1000	7,5	10,06	99,43
D11N4	1500	11	14,75	101,69
D30N4	2000	30	40,23	49,71
D45N4	3000	45	60,35	49,71
D55N4	5600	55	73,76	75,93
D75N4	5600	75	100,58	55,68
D90N4	6800	90	120,69	56,34

Em seguida, examinam-se os resultados obtidos para a THD e o RF: a Figura 3.5 mostra esses parâmetros na escala de 1 a  $500 \mu F/hp$  e de 1 a  $50 \mu F/hp$  calculados para sistemas de acionamento baseados em um retificador trifásico de seis pulsos com filtro capacitivo. Já a Tabela 3.6 exhibe o percentual das componentes harmônicas em relação ao valor médio. Verifica-se que os parâmetros THD e RF, bem como as componentes por si, são consideravelmente elevados e numericamente próximos, principalmente a partir da condição de condução descontínua (limiar em  $8,15 \mu F/hp$ ). Do ponto de vista da rede, esse conteúdo harmônico pode causar distorções na tensão no ponto de conexão comum (PCC) e

impossibilita o cumprimento de limites harmônicos normativos. Portanto, os acionamentos de seis pulsos com filtro capacitivo são limitados a potências menores, o que justifica a presença de reatores no link CC em grande parte dos modelos de conversores comerciais. Do ponto de vista do acionamento em transmissão CC, o RF impacta diretamente no dimensionamento e nas perdas dos condutores que conectam o retificador ao inversor, tornando essa topologia de filtro proibitiva para esse caso.

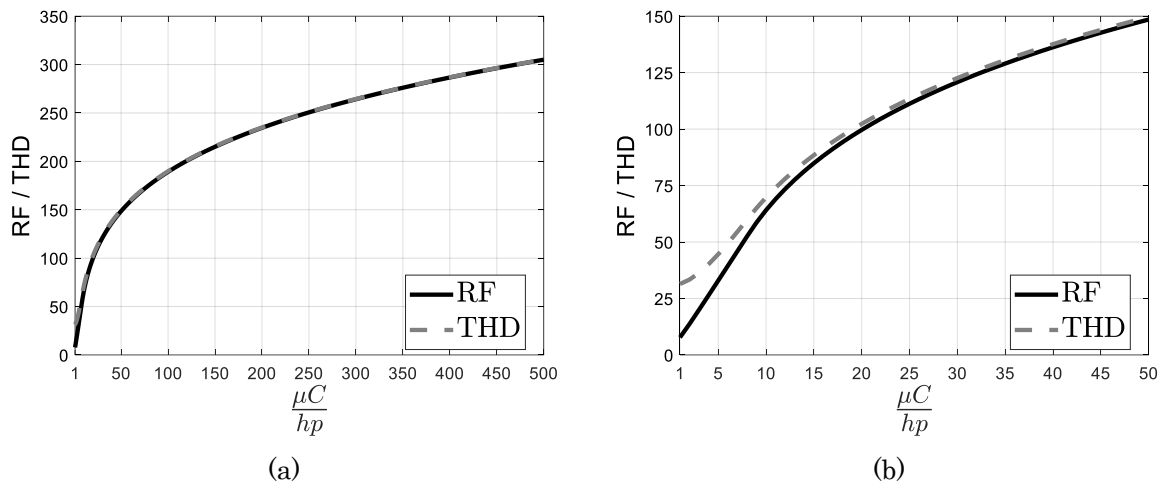


Figura 3.5 – Gráfico para a THD e o RF calculados para sistemas com filtro capacitivo de: (a) 1 a 500  $\mu F/hp$  e (b) 1 a 50  $\mu F/hp$ .

Tabela 3.6 – Percentual em relação ao valor médio das componentes harmônicas sob diferentes relações  $\mu F/hp$ .

Razão*	Componente Harmônica ( $I_h/I_{cc}$ )			
$C [\mu F]$	6 <sup>a</sup>	12 <sup>a</sup>	18 <sup>a</sup>	24 <sup>a</sup>
$P_{cc} [hp]$				
1	3,86%	2,34%	1,65%	1,20%
10	50,09%	24,72%	16,37%	12,16%
50	116,71%	64,01%	32,25%	29,03%
100	128,72%	96,12%	58,45%	34,60%
150	133,06%	110,21%	79,54%	50,48%

\*Para o sistema-base (480 V e 60 Hz)

Como ponto final de análise, a praticidade das equações desenvolvidas é explorada para mostrar outros resultados para o filtro capacitivo: a variação da tensão média no link CC e da corrente CC em função de  $\mu F/hp$  (Figura 3.6). Validar-se a partir deles que a tensão média aumenta no modo descontínuo, refletindo em menores valores de corrente média.

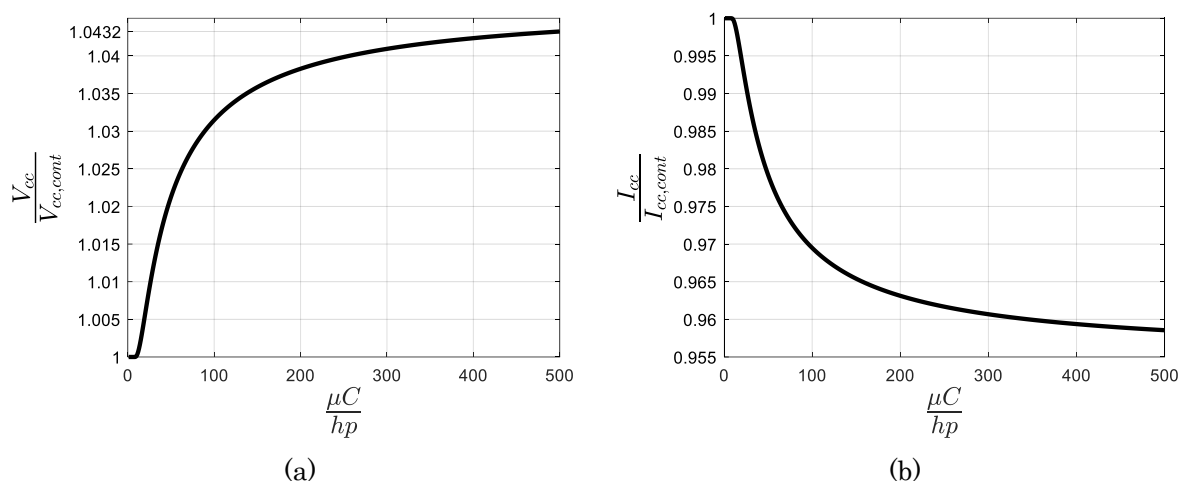


Figura 3.6 – Gráficos, em função de 1 a 500  $\mu F/hp$ , para a (a) tensão média do link CC e a (b) corrente média.

### 3.3.4. Filtro LC

O elevado nível de distorção harmônica observado em sistemas com retificadores de seis pulsos e filtro exclusivamente capacitivo motiva a utilização de reatores para atenuar as ondulações de corrente. A Figura 3.7 ilustra a presença do filtro LC no sistema, cujo reator está no link CC. Nas seções seguintes, são discutidas as análises nos domínios do tempo e da frequência, além dos resultados obtidos. Por enquanto, a reatância do cabo na configuração de transmissão em corrente contínua não é considerada.

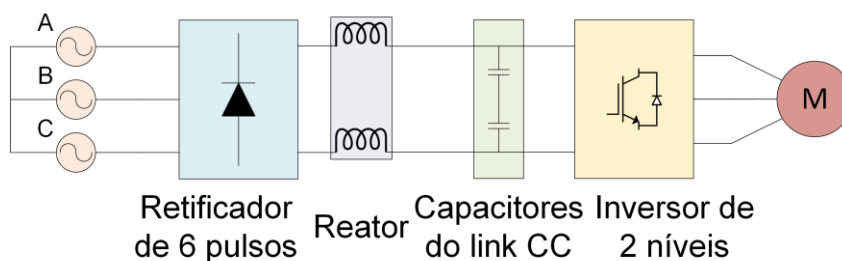


Figura 3.7 - Topologia do sistema de acionamento de seis pulsos com filtro LC.

#### 3.3.4.1. Filtro LC: Análise no Domínio do Tempo



Os dois modos de operação do retificador são contínuo e descontínuo, conforme ilustrado na Figura 3.8. Em um retificador de seis pulsos operando no modo descontínuo, a corrente se anula seis vezes por ciclo da frequência da rede, onde  $\theta_1$  é o ângulo de início de condução e  $\theta_2$  é o ângulo de término de condução. Como resultado, a corrente CC apresenta um alto conteúdo harmônico. O aumento da indutância faz com que  $\theta_2$  e  $\theta_1 + \pi/3$  se aproximem. Quando esses ângulos começam a se sobrepor, a corrente CC passa a operar no modo contínuo, reduzindo sua ondulação. O limiar de continuidade é definido nessa subseção. Para o modo contínuo,  $\theta_1$  e  $\theta_2$  representam o menor valor da forma de onda da corrente.

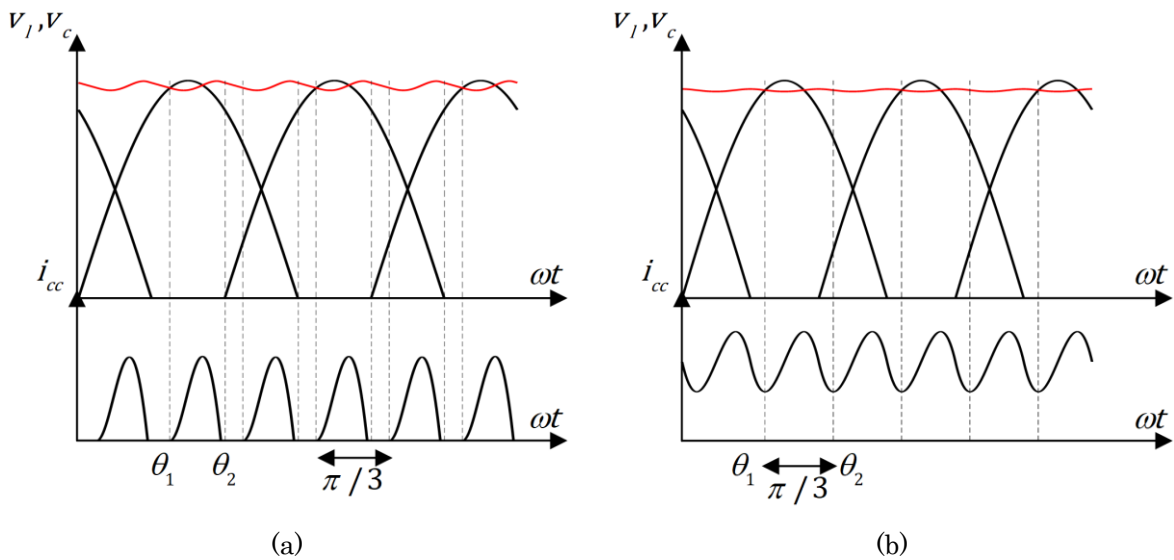


Figura 3.8 - Detalhes da forma de onda da corrente contínua no retificador de diodos de seis pulsos no: (a) modo descontínuo e (b) modo contínuo.

No modo descontínuo, a corrente CC torna-se positiva quando a tensão de saída da ponte retificadora atinge o nível da tensão do capacitor (assumido como constante nessa análise). Portanto, em regime permanente, o ângulo de início de condução é dado por:

$$\theta_1 = \text{sen}^{-1} \left( \frac{V_{cc}}{V_{l,pico}} \right) \quad (3.29)$$

Enquanto a corrente CC é positiva, a tensão no indutor é  $v_L = V_{l,pico} \text{sen} \theta - V_{cc}$ . Portanto, a corrente no reator é expressa como:

$$i_{cc}(\theta) = \frac{1}{\omega L} \int_{\theta_1}^{\theta} (V_{l,pico} \sen \theta - V_{cc}) d\theta$$

$$i_{cc}(\theta) = \frac{1}{\omega L} [V_{l,pico}(\cos \theta_1 - \cos \theta) - V_{cc}(\theta - \theta_1)] \quad (3.30)$$

para  $\theta_1 \leq \omega t \leq \theta_2$ , onde a tensão de saída  $V_{cc}$  ainda precisa ser determinada. Como  $V_{cc}$  determina  $\theta_1$ , calcular essa tensão também estabelece o ângulo de início de condução. Sendo assim,  $V_{cc}$  é escolhida como a primeira incógnita a ser calculada. Portanto, os dois parâmetros desconhecidos,  $V_{cc}$  e  $\theta_2$ , são obtidos a partir de um sistema de duas equações não lineares:

$$V_{l,pico}(\cos \theta_1 - \cos \theta_2) - V_{cc}(\theta_2 - \theta_1) = 0 \quad (3.31)$$

$$P_{cc} - V_{cc} \frac{3}{\pi \omega L} \int_{\theta_1}^{\theta_2} [V_{l,pico}(\cos \theta_1 - \cos \theta) - V_{cc}(\theta - \theta_1)] d\theta = 0 \quad (3.32)$$

onde (3.31) representa a corrente no indutor em  $\omega t = \theta_2$ , que deve ser nula e (3.32) representa o produto da corrente média do indutor e da tensão CC, que deve ser igual à potência CC ( $P_{cc}$ ).

Esse sistema de equações, (3.31) e (3.32), pode ser solucionado por métodos de cálculo numérico (sugere-se, por exemplo, o *fsolve* do MATLAB). No modo descontínuo, a tensão CC é ligeiramente superior à de um retificador de seis pulsos sem filtro. Portanto, para acelerar a convergência do método numérico, sugere-se adotar  $V_{cc} = 1,35V_l$  como estimativa inicial para a tensão desconhecida, garantindo rápida convergência para o método numérico. Assim, conhecendo-se  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $V_{cc}$ , a forma de onda da corrente CC é totalmente caracterizada.

Conforme argumentado na seção referente ao filtro capacitivo, a análise apresentada se difere das tradicionais por manter a quantidade de potência fixada, sendo especialmente interessante para o estudo sistemático de sistemas de acionamento, cuja carga inversor e motor é substituída por uma carga resistiva de potência equivalente.

O limiar de continuidade é definido para o ângulo  $\theta_1$  sob a condição de  $V_{cc} = 1,35V_l$ , o que corresponde ao valor médio da tensão retificada em modo contínuo. Portanto:

$$\theta_1 = \text{sen}^{-1}\left(\frac{1,35V_l}{\sqrt{2}V_l}\right) = 1,27 \text{ rad} \quad (3.33)$$

Substituindo os valores de  $\theta_1 = 1,27 \text{ rad}$ ,  $i_{cc}(\theta_2 = \pi/3) = I_{cc} = P_{cc}/V_{cc}$  e  $V_{cc} = 1,35V_l$  em (3.30), e resolvendo para  $L$ , a indutância do reator no limiar da continuidade,  $L_{lim}$ , pode ser obtida como uma função da tensão  $V_l$  e da frequência  $f$ , conforme segue:

$$L_{lim} = 1,73 \cdot 10^{-2} \frac{V_l^2}{2\pi f P_{cc}} \quad (3.34)$$

O termo  $V_l^2/P_{cc}$  representa a impedância base nominal do acionamento. Portanto, pode-se afirmar que o limiar de continuidade ocorre quando a reatância percentual ( $X_{l,\%}$ ) representa 1,73% em relação à impedância do acionamento em plena carga, isto é:

$$\frac{X_l}{Z_{acio}} \geq 1,73\%, \text{ para o modo contínuo} \quad (3.35)$$

#### 3.3.4.2. Filtro LC: Análise no Domínio da Frequência

A metodologia para o cálculo das harmônicas da série de Fourier para o filtro LC segue o mesmo procedimento adotado para o filtro capacitivo, modificando apenas a expressão da corrente contínua devido à inclusão do reator. Assim sendo, o conjunto de equações para o cômputo da série de Fourier da corrente CC no modo descontínuo é dado por:

$$i_{cc}(\theta) = \frac{1}{\omega L} [V_{l,pico}(\cos \theta_1 - \cos \theta) - V_{cc}(\theta - \theta_1)], \theta_1 \leq \omega t \leq \theta_2 \quad (3.36)$$

$$a_h = \frac{6}{\pi} \int_{\theta_1}^{\theta_2} i_{cc}(\omega t) \cos(h\omega t) d(\omega t) \quad (3.37)$$

$$b_h = \frac{6}{\pi} \int_{\theta_1}^{\theta_2} i_{cc}(\omega t) \sin(h\omega t) d(\omega t) \quad (3.38)$$

Para a corrente CA, tem-se:

$$i_{cc}(\theta) = \frac{1}{\omega L} [V_{l,pico}(\cos \theta_1 - \cos \theta) - V_{cc}(\theta - \theta_1)], \theta_1 \leq \omega t \leq \theta_2 \quad (3.39)$$

$$i_{cc}(\theta) = \frac{1}{\omega L} [V_{l,pico}(\cos \theta_1 - \cos(\theta - \pi/3)) - V_{cc}(\theta - \pi/3 - \theta_1)], \quad (3.40)$$

$$(\theta_1 + \pi/3) \leq \omega t \leq (\theta_2 + \pi/3)$$

$$a_h = \frac{2}{\pi} \left( \int_{\theta_1}^{\theta_2} i(\omega t) \cos(h\omega t) d(\omega t) + \int_{\theta_1 + \frac{\pi}{3}}^{\theta_2 + \frac{\pi}{3}} i(\omega t) \cos(h\omega t) d(\omega t) \right) \quad (3.41)$$

$$b_h = \frac{2}{\pi} \left( \int_{\theta_1}^{\theta_2} i(\omega t) \sin(h\omega t) d(\omega t) + \int_{\theta_1 + \frac{\pi}{3}}^{\theta_2 + \frac{\pi}{3}} i(\omega t) \sin(h\omega t) d(\omega t) \right) \quad (3.42)$$

para  $h$  ímpar (componentes pares são nulas).

A operação no modo contínuo permite as seguintes expressões para as harmônicas da corrente CC:

$$V_{h,pico} = \frac{6V_{l,pico}}{\pi(h^2 - 1)} \quad (3.43)$$

$$I_{h,pico} = \frac{V_{h,pico}}{jh\omega L + \frac{R}{1 + jh\omega RC}} \quad (3.44)$$

Para determinar as componentes da corrente CA no modo contínuo, emprega-se o mesmo método aplicado ao modo descontínuo, conforme as equações (3.39) a (3.42), e ajustando os ângulos para  $\theta_1 = \pi/3$  e  $\theta_2 = 2\pi/3$ .

### 3.3.4.3. Filtro LC: Resultados

Os resultados de diferenças percentuais mostrados pela Tabela 3.7 objetivam avaliar a aplicabilidade das equações desenvolvidas para o cálculo da THD da corrente de entrada CA e do RF da corrente CC comparando-os aos valores simulados do sistema de acionamento com a carga composta pelo inversor e o motor para filtros especificados para  $50 \mu F/hp$  e reatâncias percentuais entre 0,1% e 10%. A Tabela 3.8 mostra essas diferenças para três valores de reatância capacitiva percentual, quais sejam: 50, 100 e  $150 \mu F/hp$ . O cômputo do conteúdo harmônico contempla componentes até a frequência de Nyquist (500 kHz).

Tabela 3.7 – Comparação para a THD e o RF simulados e calculados no caso do filtro LC e  $50 \mu F/hp$ .

$X_{l,\%}$	Carga inversor e motor		Carga resistiva			
	Sim.	Sim.	Sim.	Sim.	Calc.	Calc.
	THD [%]	RF [%]	THD	RF	THD	RF
0,10%	179	179	0%	0%	-16%	-16%
0,50%	121	120	0%	0%	-10%	-10%
1,00%	101	99	0%	0%	-8%	-9%
1,73%	86	82	0%	0%	-10%	-13%
2,00%	82	77	0%	0%	-15%	0%
3,00%	58	49	0%	0%	-11%	0%
4,00%	47	35	-1%	0%	-7%	0%
5,00%	41	27	0%	0%	-4%	0%
6,00%	38	22	0%	0%	-3%	0%
7,00%	37	19	0%	0%	-2%	0%
8,00%	35	17	0%	0%	-1%	0%
9,00%	34	15	0%	0%	-1%	0%
10,00%	34	13	0%	0%	-1%	0%

Tabela 3.8 – Comparação para a THD e o RF simulados e calculados no caso do filtro capacitivo sob diferentes relações  $\mu F/hp$ .

$X_{L,\%}$	50 $\mu F/hp$		100 $\mu F/hp$		150 $\mu F/hp$	
	Calc.		Calc.		Calc.	
	THD	RF	THD	RF	THD	RF
0,10%	-16%	-16%	-9%	-9%	-7%	-8%
0,50%	-10%	-10%	-5%	-6%	-3%	-4%
1,00%	-8%	-9%	-4%	-5%	-3%	-3%
1,73%	-10%	-13%	-6%	-8%	-4%	-6%
2,00%	-15%	0%	-10%	0%	-6%	0%
3,00%	-11%	0%	-5%	0%	-3%	0%
4,00%	-7%	0%	-3%	0%	-2%	0%
5,00%	-4%	0%	-2%	0%	-1%	0%
6,00%	-3%	0%	-1%	0%	-1%	0%
7,00%	-2%	0%	-1%	0%	-1%	0%
8,00%	-1%	0%	-1%	0%	0%	0%
9,00%	-1%	0%	0%	0%	0%	0%
10,00%	-1%	0%	0%	0%	0%	0%

Segmentando a análise dos valores de diferença percentuais de THD e RF:

- Comparando a carga inversor e motor em relação à carga resistiva para 50  $\mu F/hp$ , ambos simulados: os valores percentuais arredondados são praticamente nulos.
- Sendo a comparação entre os valores simulados e calculados para a carga resistiva para 50  $\mu F/hp$ , 100  $\mu F/hp$  e 150  $\mu F/hp$  (Tabela 3.8): os valores mostram diferenças percentuais consideráveis que se reduzem para maiores relações  $\mu F/hp$  e reatâncias percentuais.

Primeiramente, examinando a metodologia: as diferenças praticamente nulas entre os parâmetros simulados para sistemas com carga resistiva e com carga composta pelo inversor e o motor permitem afirmar que a reatância capacitiva para valores de filtro típicos (acima de 50  $\mu F/hp$ ) atua como um caminho de baixa impedância para as componentes de maior frequência da corrente produzidas pelo inversor e a análise harmônica pode ser simplificada assumindo a carga resistiva. Para os valores calculados analiticamente, os resultados indicam que assumir a tensão constante para simplificar os cálculos pode gerar diferenças de até 16%, que se reduzem para valores maiores de LC, ou seja, aproximam os resultados simulados (tensão com ondulações) e os calculados (tensão constante).

No modo contínuo, valores próximos aos exatos de cálculo do RF são obtidos pois, nesse caso, é permitida a análise fasorial no domínio da frequência (equação (3.44)). Dado que os valores de reatância típicos estão na ordem de 3% a 7% para capacitâncias de 50 a 100  $\mu F/hp$ , os conversores tradicionais operam no modo contínuo de corrente em condições nominais, justificando a aplicabilidade das expressões. No tocante à afirmação das reatâncias percentuais típicas, a Tabela 3.9 mostra essas especificações para o reator no link CC integrado ao conversor ATV930 da Schneider Electric (Schneider Electric, 2019). Essa linha tem modelos de potências nominais entre 1,5 kW e 422 kW, cuja eficiência total é de aproximadamente 0,86 (0,91 do motor e 0,95 do conversor). As reatâncias desses modelos estão sempre acima de 3%, concordante com o recomendado por outros fabricantes, com uma faixa variando entre 3% e 7%.

Tabela 3.9 – Reator CC integrado ao conversor ATV930 da Schneider Electric.

Potência		$L$ [mH]	$X_{L,\%}$	Potência		$L$ [mH]	$X_{L,\%}$
[kW]	[hp]			[kW]	[hp]		
1,5	2	11,5	3,3%	37	50	0,585	4,1%
2,2	3	8,1	3,4%	45	60	0,49	4,2%
3	4	5,8	3,3%	55	74	0,365	3,8%
4	5	4,55	3,4%	75	101	0,31	4,4%
5,5	7	3,4	3,5%	90	121	0,226	3,8%
7,5	10	2,9	4,1%	110	148	0,16	3,3%
11	15	2,25	4,7%	132	177	0,16	4,0%
15	20	1,52	4,3%	160	215	0,16	4,8%
18,5	25	1,18	4,1%	220	295	0,105	4,4%
22	30	1	4,2%	250	335	0,095	4,5%
30	40	0,76	4,3%	315	422	0,069	4,1%

Em relação ao conteúdo harmônico, a Figura 3.9(a) mostra o RF da corrente retificada e a THD da corrente de entrada para valores de reatância variando de 1% a 10%. A Figura 3.9(b) exhibe os valores percentuais das primeiras quatro componentes harmônicas da corrente CC eficaz relativamente ao seu valor médio,  $I_{h,\%} = 100 * I_h / I_{cc}$ . Esses gráficos mostram claramente o impacto harmônico da operação em modo descontínuo ( $X_{L,\%} < 1,73\%$ ) e a redução significativa do fator de ondulação e da sexta componente para valores crescentes de reatância.

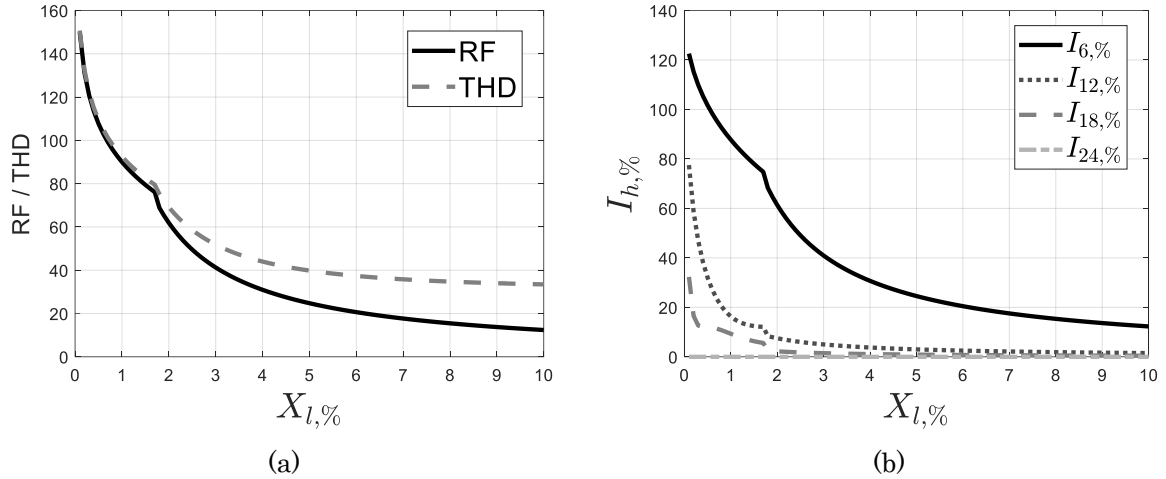


Figura 3.9 – Gráfico para sistemas com filtro LC ( $V_{cc}$  constante): (a) THD e RF e (b) valores percentuais das componentes harmônicas da corrente CC em rms relativos ao valor médio.

Os gráficos podem ser usados como referência para sistemas de acionamento baseados em retificadores de seis pulsos. Como exemplo de aplicação, é considerado um sistema de acionamento de referência (480 V, 60 Hz, 15 kW e  $\eta_{mot} = 0,93$ ). Uma reatância percentual de 1,73%, correspondente a uma indutância de  $L = 0,66$  mH, é necessária para a operação em modo contínuo. Para operar sob 5% de reatância, seria necessária uma indutância de 1,9 mH. Nesse ponto de operação, o fator de ondulação (*ripple factor*) da corrente contínua é de 25%, a THD da corrente alternada de entrada é de 40% e a amplitude da sexta harmônica é de 24,56% em relação à componente contínua, isto é:

$$I_6 = 0,2456 * \frac{15000}{0,93 * 1,35 * 480} = 6,11 \text{ A} \quad (3.45)$$

### 3.4. Sistema de Acionamento Baseado em Doze Pulsos

O valor mínimo teórico para a THD da corrente de entrada de um retificador de seis pulsos é de 31%, correspondente a uma saída de corrente CC pura ou sem ondulações. Esse valor é atingido com uma indutância no link CC idealmente infinita. A Figura 3.10 mostra a forma de onda CA e seu conteúdo harmônico para uma reatância de 100% no link CC.



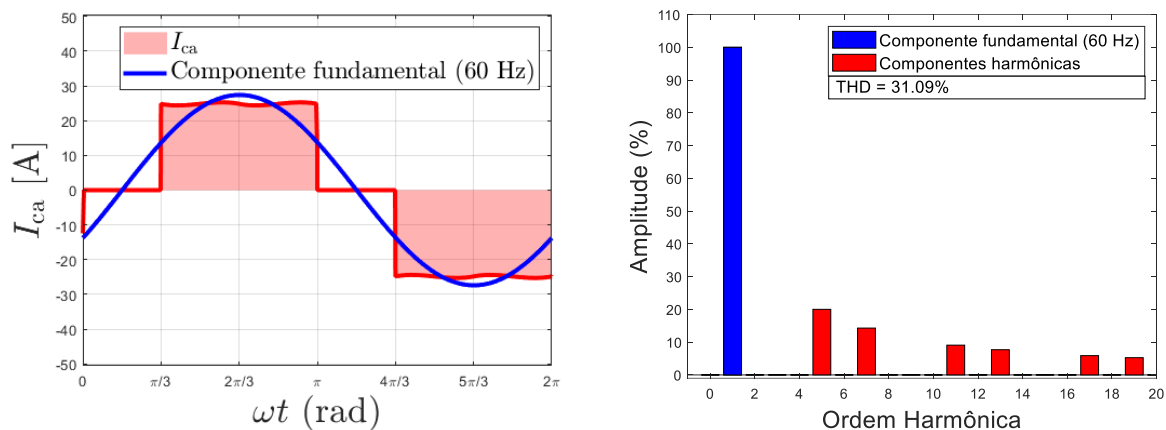


Figura 3.10 - Forma de onda em um retificador de seis pulsos com indutância muito elevada da (a) corrente CA e seu (b) conteúdo harmônico.

A THD da corrente de entrada de um retificador de seis pulsos, portanto, é sempre maior que 31%. Essas correntes harmônicas são indesejáveis porque causam distorção na tensão da fonte, provocando perdas adicionais nas demais cargas supridas pelo mesmo transformador. Elas também representam circulação de potência reativa nos geradores, transformadores e cabos de alimentação. Por último, ao circularem pelas linhas provocam interferência eletromagnética conduzida ou irradiada. Tais interferências provocam o mau funcionamento de dispositivos, equipamentos e sistemas alimentados pela mesma fonte ou instalados em regiões próximas das linhas de alimentação. Dessa forma, muitas aplicações empregam retificadores de doze ou mais pulsos para reduzir as harmônicas do sistema de acionamento.

No sistema de acionamento em transmissão CC, o emprego de retificadores com doze ou mais pulsos apresenta mais uma importante vantagem: a significativa redução das componentes alternadas da corrente que circula no cabo CC de longo comprimento, responsável por interligar o retificador ao inversor. A redução dessas componentes harmônicas melhora o aproveitamento da capacidade de condução de corrente do cabo, reduz as perdas elétricas e contribui para uma operação mais eficiente do sistema. A Figura 3.11 mostra a topologia de acionamento em transmissão CC baseado em um retificador de doze pulsos. A Figura 3.12 mostra as formas de onda da corrente CA e da corrente CC, bem como seus conteúdos harmônicos, para um retificador de doze pulsos.

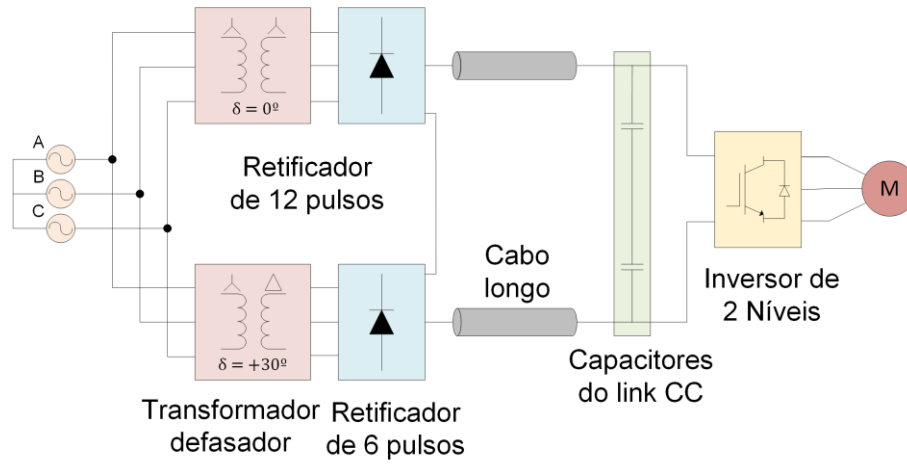
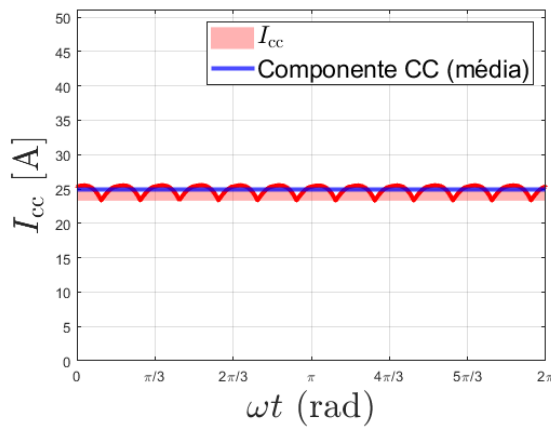
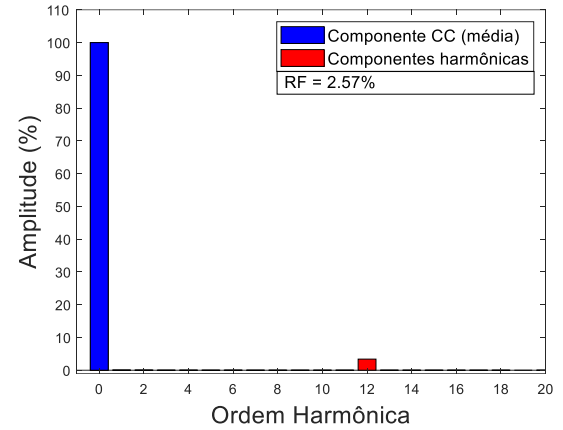


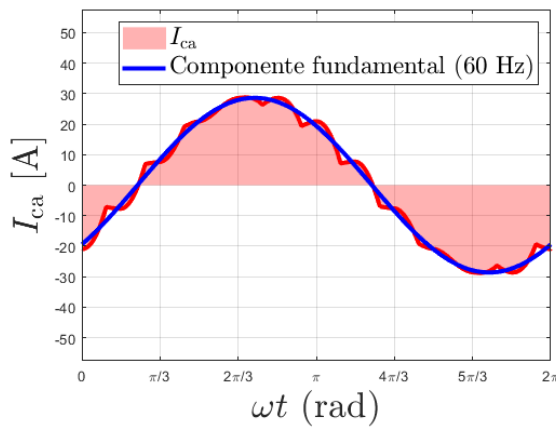
Figura 3.11 - Topologia do sistema de acionamento em transmissão CC de doze pulsos.



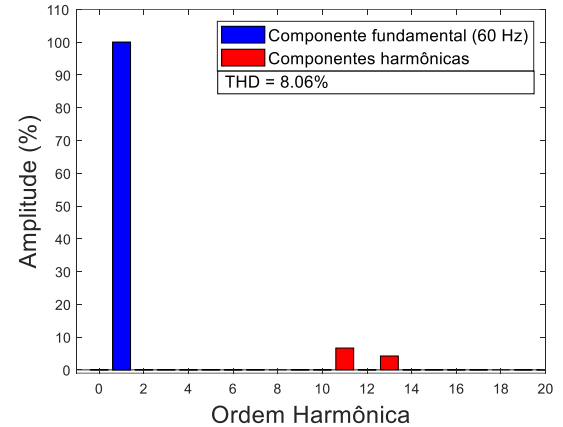
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 3.12 - Formas de onda em um retificador de doze pulsos da (a) corrente CC e seu (b) conteúdo harmônico, assim como da (c) corrente CA e seu (d) conteúdo harmônico.

A indutância de dispersão dos transformadores defasadores ( $L_{transf}$ ) exerce um papel importante na atenuação das correntes harmônicas. A Tabela 3.10 apresenta os percentuais das componentes harmônicas obtidos em relação ao valor médio para valores de indutância entre 0,04 e 0,06 pu, faixa que corresponde a valores típicos encontrados em conversores comerciais. Pode-se concluir pela análise dessa tabela que essas componentes são muito menores quando comparadas às do retificador de seis pulsos, além de não apresentar a sexta harmônica, que impacta bastante a ampacidade do condutor.

Tabela 3.10 – Percentual em relação ao valor médio das componentes harmônicas em um retificador de doze pulsos.

$L_{transf}$	THD [%]	RF [%]	Componente Harmônica ( $I_h/I_{cc}$ )		
			12 <sup>a</sup>	24 <sup>a</sup>	36 <sup>a</sup>
0,04 pu	9,05	3,07	2,89%	0,92%	0,33%
0,05 pu	8,06	2,57	2,40%	0,83%	0,32%
0,06 pu	7,24	2,32	2,17%	0,71%	0,31%

A seção 3.5 define a ampacidade do cabo CC para vários percentuais de reatância em sistemas de seis pulsos. Nesse momento, esse resultado é antecipado para sistemas compostos por retificadores de doze pulsos. A análise para esse caso mostra que a capacidade de condução de corrente do condutor é praticamente a mesma de uma corrente CC ideal sem ondulação, com redução de no máximo 0,15% da ampacidade para o cabo de 500 mm<sup>2</sup> e uma indutância de dispersão de 0,04 pu. Essa ampacidade é cerca de 20% maior do que a ampacidade do cabo CA conforme será mostrado na Tabela 3.11 ou Tabela 3.12. Portanto, do ponto de vista da transmissão CC, é altamente vantajoso operar com retificadores de doze ou mais pulsos.

### 3.5. Ampacidade do Cabo CC

A capacidade de condução de corrente do cabo CC é fortemente afetada pela presença das componentes harmônicas oriundas do processo de retificação de seis pulsos. No capítulo anterior, a equação para o cálculo da ampacidade do cabo,  $I$  [A], considerando o conteúdo harmônico foi apresentada, a qual é repetida a seguir por conveniência:

$$I = \left\{ \frac{\Delta\theta}{\left[ \sum_h R_h \left( \frac{I_h}{I} \right)^2 \right] (T_1 + T_3 + T_4)} \right\}^{1/2} \quad (3.46)$$

em que  $I_h$  e  $R_h$  são as correntes eficazes e as resistências elétricas em cada frequência  $h$ , compreendendo desde a componente média ( $h = 0$ ) (transmissão CC) até as harmônicas ( $h > 1$ ). Os valores das componentes harmônicas utilizados nesta equação estão conforme os resultados obtidos nas seções anteriores. O valor da componente média é dado por:

$$I_{cc} = \frac{P_{cc}}{V_{cc}}$$

$$I_{cc} = P_{motor} / (\eta_{mot} * V_{cc}) \quad (3.47)$$

### 3.5.1. Filtro Capacitivo

A Tabela 3.11 exibe a capacidade de condução de corrente do condutor CC para o cabo especificado na Tabela 3.12, assumindo a corrente ora constante e ora com ondulações sob as condições de 10, 50, 100 e 150  $\mu F/hp$ . Os valores são mostrados percentualmente comparando-os à ampacidade desse condutor para um cabo trifásico CA. Valores percentuais positivos indicam um aumento da capacidade do condutor CC em relação ao condutor CA. Embora a ampacidade do condutor CC sob corrente livre de ondulações seja maior que do condutor CA, verifica-se uma redução drástica dessa capacidade de corrente devido às componentes alternadas da corrente CC.

Tabela 3.11 – Ampacidade do condutor CC sob diferentes relações  $\mu F/hp$ .

mm <sup>2</sup>	CA [A]	CC constante	$\mu F/hp$				
			1	10	50	100	150
1,5	23	22%	22%	5%	-29%	-39%	-45%
2,5	31	22%	22%	5%	-29%	-39%	-45%
4	41	21%	21%	4%	-30%	-40%	-45%
6	52	21%	20%	4%	-30%	-40%	-45%
10	73	19%	19%	2%	-31%	-41%	-46%
16	101	18%	18%	1%	-32%	-42%	-47%
25	132	17%	16%	0%	-33%	-43%	-48%
35	171	16%	15%	-1%	-34%	-44%	-49%
50	213	15%	15%	-3%	-36%	-46%	-51%
70	268	14%	14%	-4%	-38%	-48%	-53%
95	323	14%	13%	-6%	-40%	-50%	-56%
120	379	13%	13%	-8%	-42%	-52%	-58%
150	443	13%	12%	-10%	-44%	-54%	-59%
185	503	13%	12%	-11%	-46%	-56%	-61%
240	603	13%	13%	-13%	-48%	-58%	-63%
300	707	14%	13%	-15%	-51%	-60%	-65%
400	830	15%	15%	-15%	-52%	-61%	-66%
500	956	18%	17%	-16%	-53%	-62%	-67%

Tabela 3.12 - Especificações do cabo.

Tensão Nominal	Material do Condutor	Material da Isolação (temperatura máxima de operação)	Temperatura Ambiente	Topologia Tradicional	Topologia Alternativa
0,6/1 kV	Cobre	EPR (90 °C)	30 °C	Três cabos em formação trifólio	Dois cabos em formação plana horizontal

Ressalta-se que em sistemas práticos, pequenos valores de indutância da rede CA estão presentes, suavizando o conteúdo harmônico calculado. No caso da transmissão CC, o cabo também contribui para essa atenuação. Contudo, conforme é mostrado no próximo capítulo, essas indutâncias não são suficientes e reatores externos devem ser adicionados.

### 3.5.2. Filtro LC

Empregando os resultados da Tabela 3.13, a ampacidade do condutor CC de referência (Tabela 3.12) é mostrada para diferentes valores de reatâncias na Tabela 3.14 na forma de valores percentuais relativos à ampacidade desse mesmo condutor quando utilizado em um cabo trifásico CA. Conclui-se que operar no modo descontínuo reduz drasticamente a capacidade de condução do condutor,

reduzindo-a em relação ao condutor CA. Porém, para valores de reatância pequenos, a partir de 3%, há um acréscimo considerável da ampacidade do condutor CC que, nos piores casos (seções mais elevadas), equipara-se ao condutor CA (redução de apenas 7% para seções acima de 300 mm<sup>2</sup>). Ressalta-se que a corrente CC que circula no cabo bipolar do sistema alternativo é apenas ligeiramente maior que a corrente CA no cabo trifásico do sistema tradicional para uma mesma potência, indicando que valores de ampacidade próximos refletem a mesma seção nominal para os condutores em ambas as topologias. Nesse caso, como a transmissão CC requer um condutor a menos, obtém-se 33% de economia nos cabos longos. Para reatâncias acima de 5%, a ampacidade do condutor CC é sempre maior que 6% em relação ao condutor na configuração CA trifásica. Para uma reatância de 10%, tem-se uma ampacidade bastante próxima ao caso ideal de uma corrente CC livre de ondulações. Quanto maior a ampacidade do condutor CC, eleva-se a possibilidade de seções CC menores em relação à sua configuração CA, o que resultaria em economias acima de 33%. Como comentário final, cabe lembrar que reatâncias entre 3% e 7% já são empregadas nos conversores tradicionais para suavizar as harmônicas introduzidas na rede. Desta forma, não se esperam acréscimos de custos para o reator na transmissão CC; pelo contrário, a possibilidade de utilizar a reatância do cabo longo CC tem o potencial de reduzir o dimensionamento desse reator.

Tabela 3.13 – Percentual em relação ao valor médio das componentes harmônicas sob diferentes valores de reatância.

$X_{l,\%}$	Componente Harmônica ( $I_h/I_{cc}$ )		
	6 <sup>a</sup>	12 <sup>a</sup>	18 <sup>a</sup>
1%	95,47%	22,47%	9,94%
3%	48,85%	5,22%	1,50%
5%	27,25%	3,09%	0,90%
7%	18,89%	2,19%	0,64%
10%	12,94%	1,53%	0,45%

Tabela 3.14 - Ampacidade do condutor para o filtro com capacitância de  $50 \mu F/hp$  e diferentes valores de reatância.

mm <sup>2</sup>	CA [A]	CC constante	$X_{L\%}$				
			1%	3%	5%	7%	10%
1,5	23	22%	-13%	10%	18%	20%	21%
2,5	31	22%	-13%	9%	17%	20%	21%
4	41	21%	-14%	9%	17%	19%	20%
6	52	21%	-14%	8%	16%	18%	20%
10	73	19%	-15%	7%	15%	17%	18%
16	101	18%	-16%	6%	14%	16%	17%
25	132	17%	-17%	5%	12%	15%	16%
35	171	16%	-18%	3%	11%	13%	15%
50	213	15%	-19%	2%	10%	13%	14%
70	268	14%	-21%	1%	10%	12%	13%
95	323	14%	-23%	0%	9%	11%	12%
120	379	13%	-25%	-1%	8%	11%	12%
150	443	13%	-27%	-2%	7%	10%	11%
185	503	13%	-28%	-3%	7%	10%	11%
240	603	13%	-31%	-5%	6%	10%	11%
300	707	14%	-34%	-6%	6%	10%	12%
400	830	15%	-35%	-7%	7%	11%	13%
500	956	18%	-36%	-6%	8%	13%	15%

Por último, é exibida a ocupação proporcional das componentes CC e 6<sup>a</sup>, 12<sup>a</sup> e 18<sup>a</sup> harmônicas na capacidade total de corrente do condutor, assumindo valores de 1% e 3% de reatância (Tabela 3.15) e 5% e 7% (Tabela 3.16). Dentre as harmônicas, verifica-se que apenas a 6<sup>a</sup> harmônica tem ocupação relevante na ampacidade do condutor, principalmente para reatâncias acima de 3%. Esse impacto é maior para seções maiores, fenômeno justificado pelo acréscimo considerável da resistência devido aos efeitos proximidade e pelicular.

Tabela 3.15 - Preenchimento percentual da ampacidade pelas componentes CC e harmônicas  
(para 1% e 3% de reatância).

mm <sup>2</sup>	$X_{L,\%}$							
	1%				3%			
	Componente				Componente			
	CC	6°	12 <sup>a</sup>	18 <sup>a</sup>	CC	6°	12 <sup>a</sup>	18 <sup>a</sup>
1,5	51%	46%	3%	1%	81%	19%	0%	0%
2,5	51%	46%	3%	1%	81%	19%	0%	0%
4	51%	46%	3%	1%	81%	19%	0%	0%
6	51%	46%	3%	1%	81%	19%	0%	0%
10	51%	46%	3%	1%	81%	19%	0%	0%
16	51%	46%	3%	1%	80%	19%	0%	0%
25	50%	46%	3%	1%	80%	19%	0%	0%
35	50%	47%	3%	1%	80%	20%	0%	0%
50	49%	47%	3%	1%	80%	20%	0%	0%
70	48%	48%	3%	1%	79%	21%	0%	0%
95	46%	49%	3%	1%	78%	22%	0%	0%
120	44%	51%	4%	1%	77%	23%	0%	0%
150	42%	53%	4%	1%	75%	25%	0%	0%
185	40%	55%	4%	1%	73%	26%	0%	0%
240	37%	57%	4%	1%	71%	29%	0%	0%
300	34%	60%	4%	1%	68%	31%	0%	0%
400	32%	63%	5%	1%	66%	34%	1%	0%
500	30%	65%	5%	1%	63%	36%	1%	0%
630	51%	46%	3%	1%	81%	19%	0%	0%

Tabela 3.16 - Preenchimento percentual da ampacidade pelas componentes CC e harmônicas  
(para 5% e 7% de reatância).

mm <sup>2</sup>	$X_{L,\%}$							
	5%				7%			
	Componentes				Componentes			
	CC	6 <sup>a</sup>	12 <sup>a</sup>	18 <sup>a</sup>	CC	6 <sup>a</sup>	12 <sup>a</sup>	18 <sup>a</sup>
1,5	93%	7%	0%	0%	97%	3%	0%	0%
2,5	93%	7%	0%	0%	97%	3%	0%	0%
4	93%	7%	0%	0%	97%	3%	0%	0%
6	93%	7%	0%	0%	97%	3%	0%	0%
10	93%	7%	0%	0%	97%	3%	0%	0%
16	93%	7%	0%	0%	96%	3%	0%	0%
25	93%	7%	0%	0%	96%	3%	0%	0%
35	93%	7%	0%	0%	96%	4%	0%	0%
50	93%	7%	0%	0%	96%	4%	0%	0%
70	92%	8%	0%	0%	96%	4%	0%	0%
95	92%	8%	0%	0%	96%	4%	0%	0%
120	91%	9%	0%	0%	96%	4%	0%	0%
150	91%	9%	0%	0%	95%	5%	0%	0%
185	90%	10%	0%	0%	95%	5%	0%	0%
240	89%	11%	0%	0%	94%	6%	0%	0%
300	87%	13%	0%	0%	93%	6%	0%	0%
400	86%	14%	0%	0%	93%	7%	0%	0%
500	85%	15%	0%	0%	92%	8%	0%	0%
630	93%	7%	0%	0%	97%	3%	0%	0%



### 3.6. Conclusões

Na sequência são sintetizados os principais resultados encontrados sobre os filtros:

- A metodologia de solução por análise de circuitos fornece uma alternativa prática para examinar o RF da corrente CC e a THD da corrente CA de entrada, permitindo análises generalizadas que seriam inviáveis com simulações individuais.
- A modelagem do conversor e sua análise pode ser simplificada pela substituição do circuito composto pelo inversor e a carga (motor) por uma carga resistiva de potência constante, uma vez que valores de capacitância típicos ( $50 \mu F/hp$ ) oferecem um caminho de baixa impedância para as correntes de alta frequência oriundas do chaveamento do inversor.
- Assumir a tensão CC constante no estudo dos filtros LC simplifica a análise e gera resultados suficientemente precisos sob condições de condução contínua ( $L > 1,73\%$ , típica em operação nominal).
- Sistemas de acionamento compostos por um retificador de seis pulsos e um filtro capacitivo puro definem uma corrente CC com elevado conteúdo harmônico, que reduz drasticamente a capacidade de condução do cabo.
- Sistemas de acionamento constituídos por um retificador de seis pulsos e um filtro LC produzem uma corrente CC cujo conteúdo harmônico, e a consequente capacidade de condução do cabo, são definidos pela reatância utilizada: 3% equipara a ampacidade do cabo CC à do cabo CA, 5% a supera em relação à do cabo CA e 10% a aproxima de uma condição de corrente CC constante (sem ondulações).
- Apenas a 6ª harmônica tem ocupação relevante na ampacidade do condutor CC, principalmente para reatâncias acima de 3%.
- Sistemas de acionamento compostos por um retificador de doze pulsos produzem uma corrente CC com ondulações desprezíveis do ponto de vista da ampacidade do cabo CC.

## CAPÍTULO 4 - INFLUÊNCIA DO CABO CC NO CONTEÚDO HARMÔNICO E NAS PERDAS

---

### 4.1. Introdução

No capítulo anterior, evidenciou-se a necessidade da inclusão de um reator juntamente ao filtro capacitivo com o objetivo de suavizar as ondulações da corrente CC, isto é, reduzir a magnitude das suas componentes alternadas. Na topologia de acionamento em transmissão CC, ilustrada na Figura 4.1, a indutância do cabo contribui para a reatância indutiva e aumenta a sua capacidade de condução de corrente. Dependendo da distância do acionamento (comprimento do cabo), essa contribuição pode ser significativa. Este capítulo tem como um dos propósitos quantificar o efeito da indutância do cabo na redução dos requisitos para o reator.

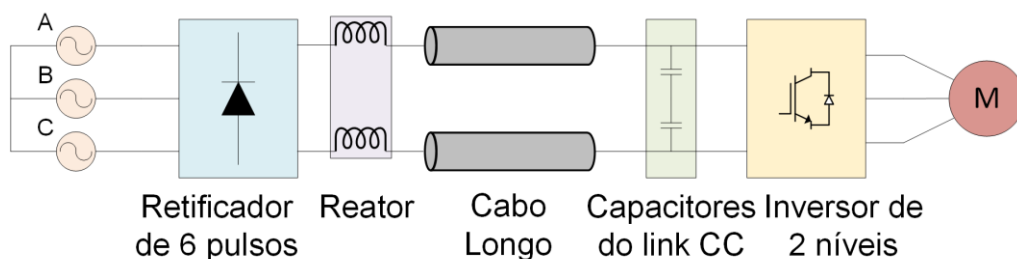


Figura 4.1 – Topologia do acionamento em transmissão CC.

Para realizar essa quantificação de forma precisa, é necessário caracterizar adequadamente os parâmetros série do cabo (resistência e indutância) ao longo do espectro de frequências presentes. Isso se deve ao fato de que, por conta dos efeitos pelicular e proximidade, tanto a resistência quanto a indutância do cabo variam com a frequência. O conhecimento da resistência CA é especialmente importante no cômputo das perdas elétricas produzidas pelas componentes alternadas da corrente CC, o que inclui o cálculo da capacidade de corrente do cabo CC. Já a reatância indutiva atua como filtro para as componentes alternadas dessa corrente. Portanto, os parâmetros série do cabo CC devem ser determinados nas

frequências que são excitadas pela tensão retificada (6<sup>a</sup>, 12<sup>a</sup>, 18<sup>a</sup>, ...). Três metodologias de cálculo desses parâmetros são comparadas: método de elementos finitos (FEM), equações analíticas (IEC 60287-1-1:2023) e a rotina *Cable Parameter Calculator* do Simulink.

Dessa forma, o capítulo está estruturado em cinco seções principais: a seção 4.2 foca na variação dos parâmetros elétricos do cabo devido aos efeitos pelicular e proximidade, cuja quantificação é realizada por meio do FEM; a seção 4.3 apresenta e quantifica os erros associados aos cálculos desses parâmetros utilizando a equação da norma IEC e a rotina *Cable Parameter Calculator* do Simulink; a seção 4.4 caracteriza a indutância do cabo como elemento de filtragem do conteúdo harmônico da corrente no cabo CC, destacando sua contribuição para a redução dos requisitos do reator; e a seção 4.5 resume as conclusões obtidas ao longo do capítulo.

## 4.2. Parâmetros dos Cabos Elétricos

Os parâmetros série dos cabos elétricos (resistência e indutância) são influenciados pelos efeitos pelicular e proximidade, os quais são discutidos na sequência.

### 4.2.1. Efeito Pelicular

Ao contrário do que acontece na circulação de correntes contínuas, cuja densidade se distribui de maneira uniforme através da seção transversal dos condutores, correntes alternadas tendem a fluir com maior intensidade através de camadas mais próximas da superfície dos condutores. Esse comportamento é denominado efeito pelicular e depende das propriedades do material do condutor e da frequência da corrente imposta.

O efeito pelicular pode ser enunciado da seguinte forma: quando o condutor é percorrido por correntes que variam no tempo, tem-se a produção de campos eletromagnéticos em seu interior que também variam no tempo. Estes, por sua vez, vão dar origem às chamadas correntes parasitas. As correntes parasitas possuem

direção e sentido de circulação de tal modo que atuam como incremento à corrente principal nas periferias e a reduz no centro do condutor. A Figura 4.2 melhora a compreensão do que foi exposto.

À medida que a frequência da corrente aumenta, mais os campos eletromagnéticos crescem e, assim, também, as correntes parasitas, pronunciando o efeito pelicular. Esse fenômeno influencia muito mais a resistência do que a indutância do cabo. Isso ocorre porque a indutância é composta por duas parcelas, a indutância interna e a externa, e apenas a primeira é afetada por esse fenômeno. Conforme será mostrado, a indutância interna de um condutor prático normalmente constitui apenas algo em torno de 10% a 20% da indutância total, considerando frequências baixas, porcentagem que é reduzida com o aumento da frequência. As expressões matemáticas que caracterizam o efeito pelicular descrevem o comportamento da densidade de corrente no interior do condutor em função da densidade de corrente em sua superfície, podendo ser encontradas em Alzamora (2020). A Figura 4.3 mostra a densidade de corrente na seção transversal de um condutor metálico para quatro frequências diferentes: 60 Hz, 1 kHz, 10 kHz e 100 kHz.

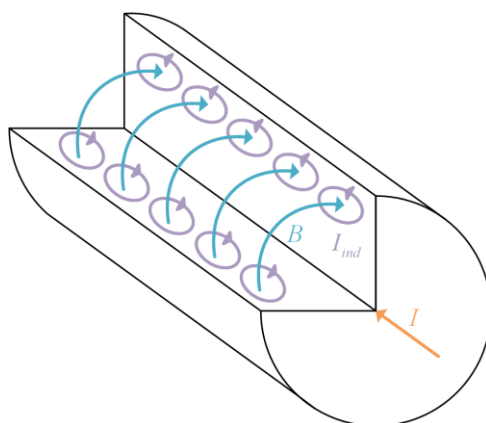


Figura 4.2 - Campos magnéticos variantes no tempo, produzidos pela corrente alternada que flui pelo condutor, geram correntes parasitas que afetam a distribuição da corrente principal.

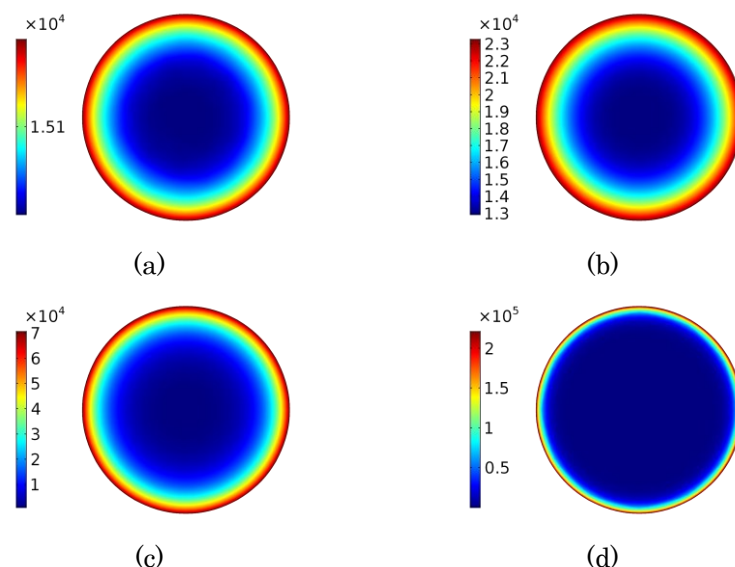


Figura 4.3 - Densidade de corrente no condutor para as frequências de: a) 60 Hz b) 1 kHz c) 10 kHz e d) 100 kHz.

#### 4.2.2. Efeito Proximidade

Outro fenômeno de especial interesse quando se estuda os parâmetros de cabos elétricos é o efeito proximidade. Enquanto o efeito pelicular é responsável por redistribuir a densidade de corrente do próprio condutor; o efeito proximidade é responsável por alterar a densidade de corrente de um condutor vizinho.

O efeito proximidade pode ser explicitado da seguinte forma: quando dois condutores estão próximos entre si e circula corrente alternada pelo primeiro, campos eletromagnéticos variantes no tempo induzem correntes no segundo. Essas correntes induzidas possuem direção e sentido de circulação de modo a aumentar a densidade de corrente do segundo condutor na região mais próxima ao primeiro. Essas correntes parasitas produzem seus próprios campos magnéticos que, em um efeito proximidade de resposta, também influenciam na densidade de corrente do primeiro condutor. Para bons condutores, os impactos do efeito proximidade são sentidos até que os campos magnéticos não consigam mais penetrar nos condutores, consequência da atenuação dos campos, quantificada pela profundidade de penetração.

Uma forma de demonstrar a presença do efeito proximidade é através da visualização das densidades de corrente presentes nos condutores quando apenas

um deles está conduzindo a corrente principal do sistema, tal como mostra a Figura 4.4. É possível perceber através dessa figura que o efeito proximidade causa uma distribuição assimétrica das densidades de correntes em todos os condutores, cujas regiões mais influenciadas são aquelas mais próximas aos condutores vizinhos.

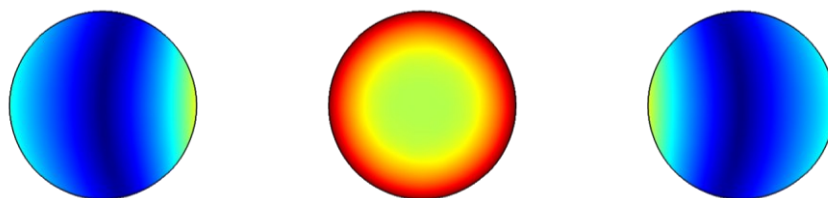


Figura 4.4 - Densidades de correntes nos condutores quando apenas o condutor central está conduzindo a corrente principal do sistema a 1 kHz.

A consequência do efeito proximidade está no acréscimo da resistência aparente e na redução da indutância do condutor, além daquela experimentada quando apenas o efeito pelicular está presente. Além disso, esse efeito é capaz também de modificar as linhas equipotenciais do sistema em problemas eletrostáticos.

Diferentemente do que acontece para o efeito pelicular, onde equações analíticas exatas conseguem retratar tal fenômeno, incluindo a concepção de fórmulas para o cálculo das resistências e das indutâncias de condutores quando esse efeito está presente; no caso do efeito proximidade, essa tarefa se torna bem mais complexa. Essa dificuldade existe porque esse efeito depende dos campos eletromagnéticos produzidos em todo sistema, onde a quantidade e a disposição geométrica dos condutores, a presença de outros elementos metálicos, como suportes, e a frequência considerada, afetam diretamente a maneira como os campos eletromagnéticos e as densidades de corrente do sistema se comportarão. Uma maneira de se considerar a presença do efeito proximidade, para qualquer tipo de sistema, é através do emprego do método de elementos finitos.

#### 4.2.3. Resistência e Indutância CC

Seja um sistema de acionamento em transmissão CC composto por dois condutores separados por uma distância igual ao seu diâmetro externo e na mesma

altura em relação a um solo ideal, isto é, estão justapostos. A resistência própria do condutor por metro,  $R_{cc}$  [ $\Omega/m$ ], é dada por:

$$R_{cc} = k \frac{\rho_{\theta}}{S} \quad (4.1)$$

em que  $\rho_{\theta}$  [ $\Omega \cdot m$ ] é a resistividade do material do condutor na temperatura máxima de operação e  $S$  [ $m^2$ ] é sua área transversal calculada a partir do diâmetro do condutor. O fator multiplicativo  $k$  representa o valor da resistência própria por metro efetiva do condutor em relação à calculada por  $\rho_{\theta}/S$ . Este fator de correção depende do diâmetro dos fios e do seu revestimento e da configuração do encordoamento e da reunião dos condutores. Nos casos apresentados, o valor de  $k$  foi determinado para cada seção do cabo com base no valor de sua resistência CC a 90 °C especificado no catálogo em comparação com sua resistência  $\rho_{90}/S$ .

A indutância CC é composta por três parcelas: a indutância própria interna,  $L_{cc,int}$  [ $H/m$ ], a indutância própria externa,  $L_{cc,externa}$  [ $H/m$ ], e a indutância mútua,  $L_{cc,mútua}$  [ $H/m$ ], definidas por:

$$L_{cc,int} = \frac{\mu}{8\pi} \quad (4.2)$$

$$L_{cc,externa} = \frac{\mu}{2\pi} \ln \frac{4h_a}{d_c} \quad (4.3)$$

$$L_{cc,mútua} = \frac{\mu}{2\pi} \ln \frac{\sqrt{D_e^2 + 4h_a^2}}{D_e} \quad (4.4)$$

em que  $\mu$  [ $H/m$ ] corresponde à permeabilidade magnética do material do condutor,  $h_a$  [ $m$ ] é a altura do condutor em relação ao solo ideal,  $d_c$  [ $m$ ] é o diâmetro do condutor e  $D_e$  [ $m$ ] é o diâmetro externo do cabo. A indutância CC efetiva do cabo,  $L_{cc}$  [ $H/m$ ], é dada por:

$$\begin{aligned}
L_{cc} &= L_{cc,int} + L_{cc,externa} - L_{cc,mútua} \\
L_{cc} &= \frac{\mu}{8\pi} + \frac{\mu}{2\pi} \ln \frac{4h_a}{d_c} - \frac{\mu}{2\pi} \ln \frac{\sqrt{D_e^2 + 4h_a^2}}{D_e} \\
L_{cc} &= \frac{\mu}{2\pi} \left( \frac{1}{4} + \ln \frac{4h_a D_e}{d_c \sqrt{D_e^2 + 4h_a^2}} \right)
\end{aligned} \tag{4.5}$$

Essa indutância corresponde à razão entre a soma dos fluxos magnéticos produzidos por ambos os condutores e a corrente que circula neles (em sentidos opostos). Por isso, ela equivale à indutância própria (soma da interna e externa) de um condutor subtraída da indutância mútua devido ao condutor adjacente.

Em presença de solo com condutividade finita, surgem correções tanto na indutância própria quanto na mútua dos cabos, associadas aos efeitos dos condutores imagem no solo. Para um sistema composto por dois cabos justapostos, essas correções se tornam praticamente iguais e se cancelam no cálculo da indutância efetiva, tornando-a praticamente independente da altura. Assumindo um condutor cuja permeabilidade magnética relativa é unitária, escreve-se a equação da indutância efetiva CC do cabo como:

$$\begin{aligned}
L_{cc} &= \frac{\mu}{2\pi} \left( \frac{1}{4} + \ln \frac{2D_e}{d_c} \right) \\
L_{cc} &= \left( 0,5 + 2 \ln \frac{2D_e}{d_c} \right) 10^{-7}
\end{aligned} \tag{4.6}$$

A equação (4.6) define o valor da indutância de dois condutores justapostos sob o solo com resistividade não-nula. Como visto, ela não depende da altura do sistema.

#### 4.2.4. Quantificação do Efeito Pelicular

O efeito pelicular afeta a resistência própria e a indutância interna dos condutores. Sendo assim, a Tabela 4.1 e a Tabela 4.2 mostram a variação percentual desses parâmetros em função da frequência em relação à resistência



CC (90 °C) e a indutância interna CC, respectivamente. Valores percentuais positivos indicam um aumento do parâmetro em relação a sua referência. Por exemplo, a resistência CA do condutor de 1,5 mm<sup>2</sup> em 100 kHz é 62% maior em relação à resistência CC dessa seção, o que representa um valor de 27,5020 Ω/km.

O valor da resistência CC é especificado no catálogo e a indutância interna tem valor fixo de  $5 \cdot 10^{-5}$  [H/km] para um material de permeabilidade magnética relativa unitária. Ordens mais elevadas de frequências, além das excitadas pela tensão retificada, são consideradas para permitir uma visão mais abrangente do fenômeno. A impedância por unidade de comprimento do condutor é definida por (de Castro (2010)):

$$z(\omega) = \frac{\sqrt{-j\omega\sigma\mu} J_1(\sqrt{-j\omega\sigma\mu}r)}{2\pi\sigma r J_0(\sqrt{-j\omega\sigma\mu}r)} \quad (4.7)$$

em que  $\omega$  [rad/s] representa a frequência angular da corrente alternada,  $\sigma$  [S/m] é a condutividade elétrica do material do condutor,  $\mu$  [H/m] corresponde à sua permeabilidade magnética, e  $r$  [m] é o raio do condutor cilíndrico. As funções  $J_0$  e  $J_1$  são as funções de Bessel de primeira espécie de ordem zero e um, respectivamente, e  $j^2 = -1$  é a unidade imaginária. A resistência CA do condutor por metro de cabo,  $R_{ca}$  [Ω/m], é a parte real desta equação, ao passo que a indutância CA interna do condutor por metro de cabo,  $L_{ca,int}$  [H/m], é a razão entre a parte imaginária desta equação e  $\omega$ . Empregou-se a função *besselj* do MATLAB para o cálculo da função de Bessel.

Tabela 4.1 - Variação da resistência própria em função da frequência devido ao efeito pelicular.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]	$R_p$ [Ω/km]	Frequência [Hz]					
	CC	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	16,9588	0%	0%	0%	0%	1%	62%
2,5	10,1753	0%	0%	0%	0%	3%	103%
4	6,3117	0%	0%	0%	0%	8%	150%
6	4,2078	0%	0%	0%	0%	16%	200%
10	2,4354	0%	0%	0%	1%	39%	285%
16	1,5429	0%	0%	1%	2%	69%	377%
25	0,9946	0%	0%	2%	4%	105%	488%
35	0,7064	0%	1%	3%	7%	138%	593%
50	0,4922	0%	2%	7%	14%	179%	725%
70	0,3468	0%	3%	13%	26%	227%	877%
95	0,2627	0%	6%	21%	39%	272%	1019%
120	0,2053	0%	9%	31%	54%	317%	1162%
150	0,1645	0%	14%	43%	70%	363%	1307%
185	0,1352	1%	20%	55%	86%	408%	1450%
240	0,1021	1%	31%	76%	110%	480%	1679%
300	0,0817	2%	43%	94%	131%	546%	1886%
400	0,0620	3%	61%	119%	161%	638%	2177%
500	0,0490	5%	79%	142%	190%	727%	2458%

Tabela 4.2 - Variação da indutância interna em função da frequência devido ao efeito pelicular.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]	$L_{int}$ [H/km]	Frequência [Hz]					
	CC	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	5.10 <sup>-5</sup>	0%	0%	0%	0%	-1%	-29%
2,5		0%	0%	0%	0%	-2%	-44%
4		0%	0%	0%	0%	-4%	-56%
6		0%	0%	0%	0%	-8%	-64%
10		0%	0%	0%	0%	-19%	-72%
16		0%	0%	0%	-1%	-32%	-78%
25		0%	0%	-1%	-2%	-45%	-82%
35		0%	0%	-2%	-4%	-53%	-85%
50		0%	-1%	-3%	-7%	-61%	-87%
70		0%	-2%	-6%	-13%	-67%	-89%
95		0%	-3%	-10%	-19%	-71%	-91%
120		0%	-5%	-15%	-26%	-75%	-92%
150		0%	-7%	-20%	-32%	-77%	-93%
185		0%	-10%	-26%	-38%	-79%	-93%
240		-1%	-15%	-34%	-46%	-82%	-94%
300		-1%	-21%	-41%	-52%	-84%	-95%
400		-2%	-29%	-48%	-58%	-86%	-96%
500		-2%	-36%	-54%	-62%	-88%	-96%

Os resultados tabelados mostram que o efeito pelicular afeta consideravelmente a resistência própria (elevando-a) e a indutância interna (reduzindo-a) dos cabos, especialmente daqueles com seções transversais mais elevadas (acima de 150 mm<sup>2</sup>). Contudo, a Tabela 4.3 mostra que a indutância interna representa menos de 20% da indutância efetiva do cabo bipolar.

Finalmente, a Tabela 4.4 mostra a variação da indutância total em função da frequência. Conclui-se que o efeito pelicular não exerce influência significativa sobre a indutância total do cabo na principal harmônica (6ª) presente na corrente CC gerada por um retificador de seis pulsos, resultando em uma redução de apenas 7% para um cabo de 500 mm<sup>2</sup> a 360 Hz. A equação da indutância efetiva que gerou os resultados tabelados não considerou a presença do efeito proximidade.

Tabela 4.3 – Composição percentual da indutância interna na indutância total.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]	$L_{int}/L_{ef}$ [%]						
	Frequência [Hz]						
	CC	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	12%	12%	12%	12%	12%	12%	9%
2,5	13%	13%	13%	13%	13%	13%	8%
4	14%	14%	14%	14%	14%	13%	7%
6	15%	15%	15%	15%	15%	14%	6%
10	16%	16%	16%	16%	16%	13%	5%
16	17%	17%	17%	17%	17%	13%	4%
25	17%	17%	17%	17%	17%	10%	4%
35	18%	18%	18%	18%	18%	10%	3%
50	19%	19%	18%	18%	17%	8%	3%
70	19%	19%	19%	18%	17%	7%	2%
95	20%	20%	19%	18%	16%	7%	2%
120	20%	20%	19%	17%	16%	6%	2%
150	20%	20%	19%	17%	14%	5%	2%
185	20%	20%	19%	16%	13%	5%	2%
240	20%	20%	18%	14%	12%	4%	1%
300	21%	21%	18%	14%	12%	4%	1%
400	21%	21%	16%	12%	10%	4%	1%
500	21%	21%	15%	11%	9%	3%	1%

Tabela 4.4 - Variação da indutância total em função da frequência devido ao efeito pelicular.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]	$L_{ef}$ [H/km]	Frequência [Hz]					
	CC	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	4,21.10 <sup>-4</sup>	0%	0%	0%	0%	0%	-3%
2,5	3,90.10 <sup>-4</sup>	0%	0%	0%	0%	0%	-6%
4	3,62.10 <sup>-4</sup>	0%	0%	0%	0%	-1%	-8%
6	3,37.10 <sup>-4</sup>	0%	0%	0%	0%	-1%	-9%
10	3,17.10 <sup>-4</sup>	0%	0%	0%	0%	-3%	-11%
16	2,87.10 <sup>-4</sup>	0%	0%	0%	0%	-6%	-14%
25	2,90.10 <sup>-4</sup>	0%	0%	0%	0%	-8%	-14%
35	2,71.10 <sup>-4</sup>	0%	0%	0%	-1%	-10%	-16%
50	2,70.10 <sup>-4</sup>	0%	0%	-1%	-1%	-11%	-16%
70	2,62.10 <sup>-4</sup>	0%	0%	-1%	-2%	-13%	-17%
95	2,55.10 <sup>-4</sup>	0%	-1%	-2%	-4%	-14%	-18%
120	2,50.10 <sup>-4</sup>	0%	-1%	-3%	-5%	-15%	-18%
150	2,50.10 <sup>-4</sup>	0%	-1%	-4%	-6%	-15%	-19%
185	2,48.10 <sup>-4</sup>	0%	-2%	-5%	-8%	-16%	-19%
240	2,46.10 <sup>-4</sup>	0%	-3%	-7%	-9%	-17%	-19%
300	2,34.10 <sup>-4</sup>	0%	-4%	-9%	-11%	-18%	-20%
400	2,41.10 <sup>-4</sup>	0%	-6%	-10%	-12%	-18%	-20%
500	2,38.10 <sup>-4</sup>	0%	-7%	-11%	-13%	-18%	-20%

#### 4.2.5. Quantificação do Efeito Proximidade

A proximidade entre os condutores altera a distribuição do campo elétrico no interior dos condutores e das linhas de fluxo magnético, afetando os valores das resistências (próprias e mútuas) e das indutâncias (próprias e mútuas). Para quantificar as consequências do efeito de proximidade em um sistema com dois condutores, foram realizadas simulações utilizando o método dos elementos finitos no *software* Comsol. Ao determinar a distribuição dos campos elétricos e eletromagnéticos do sistema, o FEM permite obter os parâmetros dos cabos considerando o efeito proximidade com elevada exatidão (Alzamora et al., 2021).

Sendo assim, a Tabela 4.5 apresenta a variação percentual da resistência própria do condutor em um sistema bipolar em função da frequência, tomando como referência a resistência própria CA de um sistema monofásico, no qual está presente apenas o efeito pelicular. Além disso, a resistência efetiva do condutor no sistema bipolar é dada pela diferença entre a resistência própria e a resistência mútua. A resistência mútua representa, de fato, o efeito da interferência entre os campos dos condutores próximos. Desse modo, a Tabela 4.5 também exhibe a diferença entre a resistência efetiva do condutor em um sistema bipolar em relação à sua resistência própria em um sistema monofásico.

Do mesmo modo, a Tabela 4.6 apresenta a variação percentual da indutância própria e da indutância efetiva (diferença entre a própria e a mútua) de um sistema bipolar, com base nos valores dos parâmetros determinados pelas equações analíticas, que consideram apenas o efeito pelicular, em relação aos valores obtidos por simulações via FEM, as quais levam em conta tanto o efeito pelicular quanto o de proximidade.

Tabela 4.5 - Variação da resistência própria e da resistência efetiva em função da frequência devido ao efeito proximidade.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]		Frequência [Hz]						
		CC	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	$R_P$	0%	0%	0%	0%	0%	0%	3%
	$R_{ef}$	0%	0%	0%	0%	0%	0%	4%
10	$R_P$	0%	0%	0%	0%	1%	9%	13%
	$R_{ef}$	0%	0%	0%	0%	1%	10%	15%
25	$R_P$	0%	0%	0%	2%	3%	15%	19%
	$R_{ef}$	0%	0%	0%	2%	3%	17%	22%
50	$R_P$	0%	0%	2%	7%	10%	21%	25%
	$R_{ef}$	0%	0%	2%	7%	11%	25%	31%
120	$R_P$	0%	0%	10%	18%	20%	29%	33%
	$R_{ef}$	0%	0%	11%	20%	24%	38%	44%
240	$R_P$	0%	2%	19%	23%	25%	33%	36%
	$R_{ef}$	0%	2%	21%	28%	31%	44%	49%
500	$R_P$	0%	7%	25%	29%	31%	38%	41%
	$R_{ef}$	0%	7%	31%	37%	41%	53%	58%

Tabela 4.6 - Variação da indutância própria e da indutância efetiva em função da frequência devido ao efeito proximidade.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]		Frequência [Hz]						
		CC	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	$L_P$	0%	0%	0%	0%	0%	0%	0%
	$L_{ef}$	0%	0%	0%	0%	0%	0%	-1%
10	$L_P$	0%	0%	0%	0%	0%	-1%	-1%
	$L_{ef}$	0%	0%	0%	0%	0%	-3%	-5%
25	$L_P$	0%	0%	0%	0%	0%	-1%	-1%
	$L_{ef}$	0%	0%	0%	0%	-1%	-5%	-8%
50	$L_P$	0%	0%	0%	0%	-1%	-2%	-2%
	$L_{ef}$	0%	0%	0%	-2%	-3%	-9%	-11%
120	$L_P$	0%	0%	-1%	-1%	-1%	-2%	-3%
	$L_{ef}$	0%	0%	-3%	-6%	-7%	-14%	-16%
240	$L_P$	0%	0%	-1%	-2%	-2%	-3%	-3%
	$L_{ef}$	0%	0%	-6%	-9%	-11%	-16%	-18%
500	$L_P$	0%	0%	-2%	-2%	-3%	-3%	-3%
	$L_{ef}$	0%	-2%	-11%	-13%	-15%	-19%	-21%

A quantificação do efeito proximidade evidencia uma elevação da resistência efetiva do cabo bipolar, ao passo que sua indutância efetiva é reduzida, embora em menor proporção. Tal como visto na análise do efeito pelicular, o impacto desses fenômenos torna-se mais significativo à medida que aumenta a área da seção transversal do cabo.

#### 4.2.6. Quantificação de Ambos os Efeitos

Os valores efetivos da resistência e da indutância CA de um cabo são influenciados simultaneamente pelos efeitos pelicular e proximidade. Dessa forma, os resultados mostrados nas duas últimas seções podem ser interpretados para obter um valor de parâmetro resultante da atuação de ambos os fenômenos para uma dada seção nominal e frequência.

Considere um exemplo de um cabo de 240 mm<sup>2</sup> a 360 Hz. Sua resistência CC de catálogo a 90 °C é de 0,1021 Ω/km. Devido ao efeito pelicular, sua resistência em 360 Hz aumenta em 31% (Tabela 4.1), atingindo 1,34.10<sup>-1</sup> Ω/km. Em um sistema bipolar, o efeito proximidade provoca um acréscimo adicional de 21% (Tabela 4.5), resultando em uma resistência efetiva de 1,62.10<sup>-1</sup> Ω/km. De modo semelhante, sua indutância CC é de 2,46.10<sup>-4</sup> H/km. Em virtude do efeito pelicular, essa indutância sofre uma redução de 3% a 360 Hz (Tabela 4.4), sendo de 2,38.10<sup>-4</sup> H/km. Na composição de um sistema bipolar, o efeito proximidade reduz ainda mais essa indutância em 6% (Tabela 4.6), resultando em um valor efetivo de 2,23.10<sup>-4</sup> H/km. Portanto, os valores da resistência CA e da indutância CA do cabo de 240 mm<sup>2</sup> em 360 Hz são, respectivamente, 1,62.10<sup>-1</sup> Ω/km e 2,23.10<sup>-4</sup> H/km.

A Tabela 4.7 e Tabela 4.8 apresentam, respectivamente, os valores das resistências CA e das indutâncias CA em relação aos seus respectivos parâmetros CC para determinadas seções e frequências. Valores positivos indicam o aumento percentual em relação ao valor de referência. Essa variação se deve à presença dos efeitos pelicular e proximidade. Conclui-se pela análise dessas tabelas que a resistência é mais impactada por esses fenômenos, mesmo em frequências relativamente mais baixas (até 1080 Hz), apresentando aumentos consideráveis para seções e frequências maiores. Para o cabo de 500 mm<sup>2</sup>, a variação em relação

à resistência CC é de 135% em 360 Hz ( $0,1152 \Omega/\text{km}$ ) e 4210% em 100 kHz ( $2,1107 \Omega/\text{km}$ ). A indutância, por sua vez, sofre redução com o aumento da seção e da frequência, porém de forma proporcionalmente menos acentuada: no caso de um cabo com seção de  $500 \text{ mm}^2$ , sua redução percentual referente à indutância CC é de -17% em 360 Hz ( $1,9713 \cdot 10^{-4} \text{ H/km}$ ) e de -37% em 100 kHz ( $1,4965 \cdot 10^{-4} \text{ H/km}$ ).

Tabela 4.7 – Variação da resistência CA em relação à resistência CC.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]	$R_{ef}$ [ $\Omega/\text{km}$ ]	Frequência [Hz]					
	CC	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	16,9623	0%	0%	0%	0%	1%	68%
10	2,4359	0%	0%	1%	1%	53%	343%
25	0,9948	0%	1%	3%	7%	139%	624%
50	0,4923	0%	4%	14%	27%	249%	992%
120	0,2053	1%	21%	57%	91%	476%	1757%
240	0,1022	3%	59%	125%	174%	739%	2651%
500	0,0490	12%	135%	239%	308%	1178%	4210%

Tabela 4.8 – Variação da indutância CA em relação à indutância CC.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]	$L_{ef}$ [H/km]	Frequência [Hz]					
	CC	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	$4,21 \cdot 10^{-4}$	0%	0%	0%	0%	0%	-4%
10	$3,17 \cdot 10^{-4}$	0%	0%	0%	0%	-5%	-16%
25	$2,90 \cdot 10^{-4}$	0%	0%	-1%	-1%	-13%	-21%
50	$2,70 \cdot 10^{-4}$	0%	-1%	-2%	-4%	-19%	-26%
120	$2,50 \cdot 10^{-4}$	0%	-4%	-9%	-12%	-26%	-32%
240	$2,46 \cdot 10^{-4}$	-1%	-9%	-16%	-19%	-30%	-34%
500	$2,38 \cdot 10^{-4}$	-2%	-17%	-23%	-26%	-34%	-37%

### 4.3. Metodologias para o Cálculo dos Parâmetros Elétricos

O cálculo dos parâmetros de cabos pelo método dos elementos finitos permite considerar simultaneamente os efeitos pelicular e de proximidade, fornecendo resultados de alta exatidão. Porém, seja pela possível indisponibilidade dessa ferramenta ou devido à maior praticidade de metodologias alternativas, é importante quantificar o possível erro potencial introduzido pelo emprego dessas outras abordagens.

A norma IEC 60287-1-1 define equações para o cálculo da resistência alternada de condutores na presença dos efeitos pelicular e proximidade:

$$R_{ca} = R_{cc}(1 + y_s + y_p) \quad (4.8)$$

em que  $R_{ca}$  [ $\Omega/m$ ] é a resistência CA que inclui os efeitos pelicular e proximidade,  $R_{cc}$  [ $\Omega/m$ ] é a resistência CC do condutor, ambas na temperatura de operação,  $y_s$  é o fator de efeito pelicular e  $y_p$  é o fator de efeito proximidade. As equações para o cálculo desses fatores para o caso de cabos de dois condutores ou dois cabos unipolares foram mostradas no capítulo 2. Como a equação presente na norma IEC é o resultado de simplificações de equações exatas compostas pela função de Bessel, espera-se um certo grau de erro nos seus resultados.

Primeiramente, a Tabela 4.9 revela a diferença dos parâmetros considerando apenas o efeito pelicular através da comparação entre o resultado obtido pela equação IEC (equação (4.8)) em comparação à equação de Bessel (equação (4.7)). Conclui-se que os resultados obtidos são praticamente os mesmos.

Tabela 4.9 - Erro percentual para a equação IEC considerando apenas o efeito pelicular.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]	Frequência [Hz]					
	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	0%	0%	0%	0%	0%	0%
2,5	0%	0%	0%	0%	0%	0%
4	0%	0%	0%	0%	0%	0%
6	0%	0%	0%	0%	0%	0%
10	0%	0%	0%	0%	0%	0%
16	0%	0%	0%	0%	0%	0%
25	0%	0%	0%	0%	0%	0%
35	0%	0%	0%	0%	0%	0%
50	0%	0%	0%	0%	0%	0%
70	0%	0%	0%	0%	0%	0%
95	0%	0%	0%	0%	0%	0%
120	0%	0%	0%	0%	0%	0%
150	0%	0%	0%	0%	0%	0%
185	0%	0%	0%	0%	0%	0%
240	0%	0%	0%	0%	0%	0%
300	0%	0%	0%	0%	0%	0%
400	0%	0%	1%	0%	0%	0%
500	0%	0%	0%	0%	0%	0%

Em seguida, a Tabela 4.10 mostra o resultado comparando a resistência efetiva obtida pela equação IEC e o FEM para o cabo bipolar considerando ambos os efeitos. Os resultados mostram que para frequências menos elevadas (até 1080 Hz), o erro gerado pela equação IEC é geralmente irrelevante.



Tabela 4.10 - Erro percentual para a equação IEC considerando ambos os efeitos.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]	$R_{ef}$ [Ω/km]	Frequência [Hz]					
	CC	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	16,9623	0%	0%	0%	0%	0%	-2%
10	2,4359	0%	0%	0%	0%	-4%	6%
25	0,9948	0%	0%	-1%	-2%	-1%	15%
50	0,4923	0%	-1%	-3%	-5%	6%	24%
120	0,2053	0%	-4%	-6%	-5%	20%	40%
240	0,1022	-1%	-6%	-3%	1%	29%	49%
500	0,0490	-3%	-2%	9%	13%	42%	64%

O cálculo da resistência CA efetiva do condutor é particularmente importante no cômputo da capacidade de corrente do cabo CC sob a presença de correntes harmônicas oriundas da retificação. Como visto no capítulo anterior, apenas a componente de 360 Hz tem ocupação relevante na ampacidade do condutor CC, principalmente para reatâncias acima de 3%. Portanto, pode-se concluir que a equação IEC pode ser empregada como método mais simples e com exatidão adequada aos cálculos de parâmetros neste contexto.

A reatância indutiva do cabo atenua as componentes alternadas presentes na corrente CC, atuando como filtro. Por isso, é importante computar a variação da indutância nas frequências múltiplas de seis da fundamental. A Tabela 4.11 mostra o erro encontrado no cômputo da resistência e da indutância empregando a rotina *Cable Parameter Calculator* do Simulink em relação ao FEM. Observa-se que o erro desse método no cálculo da resistência CA é maior que aquele obtido pela equação proveniente da norma da IEC. Para o cálculo da indutância os valores calculados são aceitáveis, com erro máximo de 12% para o cabo de 500 mm<sup>2</sup> e 360 Hz.

Tabela 4.11 - Erro percentual para a rotina *Cable Parameter Calculator* do Simulink.

Cabo [mm <sup>2</sup> ]		Frequência [Hz]						
		CC	60	360	720	1080	10 k	100 k
1,5	$R_{ef}$	0%	0%	0%	0%	0%	0%	-3%
	$L_{ef}$	0%	0%	0%	0%	0%	0%	1%
10	$R_{ef}$	0%	0%	0%	0%	-1%	-9%	-13%
	$L_{ef}$	0%	0%	0%	0%	0%	3%	5%
25	$R_{ef}$	0%	0%	0%	-2%	-3%	-14%	-19%
	$L_{ef}$	0%	0%	0%	0%	1%	6%	8%
50	$R_{ef}$	0%	0%	-2%	-6%	-10%	-20%	-25%
	$L_{ef}$	0%	0%	0%	2%	3%	9%	12%
120	$R_{ef}$	0%	0%	-10%	-17%	-19%	-27%	-32%
	$L_{ef}$	0%	0%	3%	6%	8%	16%	19%
240	$R_{ef}$	0%	-2%	-18%	-22%	-23%	-31%	-35%
	$L_{ef}$	0%	0%	7%	10%	12%	19%	22%
500	$R_{ef}$	0%	-7%	-24%	-28%	-29%	-35%	-41%
	$L_{ef}$	0%	2%	12%	15%	17%	24%	27%

#### 4.4. Indutância do Cabo como Filtro

No capítulo anterior, concluiu-se sobre a necessidade de inclusão de um reator no link CC para reduzir o conteúdo harmônico da corrente CC produzida pelo retificador de seis pulsos e elevar a capacidade de corrente do cabo. Nesse aspecto, a topologia de acionamento em transmissão CC é particularmente útil pois a indutância do cabo longo auxilia na mitigação das componentes alternadas sem afetar o valor médio da corrente.

Para computar o valor percentual de reatância do cabo e sua consequente capacidade de filtragem é necessário primeiro dimensioná-lo. A Figura 4.5 mostra o dimensionamento do cabo para algumas potências típicas e uma faixa de distâncias. O cabo é dimensionado com base na ampacidade para comprimentos até a faixa em torno dos 100 m; no entanto, o critério de queda de tensão é determinante para distâncias maiores.

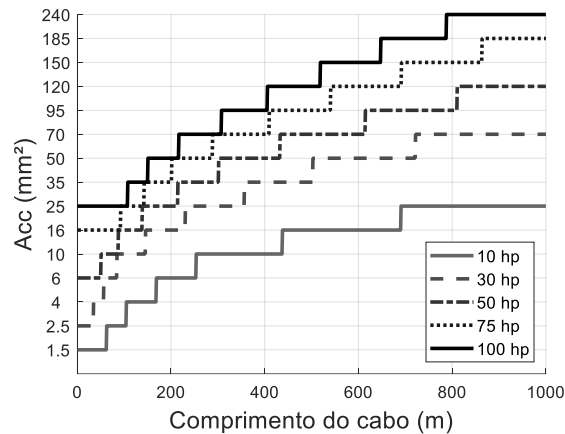


Figura 4.5 - Seção dos condutores em função da distância para o acionamento em baixa tensão empregando a transmissão CC.

A Tabela 4.12 apresenta a indutância percentual do cabo em relação à potência do sistema de acionamento. Conforme discutido no capítulo anterior, uma reatância de 3% torna a ampacidade do cabo CC equivalente à do cabo CA; uma reatância de 5% supera a ampacidade do cabo CA, enquanto que uma reatância de 10% aproxima o sistema de uma condição de corrente CC constante, com mínimas ondulações. Observa-se pela tabela que, à medida que aumenta a distância entre o acionamento e o motor, bem como a potência do motor, o valor percentual da indutância também se eleva. Essa característica permite otimizar as especificações do reator no link CC, possibilitando a redução do seu custo e volume.

Tabela 4.12 – Valor percentual de reatância do cabo em relação à impedância base do acionamento à plena carga.

Potência [hp]	Comprimento [m]									
	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
10	0,1%	0,1%	0,1%	0,2%	0,2%	0,2%	0,3%	0,3%	0,3%	0,4%
12,5	0,1%	0,1%	0,2%	0,2%	0,2%	0,3%	0,3%	0,4%	0,4%	0,4%
15	0,1%	0,1%	0,2%	0,2%	0,3%	0,3%	0,4%	0,4%	0,5%	0,5%
20	0,1%	0,2%	0,2%	0,3%	0,4%	0,4%	0,5%	0,6%	0,6%	0,7%
25	0,1%	0,2%	0,3%	0,4%	0,4%	0,5%	0,6%	0,7%	0,8%	0,8%
30	0,1%	0,2%	0,3%	0,4%	0,5%	0,6%	0,7%	0,8%	0,9%	1,0%
40	0,2%	0,3%	0,4%	0,6%	0,7%	0,8%	0,9%	1,1%	1,2%	1,3%
50	0,2%	0,4%	0,5%	0,7%	0,8%	1,0%	1,2%	1,3%	1,5%	1,6%
60	0,2%	0,4%	0,6%	0,8%	1,0%	1,2%	1,4%	1,6%	1,7%	1,9%
75	0,3%	0,5%	0,8%	1,0%	1,2%	1,5%	1,7%	1,9%	2,2%	2,4%
100	0,4%	0,7%	1,0%	1,3%	1,6%	1,9%	2,2%	2,5%	2,9%	3,2%
125	0,4%	0,8%	1,2%	1,6%	2,0%	2,4%	2,8%	3,2%	3,4%	3,8%
150	0,5%	1,0%	1,5%	1,9%	2,4%	2,9%	3,2%	3,6%	4,2%	4,7%

#### 4.5. Conclusões

Resumem-se os seguintes resultados deste capítulo:

- Na determinação da ampacidade dos cabos CC, incluindo o cálculo das perdas, bem como na sua caracterização como filtro, é fundamental considerar ambos os fenômenos, efeitos pelicular proximidade, na estimativa dos parâmetros elétricos, uma vez que suas influências são consideráveis.
- O efeito pelicular eleva significativamente a resistência própria dos cabos, enquanto reduz a indutância interna, especialmente em condutores com seções transversais superiores a  $150 \text{ mm}^2$ . No entanto, a indutância interna representa menos de 20% da indutância total de um cabo bipolar. Assim, o efeito pelicular tem influência desprezível sobre a indutância total do cabo.
- O efeito de proximidade aumenta a resistência efetiva do cabo bipolar, enquanto sua indutância efetiva é reduzida, embora em proporção menor. Assim como observado na análise do efeito pelicular, o impacto desses fenômenos torna-se mais relevante à medida que aumenta a área da seção transversal do cabo.
- Ao se considerar a ação concomitante dos efeitos pelicular e de proximidade, observa-se que a resistência é o parâmetro mais impactado, mesmo em frequências relativamente baixas (até 1080 Hz), apresentando aumentos expressivos com a elevação da seção transversal e da frequência. A indutância, por sua vez, também é reduzida com o aumento desses fatores, porém de forma proporcionalmente menos acentuada.
- Apesar de pequenos erros percentuais, a equação presente na norma IEC para o cálculo da resistência CA sob os efeitos pelicular e proximidade geram resultados aceitáveis e pode ser empregada como uma alternativa mais simples ao uso do método dos elementos finitos (FEM). O mesmo pode ser concluído quanto à utilização da rotina *Cable Parameter Calculator* do Simulink para o cálculo da indutância efetiva.
- A reatância indutiva do cabo atinge valores consideráveis para potências e comprimentos de cabo mais elevados, podendo atingir algumas unidades

percentuais da impedância base do acionamento, o que permite a redução das especificações do filtro no link CC.

## CAPÍTULO 5 - AVALIAÇÃO ECONÔMICA DOS CABOS

---

### 5.1. Introdução

Este capítulo objetiva proporcionar uma avaliação abrangente da relação econômica entre as topologias de acionamento tradicional e em transmissão CC no tocante ao custo de aquisição dos cabos e das perdas elétricas ao longo de sua vida útil estimada. Frente a tal propósito, três perspectivas de análise são exploradas:

- A primeira análise sintetiza em tabelas a ampacidade e os valores de queda de tensão em  $V/(A.Km)$  dos cabos CA e CC, de baixa e média tensão, para seções nominais típicas. Por cabos CA e CC, deve-se entender, respectivamente, o mesmo cabo unipolar sob a configuração tradicional (cabo trifásico CA – três condutores) e sob a transmissão CC (cabo bipolar – dois condutores). Essa perspectiva permite comparar diretamente a implicação do sistema no dimensionamento dos condutores.
- A segunda análise é caracterizada pela presença de gráficos bidimensionais ou biparamétricos que correlacionam a distância do acionamento (eixo horizontal) com a seção nominal CC ou CA requerida (eixo vertical) para potências nominais especificadas. Essa perspectiva representa uma aplicação dos critérios de dimensionamento e permite uma visão do impacto da topologia de acionamento na seção resultante, e o consequente custo do cabo e das perdas correlatas.
- Na terceira análise são apresentados gráficos tridimensionais ou triparamétricos que correlacionam a distância de acionamento (eixo x), uma faixa de potências (eixo y) e a seção nominal CC ou CA correspondente (eixo z). Por considerar uma faixa de potências, esse gráfico é a generalização do gráfico bidimensional e permite uma análise abrangente da amplitude das economias de cobre e das perdas, bem como a relação entre ambas.

Para compreender melhor o exposto, a Figura 5.1 mostra um gráfico presente na segunda análise (distância vs. economia, com a potência especificada)

e um da terceira análise (distância vs. potência vs. economia). Nesses gráficos, a economia percentual é mostrada como resultado da proporção entre as seções dos cabos CC e CA correspondentes.

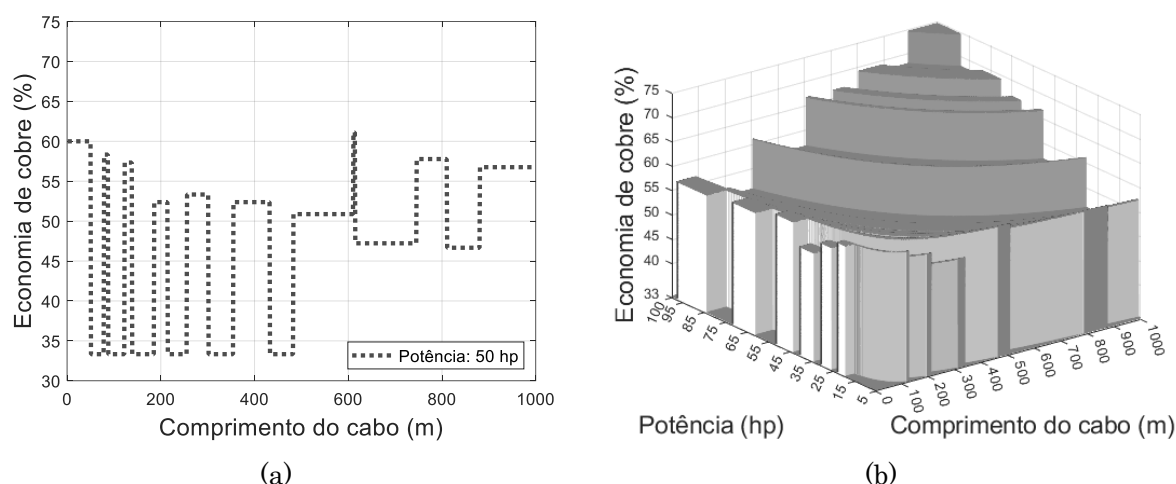


Figura 5.1 – Exemplo de análise: (a) biparamétrica e (b) triparamétrica.

Por fim, é importante destacar que o dimensionamento dos condutores depende de diversos parâmetros, incluindo as características geométricas e do material do condutor de referência, o método de instalação dos cabos, a temperatura ambiente e o percentual de queda de tensão admitido. Além disso, para o cálculo das perdas, o comportamento cíclico estimado da carga também influencia. Portanto, as análises propostas são permitidas desde que esses valores sejam definidos e fixados. Na estimação das economias em valores monetários, os custos atuais, as projeções de aumento desses custos e as estimativas de juros também devem ser definidos. Para isso, foram escolhidos cabos e comportamentos típicos de carga para aplicações industriais e os custos definidos por valores comerciais atuais com projeções razoáveis para o futuro.

## 5.2. Análise do Ponto de Vista do Cabo: Ampacidade e Queda de Tensão

O critério de dimensionamento pela capacidade de condução de corrente (ampacidade) definido pela IEC 60287-1-1:2023 e IEC 60287-2-1:2023 foi aplicado

em dois cabos de referência (de baixa e média tensão), exibidos na Tabela 5.1, sob a condição de temperatura ambiente de 30 °C.

Tabela 5.1 – Características dos cabos de referência.

Tensão Nominal	Material do Condutor	Material da Isolação (temperatura máxima de operação)	Temperatura Ambiente	Topologia Tradicional	Topologia Alternativa	Cabo de Referência
0,6/1 kV	Cobre	EPR (90 °C)	30 °C	Três cabos em formação trifólio	Dois cabos em formação plana horizontal	Cabo GSette Easy da Prysmian
3,6/6 kV	Cobre	EPR (90 °C)	30 °C	Três cabos em formação trifólio	Dois cabos em formação plana horizontal	Cabo Eprotenax da Prysmian

Os valores de ampacidade dos cabos de baixa e média tensão são exibidos na Tabela 5.2 e na Tabela 5.3, respectivamente. O condutor sob a configuração trifásica CA é utilizado como referência, com seus respectivos valores de ampacidade exibidos em ampères, enquanto a ampacidade do cabo CC é colocada em percentuais em relação a esses valores. Valores percentuais positivos indicam um aumento da capacidade do condutor CC em relação ao condutor CA. O condutor de 50 mm<sup>2</sup> sob condição CC de 5% de reatância de filtro, por exemplo, possui uma capacidade de condução de corrente 10% maior em relação ao mesmo condutor em um cabo trifásico CA, o que representa uma ampacidade de 235 A. Devido ao elevado conteúdo harmônico associado a retificadores de seis pulsos, a ampacidade do cabo de baixa tensão é exibida em função dos valores de reatâncias percentuais do filtro LC, com a capacitância definida em 50  $\mu F/hp$ , conforme descrito no capítulo 3.



Tabela 5.2 - Ampacidade do condutor de baixa tensão.

mm <sup>2</sup>	CA [A]	CC constante	$X_{l,\%}$				
			1%	3%	5%	7%	10%
1,5	23	22%	-13%	10%	18%	20%	21%
2,5	31	22%	-13%	9%	17%	20%	21%
4	41	21%	-14%	9%	17%	19%	20%
6	52	21%	-14%	8%	16%	18%	20%
10	73	19%	-15%	7%	15%	17%	18%
16	101	18%	-16%	6%	14%	16%	17%
25	132	17%	-17%	5%	12%	15%	16%
35	171	16%	-18%	3%	11%	13%	15%
50	213	15%	-19%	2%	10%	13%	14%
70	268	14%	-21%	1%	10%	12%	13%
95	323	14%	-23%	0%	9%	11%	12%
120	379	13%	-25%	-1%	8%	11%	12%
150	443	13%	-27%	-2%	7%	10%	11%
185	503	13%	-28%	-3%	7%	10%	11%
240	603	13%	-31%	-5%	6%	10%	11%
300	707	14%	-34%	-6%	6%	10%	12%
400	830	15%	-35%	-7%	7%	11%	13%
500	956	18%	-36%	-6%	8%	13%	15%

Tabela 5.3 - Ampacidade do cabo de média tensão.

mm <sup>2</sup>	CA [A]	CC	mm <sup>2</sup>	CA [A]	CC
10	87	9%	120	389	9%
16	114	9%	150	443	9%
25	150	9%	185	510	9%
35	182	9%	240	604	10%
50	219	9%	300	694	11%
70	275	9%	400	799	12%
95	336	9%	500	922	15%

A Tabela 5.4 mostra a queda de tensão por ampère-quilômetro do cabo de baixa tensão na configuração CA e CC para um fator de potência da carga de 0,86. Para o cabo CA, são exibidas as contribuições percentuais das quedas proporcionadas pelas componentes resistiva e indutiva do cabo em relação à queda de tensão total. Constata-se que a reatância indutiva é responsável por mais de 25% da queda a partir de cabos de 150 mm<sup>2</sup>. Para o cabo CC, pode-se afirmar que sua queda de tensão (unicamente resistiva) é maior que a do cabo CA até cabos de 150 mm<sup>2</sup>, sendo que, a partir dessa seção, justamente devido à maior contribuição da parcela de queda de tensão indutiva do cabo CA, o cabo CC passa a apresentar menores quedas. Considerando um fator de potência da carga de 0,90 para o cabo de média tensão (Tabela 5.5), observa-se que a partir de 120 mm<sup>2</sup> o cabo CC oferece menores valores de queda de tensão em relação ao cabo CA. É importante ressaltar que, diferentemente dos sistemas em baixa tensão, raramente a queda de tensão

estabelece a seção a ser utilizada nos sistemas em média tensão, sendo o critério de ampacidade mais prevalecente. Apesar disso, ela deve ser sempre verificada, sendo determinante em casos específicos (cabos com alguns quilômetros).

Tabela 5.4 - Queda de tensão do cabo de baixa tensão (fator de potência de 0,86).

mm <sup>2</sup>	CA [V/(A.km)]					CC [V/(A.km)]	
	$\Delta V_{Rca}$	$\Delta V_{Rca,\%}$	$\Delta V_{Xl}$	$\Delta V_{Xl,\%}$	Total	Total	CC vs. CA
1,5	25,26	99,45%	0,14	0,55%	25,40	33,92	33,71%
2,5	15,16	99,15%	0,13	0,85%	15,29	20,35	33,41%
4	9,40	98,73%	0,12	1,27%	9,52	12,62	32,99%
6	6,27	98,24%	0,11	1,76%	6,38	8,42	32,47%
10	3,63	97,17%	0,11	2,83%	3,73	4,87	31,35%
16	2,30	96,00%	0,10	4,00%	2,39	3,09	30,09%
25	1,48	93,88%	0,10	6,12%	1,58	1,99	27,70%
35	1,05	92,09%	0,09	7,91%	1,14	1,41	25,59%
50	0,73	89,09%	0,09	10,91%	0,82	0,98	21,83%
70	0,52	85,60%	0,09	14,40%	0,61	0,69	17,03%
95	0,39	82,21%	0,09	17,79%	0,48	0,53	11,88%
120	0,31	78,73%	0,08	21,27%	0,39	0,41	5,97%
150	0,25	74,87%	0,08	25,13%	0,33	0,33	-1,27%
185	0,21	71,31%	0,08	28,69%	0,29	0,27	-8,87%
240	0,16	65,88%	0,08	34,12%	0,24	0,20	-22,56%
300	0,13	62,46%	0,08	37,54%	0,21	0,16	-34,06%
400	0,10	55,95%	0,08	44,05%	0,18	0,12	-57,09%
500	0,08	51,62%	0,08	48,38%	0,16	0,10	-78,06%

Tabela 5.5 - Queda de tensão do cabo de média tensão (fator de potência de 0,90).

mm <sup>2</sup>	CA [V/(A.km)]					CC [V/(A.km)]	
	$\Delta V_{Rca}$	$\Delta V_{Rca,\%}$	$\Delta V_{Xl}$	$\Delta V_{Xl,\%}$	Total	Total	CC vs. CA
10	3,64	96,39%	0,14	3,61%	3,77	4,67	23,66%
16	2,29	94,80%	0,13	5,20%	2,41	2,93	21,62%
25	1,45	92,50%	0,12	7,50%	1,56	1,85	18,65%
35	1,04	90,28%	0,11	9,72%	1,15	1,34	15,78%
50	0,77	87,93%	0,11	12,07%	0,88	0,99	12,72%
70	0,53	84,18%	0,10	15,82%	0,63	0,68	7,80%
95	0,39	80,11%	0,10	19,89%	0,48	0,49	2,38%
120	0,31	76,71%	0,09	23,29%	0,40	0,39	-2,22%
150	0,25	73,50%	0,09	26,50%	0,34	0,32	-6,69%
185	0,20	69,67%	0,09	30,33%	0,29	0,25	-12,13%
240	0,15	64,72%	0,08	35,28%	0,24	0,19	-19,48%
300	0,13	60,63%	0,08	39,37%	0,21	0,15	-25,99%
400	0,10	56,04%	0,08	43,96%	0,18	0,12	-33,70%
500	0,08	51,59%	0,08	48,41%	0,16	0,09	-41,80%
630	0,07	47,38%	0,08	52,62%	0,14	0,07	-50,11%

### 5.3. Análise do Ponto de Vista do Sistema: Queda de Tensão

Nos cabos de baixa tensão em aplicações de média e longa distâncias (a partir de 50 a 100 m), o critério de queda de tensão prevalece sobre o da ampacidade. Sendo assim, o valor máximo de queda de tensão permitido para o cabo CA na configuração tradicional e no cabo CC na transmissão CC desempenha importância fundamental na quantificação da economia resultante da comparação entre ambos os sistemas. Por isso, critérios claros quanto à queda de tensão máxima admissível em cada sistema devem ser definidos. A relação entre a tensão do sistema e a tensão nominal do motor é determinante no valor em volts da queda de tensão nos cabos longos.

#### 5.3.1. Tensão de Alimentação Igual à Tensão do Motor

Em sistemas nos quais a tensão de alimentação é equivalente à tensão nominal do motor, assume-se que o valor admissível de queda de tensão percentual adotado como critério de dimensionamento, tanto para o cabo CA quanto para o cabo CC, seja tal que o motor em ambos os sistemas seja alimentado pelo mesmo valor de tensão.

Para um melhor entendimento, considere o caso típico de um motor acionado por um conversor composto por um retificador de seis pulsos e um inversor de dois níveis sob modulação por vetores espaciais (*Space Vector PWM*). Neste caso, a tensão média no barramento CC,  $V_{cc}$  [V], e a tensão de linha eficaz na saída do inversor,  $V_{l,inv}$  [V], são dadas, respectivamente, por:

$$V_{cc} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} V_l \quad (5.1)$$

$$V_{l,inv} = m \frac{V_{cc}}{\sqrt{2}} \quad (5.2)$$

em que  $V_l$  [V] é a tensão de linha eficaz da entrada e  $m$  é o índice de modulação. Desse modo, a relação entre a tensão de saída do inversor e a tensão de alimentação é:

$$V_{l,inv} = \frac{3}{\pi} * m * V_l \quad (5.3)$$

Nessa configuração, portanto, o inversor deve operar na região de sobremodulação ( $m = 3/\pi \approx 1,05$ ) para que o motor seja alimentado com tensão nominal ( $V_{l,inv} = V_l$ ). Admitindo que o motor opere com 96% de sua tensão nominal, a queda de tensão admissível no cabo CC em relação à tensão CA do motor,  $\Delta V_{ca}$ , é dada por:

$$\begin{aligned} \frac{(V_{cc} - \Delta V_{ca} * V_{l,inv})}{\sqrt{2}} * m &= 0,96 V_{l,inv} \\ \frac{\left(\frac{3\sqrt{2}}{\pi} V_l - \Delta V_{ca} * V_{l,inv}\right)}{\sqrt{2}} * \frac{3}{\pi} &= 0,96 V_{l,inv} \\ \Delta V_{ca} &= 0,054 \end{aligned} \quad (5.4)$$

Portanto, admitir uma queda de tensão de 4% da tensão de alimentação do motor em relação ao seu valor nominal implica em uma queda de tensão admissível para o cabo CC de 5,4% em relação à mesma referência. Esse percentual de queda em relação à tensão CC média retificada,  $\Delta V_{cc}$ , é de 4%, conforme demonstrado a seguir:

$$\begin{aligned} \frac{\Delta V_{ca} * V_{l,inv}}{V_{cc}} &= \Delta V_{cc} \\ \frac{0,054 * V_{l,inv}}{\frac{3\sqrt{2}}{\pi} V_l} &= 0,04 \end{aligned} \quad (5.5)$$

Assim, conclui-se que em sistemas cuja tensão de alimentação é igual à tensão nominal do motor, a queda de tensão percentual admissível nos cabos longos deve ser a mesma em ambos os sistemas. Nos sistemas tradicionais, essa queda

refere-se à tensão de linha CA. Já nos sistemas sob transmissão CC, ela refere-se à tensão CC média. Portanto, a queda de tensão em volts é maior no sistema em transmissão CC. Por exemplo, um sistema de 440 V alimentando um motor de 440 V com índice de modulação de 1,05 permitiria uma queda de tensão de 17,60 V no cabo CA sob a topologia tradicional e de 23,77 V no cabo CC sob a topologia proposta.

Uma outra opção é permitir maiores quedas de tensão no cabo CC e compensá-las pelo índice de modulação, o que implicaria intensificar a operação do inversor na região de sobremodulação, acarretando maiores distorções harmônicas na tensão sintetizada. O mesmo conceito pode ser adotado no sistema tradicional levando em conta que a tensão de saída do inversor é transmitida pelo cabo antes de atingir o motor.

### 5.3.2. Tensão de Alimentação Superior à Tensão do Motor

Instalações industriais podem apresentar níveis de tensão secundários disponíveis para utilização maiores que as tensões nominais do motor. Sistemas norte-americanos em baixa tensão de 480 V acionando motores de 460 V ou sistemas brasileiros de 460 V acionando motores de 440 V são exemplos, principalmente, em aplicações em longas distâncias.

A Tabela 5.6 apresenta os valores máximos permitidos de queda de tensão no cabo para diferentes relações entre a tensão de alimentação e a tensão nominal do motor ( $V_l/V_{l,mot}$ ), considerando motores operando com tensão nominal ou 96% deste valor. O índice de modulação é assumido como 1,05 ou 1. Valores negativos indicam a impossibilidade da operação na condição correspondente. Por exemplo, uma instalação com tensão disponível de 480 V permite uma queda de tensão de 4,01% no cabo CC (em relação à tensão CC média), resultando em 25,97 V, e ainda assim alimentar um motor sob tensão nominal de 440 V. Da mesma forma, para o sistema tradicional, uma queda de tensão no cabo CA de 4,17% em relação à tensão do motor ou 18,37 V é permitida. Face ao exposto, verifica-se que a queda de tensão em volts admissível no cabo CC é maior.

Tabela 5.6 - Quedas de Tensões Admissíveis.

Relação de Tensões ( $V_t/V_{Lmot}$ )	Tensão de Alimentação [V]	Tensão CC [V]	Índice de Modulação	Tensão Nominal do Motor [V]	Percentual da Tensão Nominal no Motor	Queda de Tensão Admissível			
						% CC	CC [V]	% CA	CA [V]
1	440	594	1,05	440	0,96	4,00%	23,77	4,00%	17,60
1,05	460	621	1,00	440	0,96	3,84%	23,85	3,83%	16,87
1,05	460	621	1,05	440	0,96	8,17%	50,78	8,55%	37,60
1,05	460	621	1,00	440	1	-0,17%	-1,04	-0,17%	-0,73
1,05	460	621	1,05	440	1	4,35%	27,01	4,55%	20,00
1,09	480	648	1,00	440	0,96	7,85%	50,86	8,17%	35,97
1,09	480	648	1,05	440	0,96	12,23%	79,31	13,38%	58,88
1,09	480	648	1,00	440	1	4,01%	25,97	4,17%	18,37
1,09	480	648	1,05	440	1	8,58%	55,60	9,38%	41,28
1,04	480	648	1,00	460	0,96	3,66%	23,71	3,64%	16,77
1,04	480	648	1,05	460	0,96	8,25%	53,45	8,63%	39,68
1,04	480	648	1,00	460	1	-0,36%	-2,31	-0,36%	-1,63
1,04	480	648	1,05	460	1	4,17%	27,01	4,35%	20,00

No caso do acionamento em transmissão CC, a localização do inversor próximo à carga permite o ajuste direto da tensão do motor através do índice de modulação. No acionamento tradicional, a tensão de saída do inversor regulada pelo índice de modulação é reduzida pela queda de tensão do cabo antes de atingir os terminais do motor. Esses fatores devem ser levados em conta na configuração do inversor de acordo com o tipo de controle empregado.

#### 5.4. Gráficos: Distância vs. Seção

Conforme já mencionado, diversos parâmetros influenciam o cálculo da viabilidade econômica, tal como as especificações dos componentes do sistema e o comportamento da carga. Para a construção dos gráficos, esses parâmetros foram fixados com base em valores industriais típicos, considerando dois sistemas: um de baixa tensão e outro de média tensão. A potência do motor e a distância de acionamento são parâmetros variáveis, sendo que o primeiro abrange valores típicos e o segundo uma ampla faixa de valores. A Tabela 5.7 apresenta os parâmetros adotados e seus respectivos valores.

Tabela 5.7 – Especificações nominais dos sistemas de referência.

		Baixa Tensão	Média Tensão
Motor	Potência	10, 30, 50, 75, 100 hp	500 hp a 5000 hp (de 500 em 500 hp)
	Tensão	440 V	4160 V
	Rendimento	94,5%	96,7%
	Fator de Potência	0,86	0,90
Conversor	Retificador	6 pulsos	18 pulsos
	Inversor	2 níveis	3 níveis NPC
	Tensão no link CC	648 V	6,1 kV
	Índice de Modulação	1	0,96
	Frequência de Chaveamento	5 kHz	540 Hz
	Modulação	SVPWM	3-L SVPWM

Os parâmetros para o cálculo dos preços dos cabos e do custo da energia são exibidos na Tabela 5.8 e na Tabela 5.9.

Tabela 5.8 – Custos e dados financeiros.

Custo	Parâmetro	Valor
Energia	Fator de carga	0,8
	Fator de utilização	0,8
	Preço da energia (horário de pico)	0,590 R\$/kWh
	Preço da energia (horário fora do pico)	0,402 R\$/kWh
	Taxa de juros anual	6%
	Aumento anual do preço da energia	5%
	Vida-útil do cabo	20 anos

Tabela 5.9 - Preço do cabo unipolar de baixa tensão (BT) e de média tensão (MT).

mm <sup>2</sup>	Preço [R\$/m]		mm <sup>2</sup>	Preço [R\$/m]	
	BT	MT		BT	MT
1,5	1,79	-	95	73,02	156,02
2,5	2,57	-	120	93,36	187,56
4	3,80	-	150	117,17	231,1
6	5,22	-	185	141,22	281,1
10	8,49	40,43	240	184,31	361,71
16	13,04	48,59	300	249,54	448,78
25	20,21	60,82	400	358,25	593,9
35	27,78	74,41	500	466,96	739,02
50	40,03	93,39	630	608,28	927,68
70	55,70	123,48			

#### 5.4.1. Sistemas em Baixa Tensão

As próximas seções exibem a economia de cobre, as perdas e o resultante valor econômico da comparação entre os sistemas de acionamento tradicional e em transmissão CC para sistemas em baixa tensão de referência.

#### 5.4.1.1. Economia de Cobre

A Figura 5.2 exibe a seção nominal ( $\text{mm}^2$ ) dos condutores dimensionada para o sistema em baixa tensão especificado na Tabela 5.7 em função do comprimento do cabo e assumindo os dois modos de acionamento: transmissão CA (Figura 5.2(a)) e transmissão CC (Figura 5.2(b)). A economia em porcentagem de cobre proporcionada pelo emprego do cabo bipolar em comparação ao trifásico é mostrada para as potências de 50 hp (Figura 5.3(a)) e 100 hp (Figura 5.3(b)).

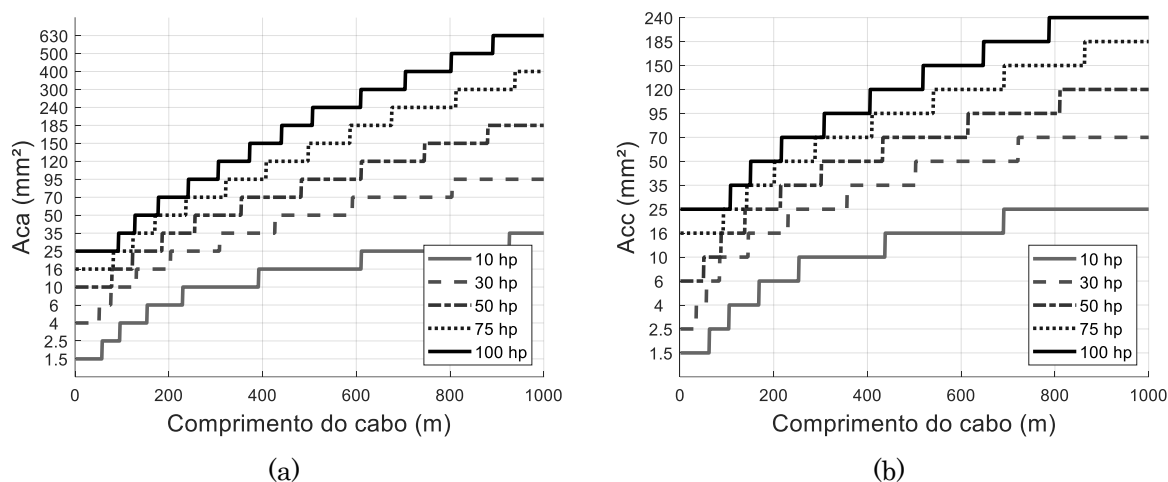


Figura 5.2 – Seção dos condutores em função da distância para o acionamento em baixa tensão e transmissão: (a) CA e (b) CC.

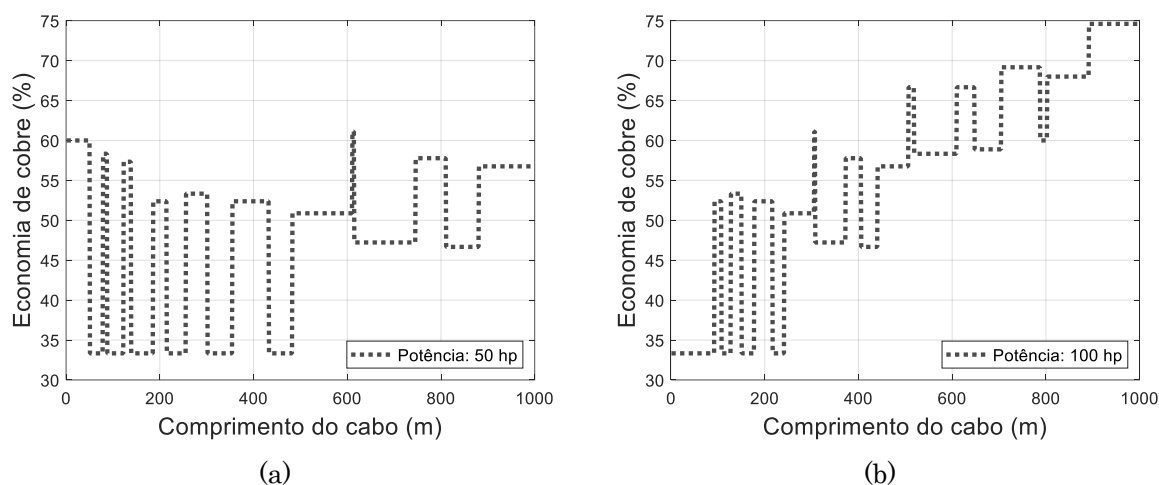


Figura 5.3 – Economia de cobre percentual resultante para o motor de: (c) 50 hp e (d) 100 hp.



Os gráficos indicam que, na faixa de aproximadamente 50 m a 100 m, tanto os condutores CA quanto os CC são redimensionados pelo critério de queda de tensão para todas as potências de motor consideradas. Essa análise demonstra que o critério de ampacidade não é o critério determinante no dimensionamento de cabos de baixa tensão com comprimentos elevados.

Outro ponto importante é que os condutores CA exigem redimensionamentos em menores distâncias e mais frequentes do que os condutores CC. Isso se deve ao fato de que, como discutido anteriormente, a transmissão em CC admite quedas de tensão mais elevadas (em volts). Além disso, a contribuição significativa da componente indutiva na queda de tensão dos cabos CA resulta em valores mais elevados de queda de tensão quando comparados aos cabos CC, especialmente para seções superiores a 150 mm<sup>2</sup>. Por exemplo, um motor de 100 hp com cabo de 400 m requer um cabo trifásico de 150 mm<sup>2</sup>. Já na transmissão em CC, um cabo bipolar de 95 mm<sup>2</sup> é suficiente, resultando em uma economia de cobre de 57,78%.

Diante disso, conclui-se que a transmissão em corrente contínua não apenas elimina a necessidade de um condutor a mais, como também pode exigir seções nominais menores em relação à configuração convencional de acionamento. Esse resultado indica um potencial significativo de economia de cobre com o emprego da topologia alternativa, além das vantagens técnicas da eliminação dos fenômenos de alta frequência relacionados à reflexão dos pulsos no cabo.

#### 5.4.1.2. Perdas Elétricas

A razão entre as perdas nos cabos CC e CA é exibida para as potências de 50 hp (Figura 5.4(a)) e 100 hp (Figura 5.4(b)). O fato de a transmissão CC possibilitar condutores de menor seção nominal pode implicar em maiores perdas nos cabos, mesmo possuindo um condutor a menos. Por exemplo, o cabo trifásico de 150 mm<sup>2</sup> tem 0,5253 mW/(m.A<sup>2</sup>) de perdas (o triplo da resistência CA), enquanto o cabo bipolar de 95 mm<sup>2</sup> tem 0,5008 mW/(m.A<sup>2</sup>) (o dobro da resistência CC), resultando em uma relação de perdas CC/CA de 1,05. Para uma distância de 400 m

e correntes CC e CA respectivas de 97,39 A e 96,32, as perdas resultantes são de 1993 W e 1858 W, resultando em uma razão de perdas CC/CA de 1,07.

Esse resultado é o reflexo do dimensionamento pelos critérios térmico e de queda de tensão que visam obter a seção mínima e, portanto, resultam no menor valor possível para a aquisição dos cabos. Caso o projetista opte por considerar também os custos com as perdas elétricas, deve-se avaliar as seções pelo critério econômico. Outra opção é assumir para os condutores CC a mesma seção nominal dimensionada para o condutor CA. Nesse caso, a economia de cobre é de 33% e as perdas CC são em torno de 70% daquelas presentes no acionamento tradicional.

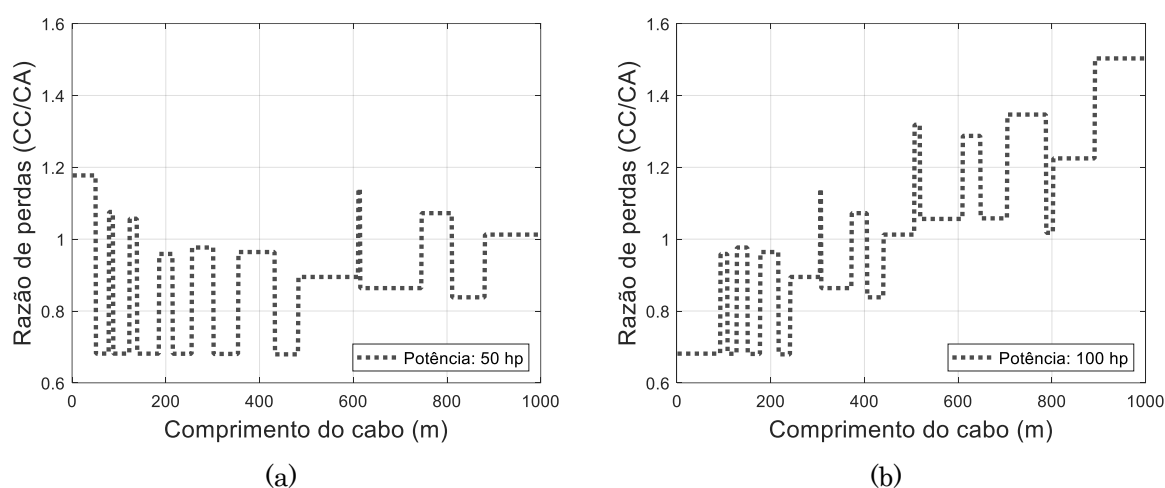


Figura 5.4 – Razão entre as perdas nos cabos para o motor de: (a) 50 hp e (b) 100 hp.

#### 5.4.1.3. Economia Estimada (R\$)

Finalmente, a economia com a aquisição dos cabos e com o custo da energia relacionada às perdas elétricas pode ser expressa em valores monetários empregando os dados mostrados na Tabela 5.8 e Tabela 5.9. A Figura 5.5 exibe essa economia em milhares de reais para o motor de 50 hp para duas premissas de dimensionamento: (i) seção mínima para os condutores CC e CA e (ii) seção dos condutores CC equivalente à dos CA. A Figura 5.6 exibe os mesmos resultados para o motor de 100 hp, ao passo que a Figura 5.7 mostra a economia total, isto é, a soma de ambas.

Conclui-se pela análise dessas figuras que os custos do cabo e da energia são equivalentes até a faixa de 500 m, mas a economia de cobre se torna substancialmente maior para comprimentos mais elevados. Isso indica que o critério de seção mínima é preferível, mesmo resultando em perdas maiores. Outro ponto é que a economia é proporcional à potência e à distância do acionamento, o que pode justificar o acionamento em transmissão CC para sistemas maiores.

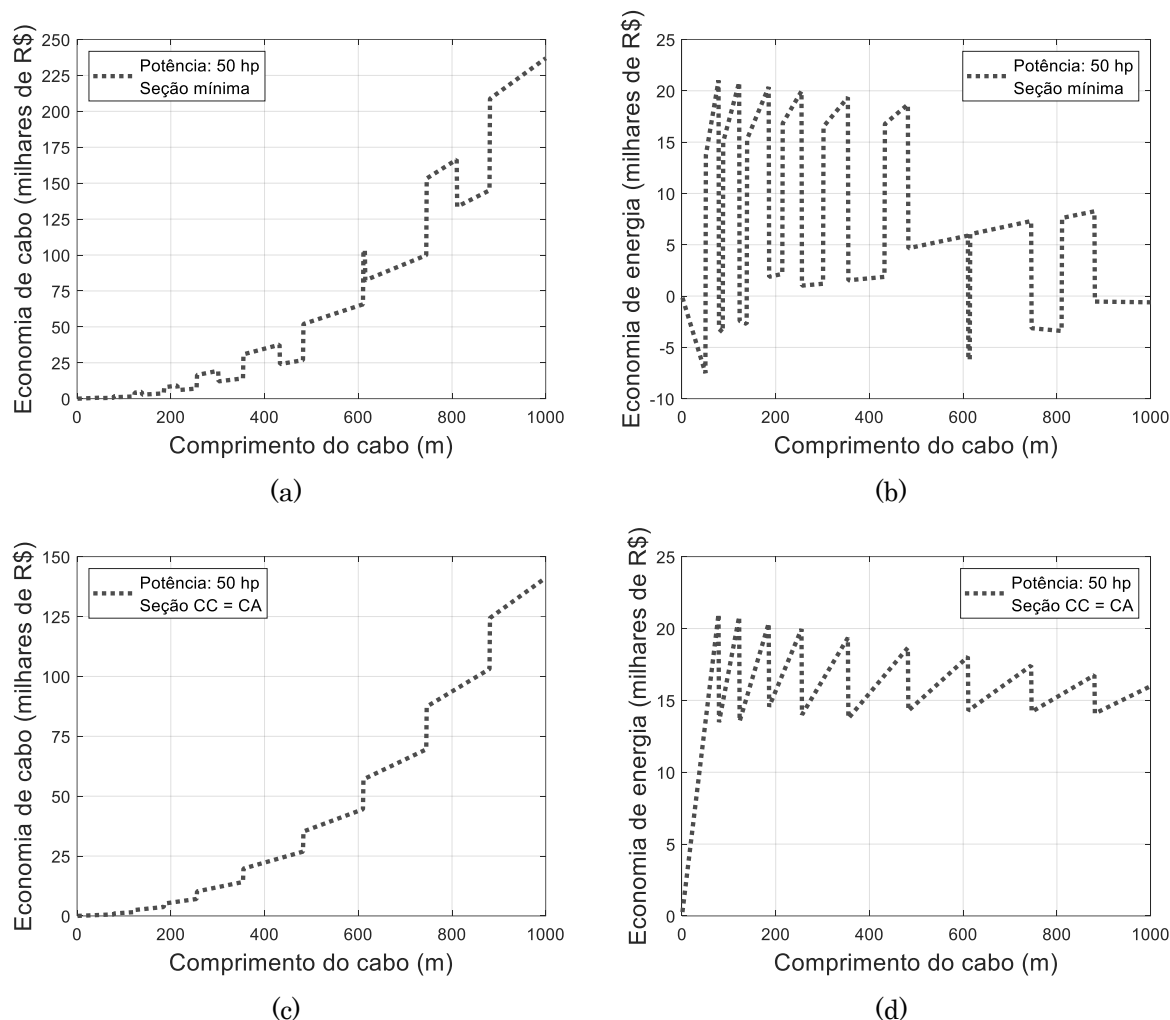


Figura 5.5 – Economia para o motor de 50 hp de (a) cabo e (b) energia para condutores com seção mínima e economia de (c) cabo e (d) energia para condutores CC com seção equivalente à dos CA.

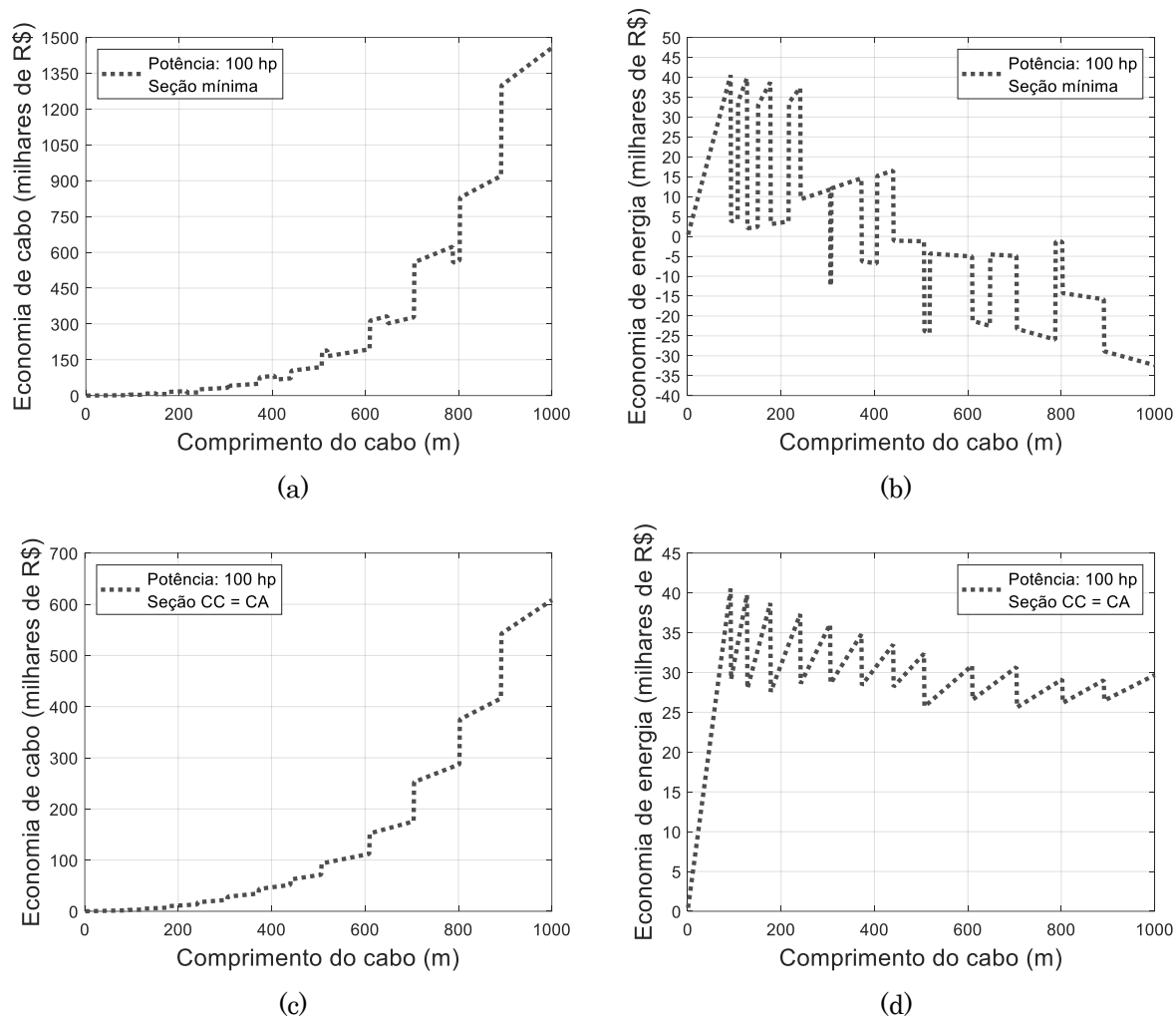


Figura 5.6 – Economia para o motor de 100 hp de (a) cabo e (b) energia para condutores com seção mínima e economia de (c) cabo e (d) energia para condutores CC com seção equivalente à dos CA.

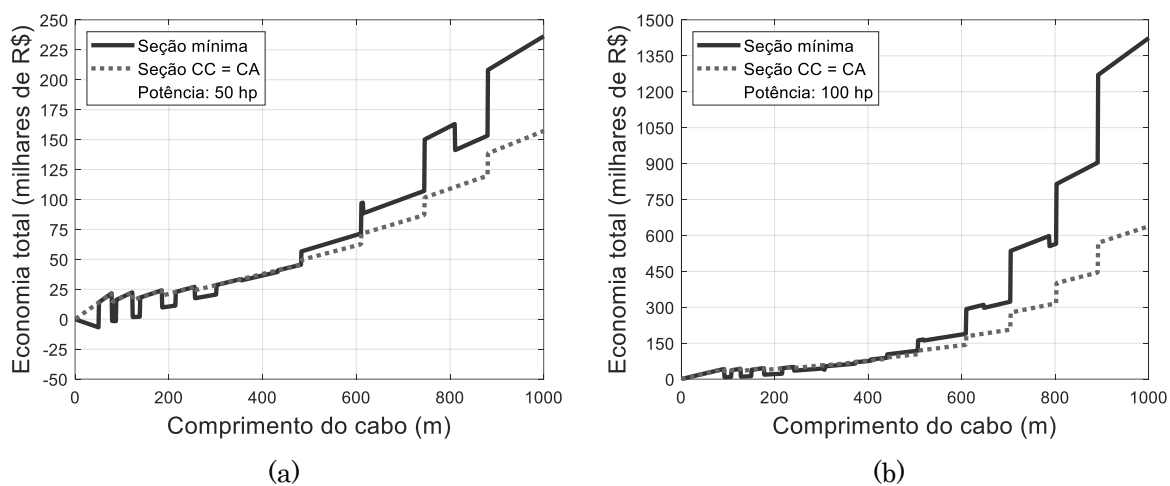


Figura 5.7 - Economia total para o motor de: (a) 50 hp e (b) 100 hp.

#### 5.4.2. Sistemas em Média Tensão

As subseções a seguir apresentam a economia de cobre, as perdas elétricas e a análise econômica resultante da comparação entre o acionamento convencional e o acionamento em transmissão CC, considerando sistemas em média tensão como referência.

#### 5.4.2.1. Economia de Cobre

A Figura 5.8 ilustra o dimensionamento da seção nominal dos condutores para uma distância de até 1000 m considerando o sistema em média tensão especificado na Tabela 5.7. É exibida a seção mínima especificada para os cabos sob as duas topologias de acionamento: a tradicional, representada na Figura 5.8(a), e a sob transmissão CC, na Figura 5.8(b).

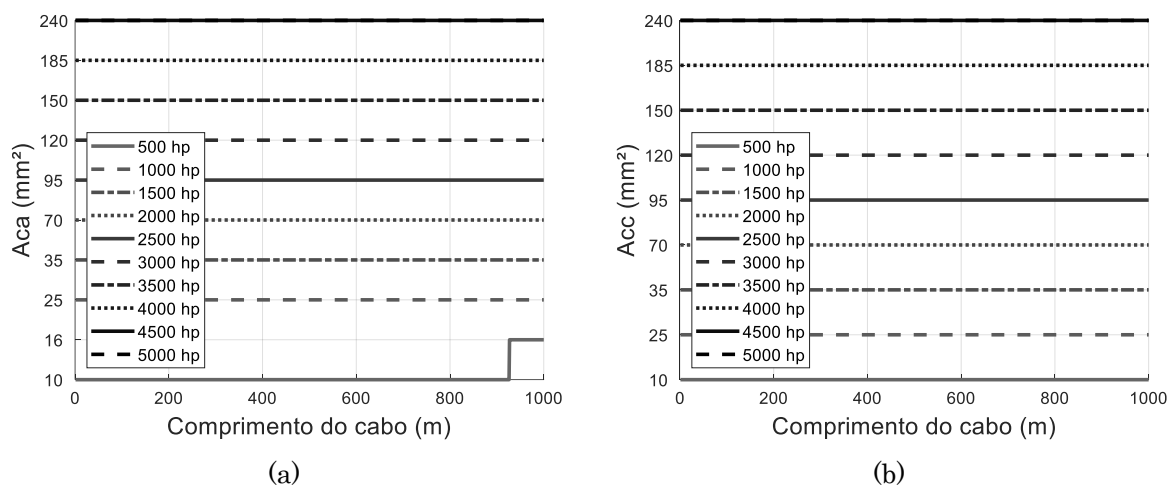


Figura 5.8 - Seção dos condutores em função da distância para o acionamento em média tensão e transmissão: (a) CA e (b) CC.

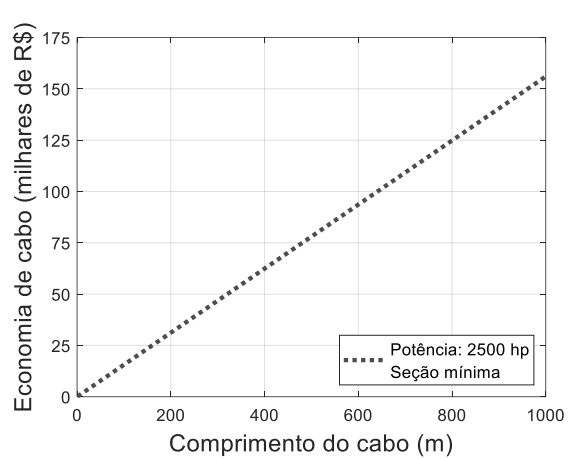
Observa-se que para os sistemas em média tensão, provavelmente não é necessário o redimensionamento dos condutores para distâncias inferiores a 1 km, uma vez que a ampacidade passa a ser o critério determinante. Apenas o cabo CA para o motor de 500 hp foi redimensionado em 926 m. Portanto, a economia de cobre para as potências apresentadas é geralmente de 33%, isto é, o cabo CC possui condutores da mesma seção nominal que o cabo CA, mas possui um condutor a menos.

#### 5.4.2.2. Perdas Elétricas

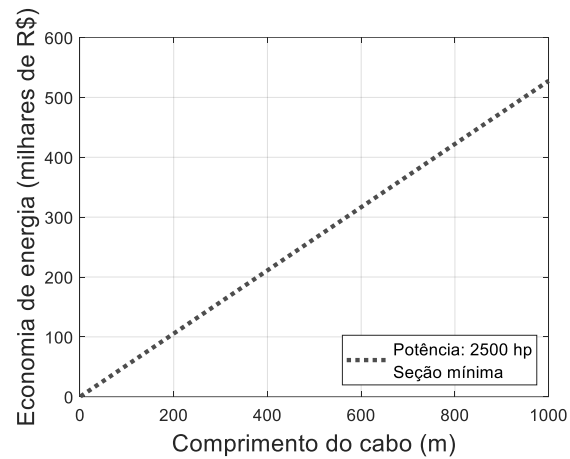
Uma vez que os condutores não são redimensionados, as perdas no cabo bipolar representam cerca de 70% das perdas do cabo trifásico em toda a faixa de distâncias considerada (até 1000 m).

#### 5.4.2.3. Economia Estimada (R\$)

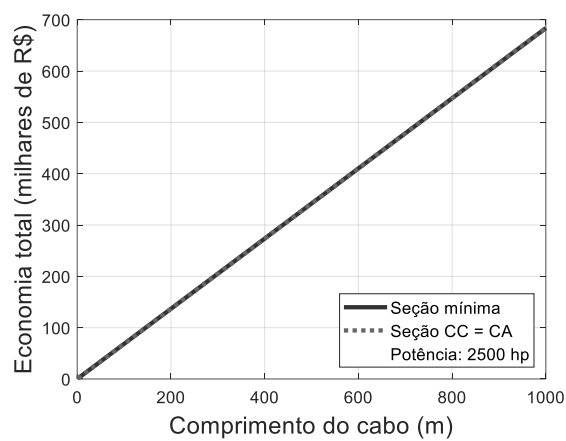
A Figura 5.9 e a Figura 5.10 revelam a economia relativa à aquisição dos cabos, à energia e a economia resultante para os motores de 2500 hp e 5000 hp, respectivamente. Como não há redimensionamento dos condutores, a economia cresce linearmente com a distância. Devido a isso, e diferentemente dos cabos de baixa tensão, a economia com a energia é mais significativa que a redução da compra dos cabos. É válido lembrar que a natureza dessas economias é diferente: enquanto a de energia é distribuída ao longo do período de vida-útil estimada do cabo, a de aquisição dos cabos representa um custo inicial. Essas economias também são tão maiores quanto maior for a potência do motor relacionada ao respectivo cabo dimensionado.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.9 - Economia para o motor de 2500 hp de (a) cabo, (b) energia e (c) resultante.

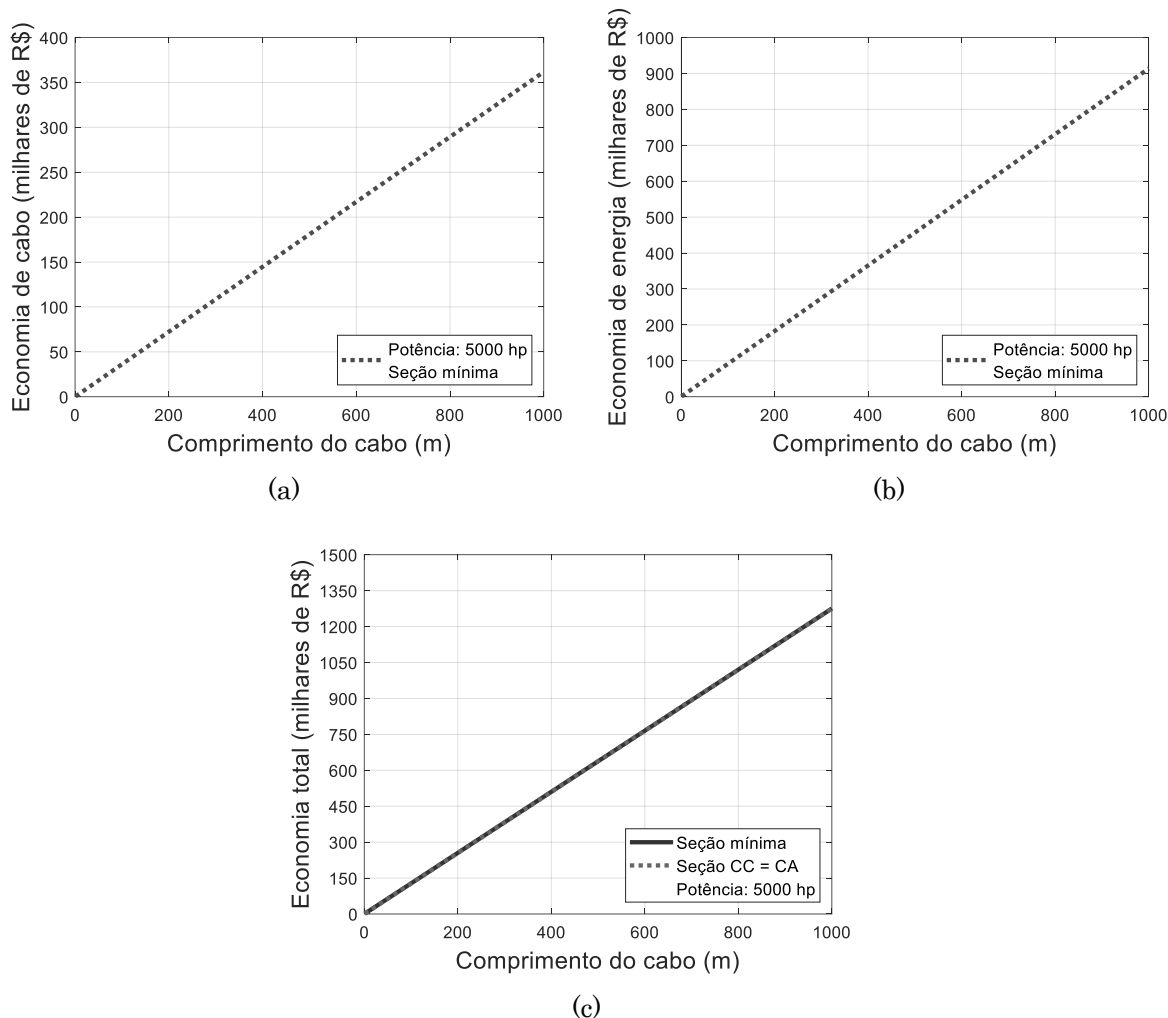


Figura 5.10 – Economia para o motor de 5000 hp de (a) cabo, (b) energia e (c) resultante.

#### 5.4.2.4. Seção Econômica

Conforme mostrado, os custos das perdas energéticas trazidas a valor presente possuem maior impacto que o preço do cabo para sistemas em média tensão. Esse resultado motivou a análise sob o critério econômico, especificado na seção 2.4.3. A seção nominal selecionada por este critério representa o valor mínimo ótimo que engloba tanto o valor de aquisição dos cabos, como o custo em valor presente das perdas elétricas ao longo da sua vida útil.

Através de uma rotina computacional, calcularam-se os custos do sistema de 1000 hp para a distância de acionamento de 1000 m considerando diversas seções nominais, incluindo teóricas, variando de 10 mm<sup>2</sup> até 630 mm<sup>2</sup>. A Figura 5.11(a) e a Figura 5.11(b) exibem os resultados para os sistemas sob a topologia alternativa



e tradicional, respectivamente, mostrando os preços dos cabos, do valor presente do custo de energia e o custo total.

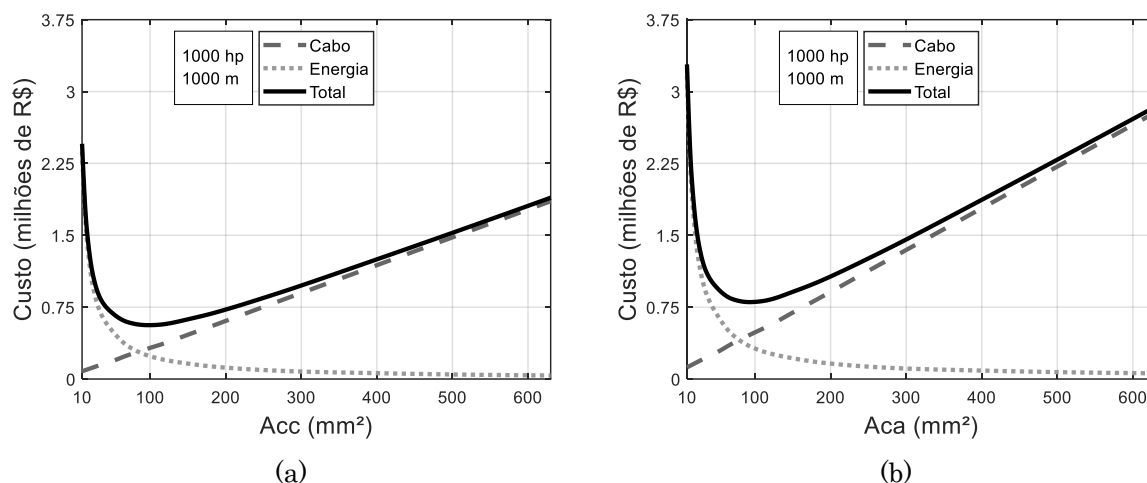


Figura 5.11 – Custos (em milhares de reais) do cabo, da energia e total para o sistema sob: (a) a topologia alternativa e (b) a topologia tradicional.

Conforme evidenciado pelas figuras, o custo dos cabos aumenta para seções maiores, ao passo que o custo da energia diminui, de modo que a soma deles, representada pelo custo total, tem um ponto mínimo. Esse ponto mínimo, que é a seção econômica, é de 92,90 mm<sup>2</sup> para o sistema sob a topologia tradicional, e 98,40 mm<sup>2</sup> sob a topologia alternativa. Essa seção pode ser calculada de maneira direta através das equações apresentadas na seção 2.4.3, que representam a minimização da função custo total para as topologias tradicional e alternativa, respectivamente. Aplicando essas equações neste estudo de caso, obtém-se uma seção mínima de 86,97 mm<sup>2</sup> para os cabos CA e 92,29 mm<sup>2</sup> para os CC. Esses valores estão muito próximos dos calculados de maneira exata através da rotina computacional, justificando a utilização dessas equações devida à sua simplicidade e aplicação direta. Adotando valores de seções nominais padronizadas (coincidentemente, as seções econômicas das duas topologias são de 95 mm<sup>2</sup>), pode-se construir a Tabela 5.10, em que são mostrados também casos para cargas de 2500 hp e 5000 hp, todos sob a distância do acionamento em 1000 m.

Tabela 5.10 – Custos ao se adotar as seções nominais comerciais selecionadas pelos critérios mínimo e econômico.

Carga	Top.	Custo (milhares de R\$)										
		mm <sup>2</sup>		Cabo			Energia			Total		
		Min.	Eco.	Min.	Eco.	Dif.	Min.	Eco.	Dif.	Min.	Eco.	Dif.
1000 hp	CA	25	95	182	468	286	1256	335	-922	1439	803	-636
	CC	25	95	122	312	190	943	250	-693	1065	562	-502
	Eco.			61	156		313	84		374	240	
2500 hp	CA	95	240	468	1085	617	2092	840	-1253	2560	1925	-636
	CC	95	240	312	723	411	1565	611	-953	1877	1335	-542
	Eco.			156	362		528	228		684	590	
5000 hp	CA	240	400	1085	1782	697	3359	2202	-1157	4444	3983	-460
	CC	240	500	723	1478	755	2445	1187	-1258	3168	2665	-504
	Eco.			362	304		914	1015		1275	1319	

Primeiramente, confrontando os custos para o motor de 1000 hp da topologia alternativa com as seções definidas pelo critério econômico (95 mm<sup>2</sup>) em relação aos critérios de seção mínima (25 mm<sup>2</sup>), pode-se verificar um aumento substancial na aquisição dos cabos, em torno de R\$ 190.000,00, ao se adotar a primeira. Por outro lado, o custo da energia reduziu em torno de R\$ 693.000,00, sendo a economia líquida de cerca de R\$ 502.000,00 ao longo de 20 anos.

Uma análise análoga pode ser realizada no sistema sob a topologia tradicional. Verificou-se um acréscimo considerável no custo dos cabos (R\$ 286.000,00) ao adotar a seção econômica (95 mm<sup>2</sup>) em relação à seção mínima (25 mm<sup>2</sup>), mas compensada por uma redução muito maior nas perdas (R\$ 922.000,00). A economia líquida no sistema sob a seção econômica gira em torno de R\$ 636.000,00.

Agora, comparando os custos entre as topologias, verifica-se que independentemente do critério selecionado, há uma economia líquida ao se considerar a topologia alternativa. Essa economia é de R\$ 374.000,00 quando os cabos de ambas as topologias são dimensionados para a seção mínima e de R\$ 240.000,00 para cabos com a seção econômica.

Ao comparar as economias obtidas com a seção econômica para cada uma das cargas sob a mesma topologia (CC ou CA), conclui-se que elas se mantêm numericamente próximas, isto é, sistemas de acionamento com cargas mais elevadas não indicam maiores economias totais proporcionais com o uso da seção econômica. Por outro lado, conforme já comentado, a topologia em transmissão CC

resulta em valores de economia que aumentam com cargas maiores, seja utilizando o cabo dimensionado pela seção mínima ou econômica.

A partir dos resultados, é importante levantar a seguinte questão: até que ponto o projetista do sistema ou o investidor prefere gastar um valor bem mais alto na aquisição dos cabos a fim de obter uma economia maior, porém distribuída em duas décadas? Além disso, o cômputo do custo em valor presente da energia depende de uma série de parâmetros econômicos, como juros, projeção do aumento das tarifas e a estimativa da vida útil do cabo, que dificilmente vão refletir a realidade com exatidão, principalmente em países com baixa previsibilidade econômica, como o Brasil. Da mesma forma, os parâmetros elétricos, como a previsão do comportamento da carga, podem apresentar variações. A resposta para essa pergunta relaciona-se às características econômicas da atividade industrial e do perfil do investidor onde implementar-se-á cada projeto, sendo que o projetista ainda pode considerar outras seções intermediárias entre a mínima e a econômica. O fato é que, independentemente do critério de seleção das seções, verifica-se sempre uma economia líquida nos custos relacionados aos cabos a favor da topologia em transmissão CC.

#### 5.5. Gráficos: Potência vs. Distância vs. Seção

Com base nos sistemas de referência da Tabela 5.7, foram estimadas a economia de cobre e as perdas elétricas para distâncias de até 1000 m e potências de 5 a 100 hp em baixa tensão e 500 a 5000 hp em média tensão. A Figura 5.12 revela que a economia de cobre ao empregar o acionamento CC varia desde 33% (seções CC e CA iguais) até 75% (seção CC menor) para os sistemas em baixa tensão. Isso resulta em uma razão de perdas CC/CA no cabo que varia de 0,68 até 1,5. Valores superiores a 1 indicam que as perdas no cabo CC são maiores, resultado do uso de seções menores que possuem, naturalmente, maiores valores de resistência. Nos sistemas em média tensão, a economia de cobre ao empregar a configuração alternativa é tipicamente de 33%, com perdas em torno de 73% em relação à tradicional. Algumas pequenas faixas de potência exigem condutores CA

maiores e, portanto, aumentam a economia e reduzem a eficiência comparativa da transmissão CC.

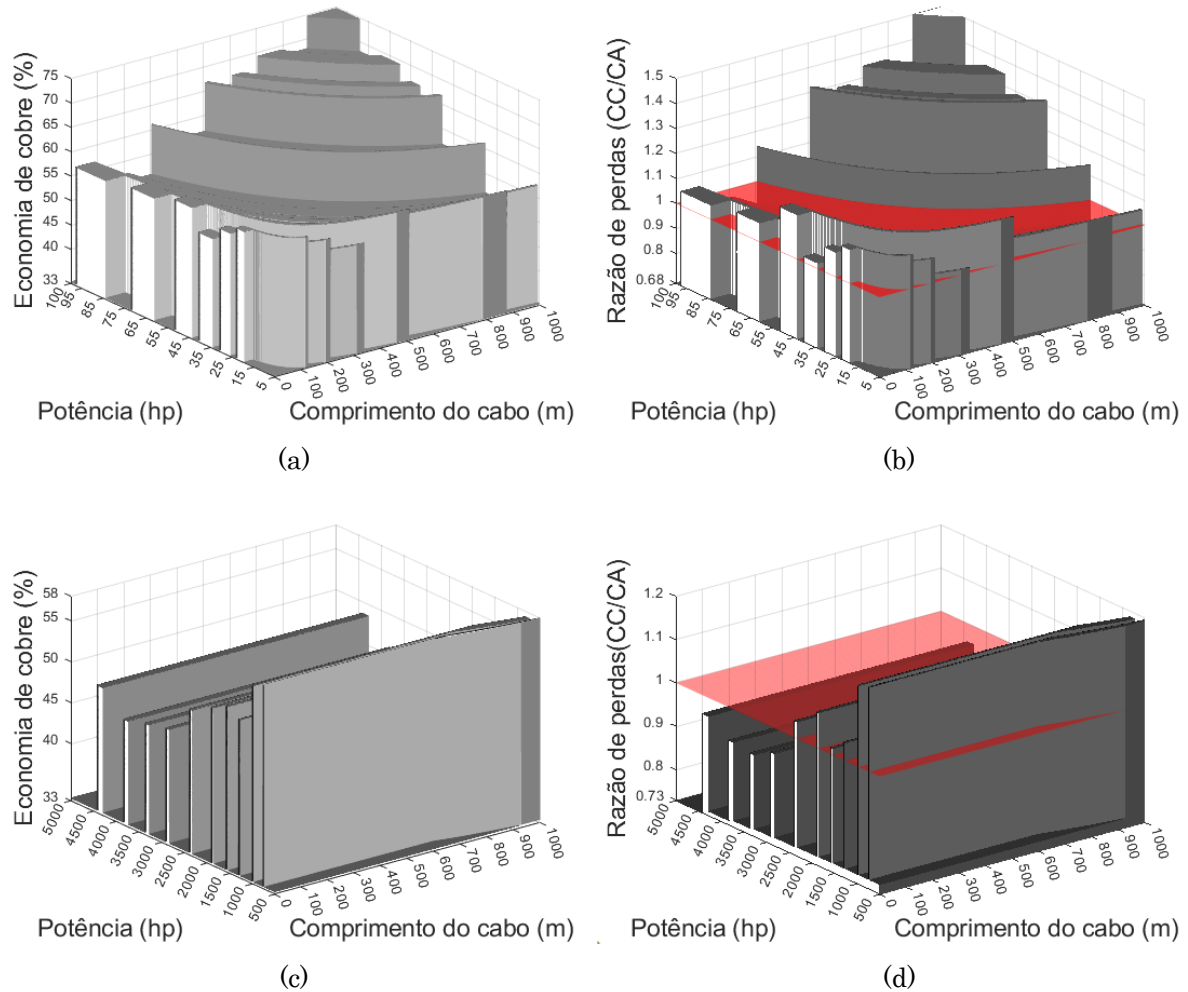


Figura 5.12 - (a) Economia de cobre e (b) razão de perdas para os sistemas em baixa tensão, (c) economia de cobre e (d) razão de perdas para os sistemas em média tensão em função da potência e do comprimento do cabo.

A Figura 5.13 mostra a economia com o custo do cabo e da energia, sendo a soma de ambas apresentadas na Figura 5.14. Essa perspectiva abrangente, incluindo uma faixa de potências, permite reforçar e expandir as conclusões obtidas anteriormente para sistemas com potências típicas. Observa-se que para os sistemas em baixa tensão a economia de cobre se torna significativamente maior para comprimentos mais elevados. Para os sistemas em média tensão, o custo da energia tem maior impacto. A economia total mostra que a economia resultante nos sistemas em baixa tensão tem ordem de grandeza similar aos sistemas em

média tensão. O fato de o custo do sistema total (incluindo o conversor e o motor) ser muito maior no sistema em média tensão, sinaliza que a topologia em transmissão CC pode ser mais vantajosa para aplicações em baixa tensão, isto é, a economia obtida, em percentual ao custo total de todo o sistema, é maior.

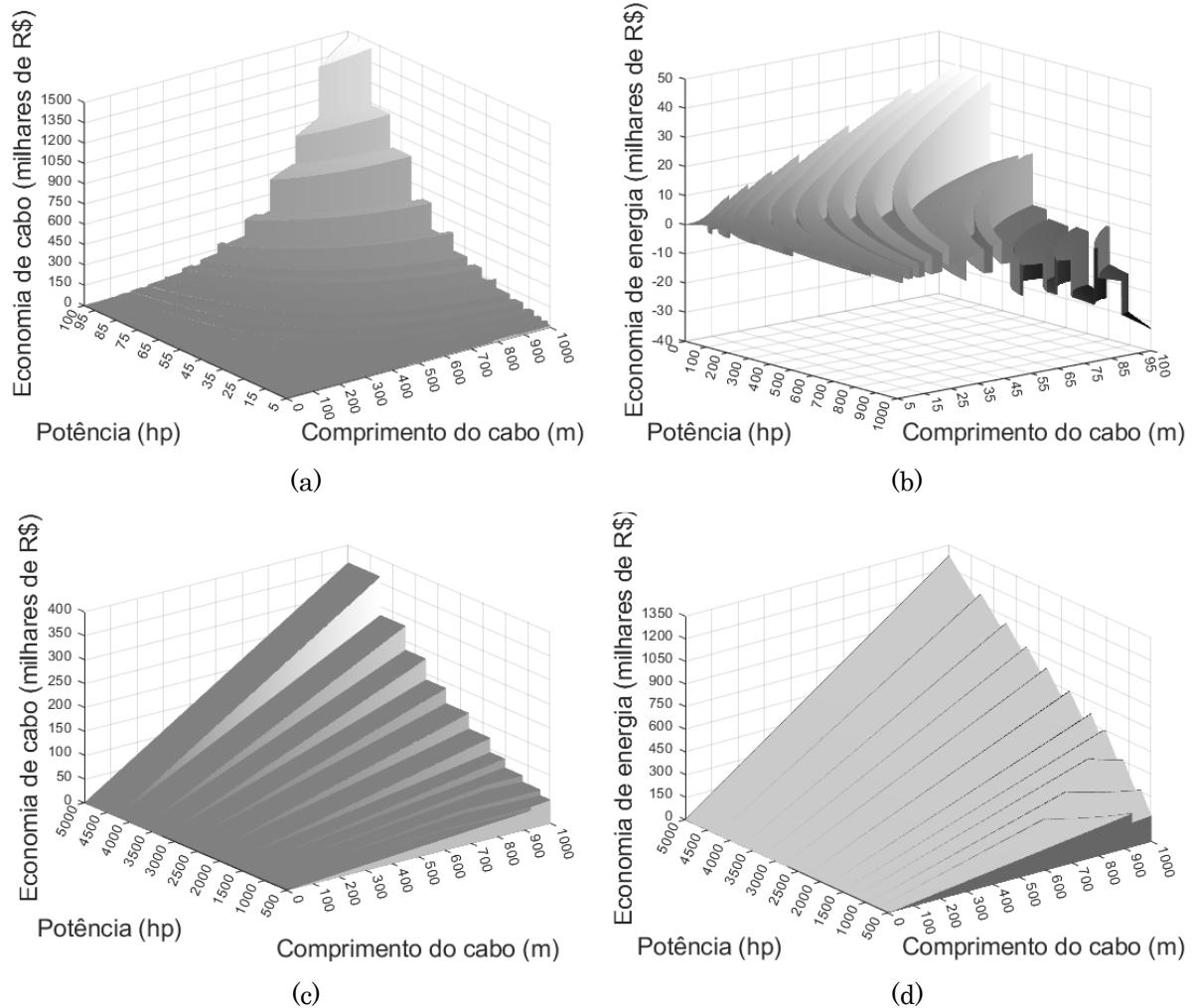


Figura 5.13 - (a) Economia de cabos e (b) de energia para os sistemas em baixa tensão, (c) economia de cabos e (d) de energia para os sistemas em média tensão em função da potência e do comprimento do cabo.

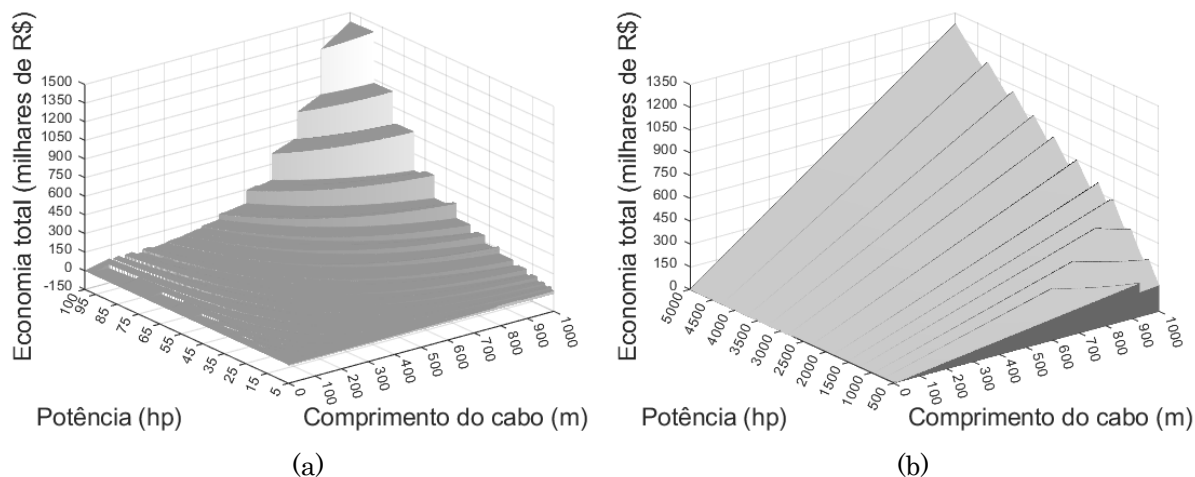


Figura 5.14 – Economia total para o sistema em (a) baixa tensão e (b) média tensão.

## 5.6. Conclusões

Resumem-se a seguir os principais resultados do capítulo:

- O cabo CC oferece maiores quedas de tensão ( $V/(A \cdot km)$ ) em relação ao cabo CA até seções bastante elevadas (para os cabos de referência: até a seção de  $150 \text{ mm}^2$  para o de baixa tensão e  $120 \text{ mm}^2$  para o de média tensão). Para seções maiores, a queda de tensão do cabo CA é maior devido à contribuição da parcela reativa.
- A queda de tensão no cabo CC (na topologia alternativa), calculada em relação à tensão média de saída do retificador, e no cabo CA (na topologia tradicional), em relação à tensão de linha de saída do inversor, devem apresentar os mesmos valores percentuais para que se entregue a mesma tensão nominal ao motor. No entanto, em termos absolutos (volts), a queda de tensão no cabo CC permitida é maior.
- A transmissão em corrente contínua, além de reduzir a quantidade de condutores de três para dois, também pode permitir o uso de seções nominais menores em comparação com a configuração convencional de acionamento, o que contribui para a redução dos custos de aquisição dos cabos. Por outro lado, essa redução pode resultar em um aumento das perdas de energia, devido às maiores resistências elétricas associada às seções menores. Assim, a topologia

alternativa pode, em alguns casos, apresentar perdas maiores mesmo utilizando um condutor a menos. O projetista pode optar por adotar a menor seção possível, priorizando a economia na aquisição do cabo, ainda que em detrimento de maiores perdas, ou pode escolher seções maiores que a definida pelo critério mínimo para o cabo CC, diminuindo as perdas e aumentando a eficiência, ainda que com menor economia na compra deste cabo.

- Nos sistemas em baixa tensão, a economia na aquisição dos cabos tende a ser mais significativa do que a economia de energia, pois o critério de queda de tensão é determinante, exigindo seções cada vez maiores (com menores resistências) para trechos mais longos. Em um sistema de 100 hp com 1 km de extensão, a economia total com os cabos na comparação com o sistema tradicional pode chegar a até um milhão e quinhentos mil reais.
- Nos sistemas em média tensão, o custo de energia tem maior impacto e o projetista pode optar por seções maiores que a mínima para reduzir as perdas elétricas em detrimento de uma maior economia inicial na compra dos cabos. A economia total atingiu quase um milhão e quatrocentos mil reais para um sistema de 5000 hp e 1 km.
- Como o custo total do sistema, incluindo o conversor e o motor, é consideravelmente mais elevado em aplicações de média tensão, a adoção da topologia em corrente contínua mostra-se proporcionalmente mais vantajosa em sistemas de baixa tensão. Nesses casos, a economia relativa obtida com a redução nos custos da transmissão representa uma parcela mais significativa do investimento total.

## CAPÍTULO 6 - Conclusões

---

Aplicações compostas por conversores de frequência PWM acionando motores a longas distâncias são encontradas em diferentes setores industriais, como o de mineração, siderurgia, petróleo e gás, dentre outros. Juntamente com as benesses promovidas por esse tipo de acionamento, permitindo um controle mais preciso e eficiente dos processos, vieram os problemas de alta frequência, particularmente associados à propagação dos pulsos ao longo do cabo. A evolução e a expectativa do emprego dos sic-IGBTs (IGBTs à base de carbeto de silício) em conversores comerciais reacenderam essas preocupações, uma vez que tais dispositivos apresentam tempos de subida até dez vezes menores do que os IGBTs tradicionais, o que potencializa os problemas de alta frequência.

Nesse contexto, uma nova abordagem para a solução desses problemas vem sendo examinada em diversos trabalhos ao longo da última década e meia. Basicamente, a proposta é dividir o conversor de frequência em suas unidades retificadora e inversora, posicionando a primeira na sala elétrica e a segunda próxima ao motor, estabelecendo uma transmissão CC através do cabo longo. Além da eliminação ou mitigação dos fenômenos de alta frequência, essa topologia reduz consideravelmente os custos com a transmissão de energia, tanto pela redução dos custos dos cabos como pela diminuição das perdas ao longo da vida útil do sistema.

No presente trabalho, diversos avanços foram obtidos acerca do estudo dessa topologia de acionamento, sendo aqui sintetizados. No capítulo 3 foi apresentada uma metodologia para a caracterização do conteúdo harmônico presente na corrente CC produzida pelo retificador de seis pulsos. Resumidamente, ela envolve análises das formas de onda de tensão e corrente no domínio do tempo e, a partir delas, a determinação das componentes harmônicas no domínio da frequência. Todos os resultados foram apresentados em termos de reatâncias capacitivas e indutivas percentuais em relação à impedância base do acionamento, o que permite sua generalização para qualquer sistema de acionamento. De fato, concluiu-se que sistemas de acionamento com um retificador de seis pulsos e filtro capacitivo puro geram uma corrente CC com alto conteúdo harmônico, reduzindo significativamente a capacidade de condução do cabo. Verificou-se também que com



valores de capacitância típicos comerciais (acima de 50  $\mu\text{F}/\text{hp}$ ), o ramo capacitivo atua como um caminho de baixa impedância para as componentes de maior frequência da corrente produzidas pelo inversor, isto é, apenas as componentes oriundas da retificação circulam pelos cabos longos. Quando se utiliza um filtro LC, a redução do conteúdo harmônico e, conseqüentemente, o aumento da ampacidade do cabo CC, depende do percentual de reatância empregado: com 3% de reatância, a ampacidade se equipara à do cabo CA; com 5%, a ampacidade do cabo CC é de 6% a 18% maior que do cabo CA; e com 10% de reatância, sua ampacidade aproxima-se de uma corrente CC idealmente constante. Dentre as harmônicas, apenas a 6ª harmônica possui influência relevante na ampacidade, sobretudo para reatâncias superiores a 3%. Já sistemas com um retificador de doze pulsos resultam em uma corrente CC com ondulações praticamente desprezíveis do ponto de vista da capacidade de condução do cabo.

No capítulo 4, uma especial atenção foi dada à contribuição da reatância indutiva do cabo na atenuação das componentes alternadas da corrente CC e sua quantificação foi realizada através de simulações pelo método de elementos finitos (FEM). Para isso, primeiro foi verificado o quanto o efeito pelicular e o efeito de proximidade impactam as resistências e indutâncias nas frequências oriundas da retificação. Concluiu-se que o efeito pelicular aumenta significativamente a resistência dos cabos, ao mesmo tempo em que reduz sua indutância interna, sobretudo em condutores com seção transversal superior a 150 mm<sup>2</sup>; contudo, como a indutância interna representa menos de 20% da indutância total em cabos bipolares, sua influência sobre a indutância total é desprezível. Já o efeito de proximidade eleva a resistência efetiva e reduz a indutância efetiva do cabo, ainda que em menor proporção, com impacto crescente à medida que aumenta a seção transversal. Considerando ambos os efeitos de forma simultânea, observa-se que a resistência é o parâmetro mais afetado, mesmo em frequências relativamente baixas (até 1080 Hz), apresentando aumentos expressivos com o crescimento da área do condutor e da frequência; a indutância também reduz, porém de forma proporcionalmente inferior. Assim, para a determinação da ampacidade, cálculo das perdas e caracterização do cabo CC como filtro, é fundamental considerar ambos os fenômenos na estimativa dos parâmetros elétricos. Apesar dos pequenos

erros percentuais, a equação da norma IEC para cálculo da resistência em corrente alternada sob influência dos efeitos pelicular e de proximidade fornece resultados aceitáveis e pode ser utilizada como alternativa simplificada ao FEM, assim como a rotina *Cable Parameter Calculator* do *Simulink* para determinação da indutância efetiva. Por fim, a reatância indutiva dos cabos pode alcançar valores significativos em aplicações com potências e comprimentos elevados, chegando a algumas unidades percentuais da impedância base do acionamento, o que possibilita a redução das especificações do filtro no link CC.

Por último, o capítulo 5 avalia comparativamente as duas topologias no tocante ao custo da aquisição dos cabos e das perdas elétricas trazidas a valor presente. Foi mostrado que no cabo CC, a queda de tensão é maior que no cabo CA até seções elevadas (150 mm<sup>2</sup> em baixa tensão e 120 mm<sup>2</sup> em média tensão); acima disso, a queda de tensão no cabo CA se torna superior devido à componente reativa. Por outro lado, apesar de exigirem quedas percentuais equivalentes para resultar na mesma tensão nominal do motor, a queda absoluta em volts na transmissão CC pode ser maior. Isso resulta no dimensionamento de condutores CC menores em relação ao CA, diminuindo o custo inicial dos cabos, mas potencialmente elevando as perdas elétricas. Em baixa tensão, a economia na aquisição dos cabos tende a prevalecer sobre a economia de energia, sendo as reduções totais (de custo do cabo e da energia) de até um milhão e quinhentos mil reais em um sistema de 100 hp e 1 km; já em média tensão, o custo energético é mais relevante, sendo que a economia total pode atingir até um milhão e quatrocentos mil reais em um sistema de 5000 hp e 1 km. Assim, a topologia em CC mostra-se proporcionalmente mais vantajosa em sistemas de baixa tensão, devido ao maior impacto relativo da economia no cabeamento frente ao custo total do sistema.

Como opções para pesquisas futuras, propõem-se:

- Expandir os estudos para sistemas de acionamento submarinos *offshore* que envolvem acionamento em longas distâncias, da ordem de vários quilômetros, e o emprego de cabos umbilicais. Nesses cenários, os problemas de alta frequência tornam-se mais críticos devido à localização remota dos motores no leito marinho, o que dificulta manutenções, substituições de equipamentos e pode

gerar longas paradas de processo. A adoção de sistemas de acionamento com transmissão em corrente contínua surge como uma alternativa promissora para mitigar esses fenômenos, proporcionando maior robustez operacional, além de reduzir os custos envolvidos na transmissão de energia.

- Avaliar de que forma a capacitância distribuída de cabos com maiores comprimentos pode ser aproveitada para diminuir a capacidade do banco de capacitores do barramento CC, com vistas à redução dos custos. O mesmo raciocínio se aplica à indutância do cabo, cuja presença pode reduzir ou até eliminar a necessidade de um reator no link CC.
- Ampliar a análise econômica incorporando os custos dos conversores, de dispositivos auxiliares como filtros, e das atividades de manutenção tanto dos cabos quanto dos conversores ao longo da vida útil do sistema. Deve-se considerar, principalmente, os impactos decorrentes da realocação dos bancos de capacitores e do inversor para próximo da carga, em ambientes tipicamente agressivos, com elevadas temperaturas, presença de poeira e umidade, o que eleva as exigências de robustez e confiabilidade dos equipamentos. Nestes casos, a adoção de invólucros com elevado grau de proteção (por exemplo, IP66) viabiliza a operação segura e com baixa necessidade de manutenção, porém, com acréscimos relevantes nos custos de aquisição. A incorporação desses aspectos permitirá uma avaliação econômica completa, refletindo de forma precisa as relações de compromisso (*trade-off*) técnicos e financeiros envolvidos na adoção da topologia em corrente contínua. Nesse mesmo contexto, é necessário aprofundar algumas questões relativas aos estudos de confiabilidade desenvolvidos por este grupo de pesquisa, especialmente aquelas associadas ao posicionamento do banco de capacitores e da ponte inversora próxima à carga.
- Avaliar a aplicabilidade de sistemas de comunicação, como a técnica *Power Line Communication* (PLC), para transmissão das informações de comando e monitoramento de parâmetros do conversor de frequência, utilizando o próprio barramento de corrente contínua como meio físico de comunicação. Pode-se contemplar aplicações com conversores em média tensão e distâncias de alguns quilômetros, analisando a integridade do sinal, a confiabilidade da comunicação e a suscetibilidade a interferências no barramento CC.

## Referências Bibliográficas

---

- ABB. (2021). *ABB drives and controls - The green guide to more profitable business*.
- ABB Drives. (2017). *Technical guide No. 6 Guide to harmonics with AC drives*. [https://library.e.abb.com/public/bc35ffb4386c4c039e3a8ec20cef89c5/Technical\\_guide\\_No\\_6\\_3AFE64292714\\_RevF\\_EN.pdf](https://library.e.abb.com/public/bc35ffb4386c4c039e3a8ec20cef89c5/Technical_guide_No_6_3AFE64292714_RevF_EN.pdf).
- Akagi, H., Hasegawa, H., & Doumoto, T. (2004). Design and Performance of a Passive EMI Filter for Use With a Voltage-Source PWM Inverter Having Sinusoidal Output Voltage and Zero Common-Mode Voltage. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 19(4), 1069–1076. <https://doi.org/10.1109/TPEL.2004.830039>
- Alvarez Hidalgo, S. (2005). *Characterisation of 3.3kV IGBTs for Medium Power Applications*. Institut National Polytechnique de Toulouse.
- Alzamora, A. M. (2020). *Cálculo de parâmetros de cabos isolados através do método de elementos finitos em três dimensões* [Universidade Federal de Uberlândia]. <https://doi.org/10.14393/ufu.di.2020.578>
- Alzamora, A. M., & de Paula, H. (2018). Análise Comparativa de Técnicas de Modulação para a Redução das Correntes de Modo Comum em Sistemas de Acionamento de Motores. *XXII Congresso Brasileiro de Automática*.
- Alzamora, A. M., & de Paula, H. (2021). A New Industrial Cable System Parameter Calculation Methodology Based on 3-D Finite Element Analysis. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 57(3), 3038–3048. <https://doi.org/10.1109/TIA.2021.3063331>
- Alzamora, A. M., de Paula, H., & Goncalves, M. N. (2021). Cálculo de Parâmetros de Cabos Através do Método de Elementos Finitos: Proposição de Técnicas para o seu Aprimoramento [Not available in English]. *2021 14th IEEE International Conference on Industry Applications (INDUSCON)*, 344–351. <https://doi.org/10.1109/INDUSCON51756.2021.9529895>
- Alzamora, A. M., Silva, C. E., Êvo, M. T. A., & de Paula, H. (2024). Tool for the Assessment of the Savings in the Cable Acquisition When Employing DC Transmission in Long Distance Drives. *2024 IEEE IAS Petroleum and*

- Chemical Industry Technical Conference (PCIC)*, 1–10.  
<https://doi.org/10.1109/PCIC47799.2024.10832211>
- Alzamora, A. M., Silva, C. E., Êvo, M. T. A., & de Paula, H. (2025). Tool for the Assessment of the Savings in the Cable Acquisition When Employing DC Transmission in Long Distance AC Drives. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 61(4), 6810–6821. <https://doi.org/10.1109/TIA.2025.3546591>
- Alzamora, A. M., Silva, C. E., Êvo, M. T. A., & Paula, H. De. (2023). Evaluating a New Configuration for Medium-Voltage Drive Systems in a Mining Plant. *2023 IEEE IAS Petroleum and Chemical Industry Technical Conference (PCIC)*, 501–510. <https://doi.org/10.1109/PCIC43643.2023.10414315>
- Anders, G. J. (1997). *Rating of Electric Power Cables: Ampacity Computations for Transmission, Distribution, and Industrial Applications* (1<sup>o</sup> ed). McGraw-Hill.
- Araujo, R. de S., de Paula, H., Rodrigues, R. de A., Baccarini, L. M. R., & Rocha, A. V. (2015). Premature Wear and Recurring Bearing Failures in an Inverter-Driven Induction Motor—Part I: Investigation of the Problem. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 51(6), 4861–4867.  
<https://doi.org/10.1109/TIA.2015.2456059>
- Araujo, R. de S., Rodrigues, R. de A., de Paula, H., Filho, B. J. C., Baccarini, L. M. R., & Rocha, A. V. (2015a). Premature Wear and Recurring Bearing Failures in an Inverter-Driven Induction Motor—Part II: The Proposed Solution. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 51(1), 92–100.  
<https://doi.org/10.1109/TIA.2014.2331420>
- Araujo, R. de S., Rodrigues, R. de A., de Paula, H., Filho, B. J. C., Baccarini, L. M. R., & Rocha, A. V. (2015b). Premature Wear and Recurring Bearing Failures in an Inverter-Driven Induction Motor—Part II: The Proposed Solution. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 51(1), 92–100.  
<https://doi.org/10.1109/TIA.2014.2331420>
- Ben-Brahim, L., Gastli, A., Yoshino, T., Yokoyama, T., & Kawamura, A. (2019). Review of Medium Voltage High Power Electric Drives. *IEEE Journal of Industry Applications*, 8(1), 1–11. <https://doi.org/10.1541/ieejia.8.1>

- Bocker, J., & Mathapati, S. (2007). State of the Art of Induction Motor Control. *2007 IEEE International Electric Machines & Drives Conference*, 1459–1464. <https://doi.org/10.1109/IEMDC.2007.383643>
- Carrasco, J. M., Galván, E., & Portillo, R. (2011). Wind Turbine Applications. Em *Power Electronics Handbook* (p. 791–822). Elsevier. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-382036-5.00030-6>
- Cotrim, A. A. M. B. (2009). *Instalações Elétricas* (5ª). Pearson Prentice Hall.
- de Castro, J. A. (2010). *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*. Universidade Federal de Minas Gerais.
- de Castro, J. A., de Paula, H., Cardoso Filho, B. J., & Rocha, A. V. (2012). Rectifier-to-Inverter Connection Through Long DC Cable—Part II: The Complete Copper Economy Characterization. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 48(1), 229–235. <https://doi.org/10.1109/TIA.2011.2175887>
- de Castro, J. A., de Paula, H., Cardoso Filho, B. J., & Rocha, A. V. (2011). Rectifier-to-inverter connection through long DC cable - part II: The complete copper economy characterization. *2011 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, 1–7. <https://doi.org/10.1109/IAS.2011.6074433>
- de Castro, J. A., de Paula, H., & Filho, B. J. C. (2009a). A new configuration for motor drive systems based on long cable connection between rectifier and inverter — Part I: Analysis of the losses reduction and copper economy. *2009 Brazilian Power Electronics Conference*, 848–855. <https://doi.org/10.1109/COBEP.2009.5347718>
- de Castro, J. A., de Paula, H., & Filho, B. J. C. (2009b). Avoiding undesirable high-frequency phenomena in long cable drives: Rectifier-to-inverter connection through long DC cable - part I: Evaluation of the losses reduction and copper economy. *2009 35th Annual Conference of IEEE Industrial Electronics*, 1045–1050. <https://doi.org/10.1109/IECON.2009.5414698>
- de Castro, J. A., de Paula, H., & Filho, B. J. C. (2010). Sistema de transmissão CC para o acionamento de motores CA — Parte II: Análise dos transitórios de faltas e da proteção do sistema. *2010 9th IEEE/IAS International Conference*

- on *Industry Applications* - *INDUSCON 2010*, 1–6.  
<https://doi.org/10.1109/INDUSCON.2010.5739982>
- de Paula, H. (2005). *Uma Nova Metodologia para a Determinação dos Fenômenos de Alta Frequência em Sistemas de Acionamento de Motores de Indução Através de Inversores PWM*. Universidade Federal de Uberlândia.
- de Paula, H., de Almeida, W. P., Pereira, P., Rocha, A. V., & Filho, B. J. C. (2014). Driving AC motors through long distances with DC transmission: Experimental results. *2014 IEEE Industry Application Society Annual Meeting*, 1–7. <https://doi.org/10.1109/IAS.2014.6978464>
- de Paula, H., de Andrade, D. A., Chaves, M. L. R., Domingos, J. L., & de Freitas, M. A. A. (2008). Methodology for Cable Modeling and Simulation for High-Frequency Phenomena Studies in PWM Motor Drives. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 23(2), 744–752. <https://doi.org/10.1109/TPEL.2007.915759>
- de Paula, H., Lisboa, M. V. C., Guilherme, J. F. R., Chaves, M. L. R., & de Almeida, W. P. (2009). Characterization of cable arrangements in terms of the generated high-frequency quantities in PWM motor drives. *2009 Brazilian Power Electronics Conference*, 856–863.  
<https://doi.org/10.1109/COBEP.2009.5347735>
- de Paula, H., Lisboa, M. V. C., Guilherme, J. F. R., de Almeida, W. P., & Chaves, M. L. R. (2009). Differential overvoltages and common-mode currents in PWM motor drives: The influence of the cable arrangement on their characteristics. *2009 35th Annual Conference of IEEE Industrial Electronics*, 1103–1109.  
<https://doi.org/10.1109/IECON.2009.5414678>
- de Paula, V. C., & de Paula, H. (2018). Employing DC Transmission in Long Distance AC Motor Drives: Analysis of the Copper Economy and Power Losses Reduction in Mining Facilities. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 54(1), 841–847. <https://doi.org/10.1109/TIA.2017.2740829>
- de Souza, W. L., de Paula, H., De Conti, A., & Mesquita, R. C. (2018). Cable Parameter Calculation for Typical Industrial Installation Methods and High-Frequency Studies. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 54(4), 3919–3927. <https://doi.org/10.1109/TIA.2018.2811382>

- Drury, W. (1999). Electrical variable-speed drives: mature consumable or radical infant? *Power Engineering Journal*, 13(2), 65–78.  
<https://doi.org/10.1049/pe:19990205>
- Eaton. (2025). *Design Guide - SC9000 EP variable frequency drive— medium voltage*.
- Êvo, M. T. A., Alzamora, A. M., Zaparoli, I. O., & Paula, H. de. (2023). Inverter-Induced Bearing Currents: A Thorough Study of the Cause-and-Effect Chains. *IEEE Industry Applications Magazine*, 29(3), 57–66.  
<https://doi.org/10.1109/MIAS.2022.3214026>
- Êvo, M. T. A., Júnior, A. M. G., Silva, C. E., & de Paula, H. (2023). Electrostatic Shielding for Bearing Current Mitigation—An Analysis of its Thermal Impact on the Motor. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 1–11.  
<https://doi.org/10.1109/TIA.2023.3299891>
- Êvo, M. T. A., Silva, C. E., Zaparoli, I. O., & de Paula, H. (2023). Electrostatic Shield to Mitigate the High Frequency Circulating Bearing Current – A Study for Design Guidelines. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 1–12.  
<https://doi.org/10.1109/TIA.2023.3299909>
- Fenger, M., Campbell, S. R., & Pedersen, J. (2002). Dealing with motor winding problems caused by inverter drives. *IEEE-IAS/PCS 2002 Cement Industry Technical Conference. Conference Record (Cat. No.02CH37282)*, 65–76.  
<https://doi.org/10.1109/CITCON.2002.1006495>
- Han, L., Liang, L., Kang, Y., & Qiu, Y. (2021). A Review of SiC IGBT: Models, Fabrications, Characteristics, and Applications. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 36(2), 2080–2093. <https://doi.org/10.1109/TPEL.2020.3005940>
- Hava, A. M., & Un, E. (2009). Performance Analysis of Reduced Common-Mode Voltage PWM Methods and Comparison With Standard PWM Methods for Three-Phase Voltage-Source Inverters. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 24(1), 241–252. <https://doi.org/10.1109/TPEL.2008.2005719>
- He, J., Sizov, G. Y., Zhang, P., & Demerdash, N. A. O. (2011). A review of mitigation methods for overvoltage in long-cable-fed PWM AC drives. *2011 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, 2160–2166.  
<https://doi.org/10.1109/ECCE.2011.6064054>



- Infineon Technologies AG. (2021). *Highly Insulated Module FZ750R65KE3*.
- Iwamuro, N., & Laska, T. (2017). IGBT History, State-of-the-Art, and Future Prospects. *IEEE Transactions on Electron Devices*, 64(3), 741–752. <https://doi.org/10.1109/TED.2017.2654599>
- Kerkman, R., Leggate, D., & Skibinski, G. (1996). Interaction of drive modulation and cable parameters on AC motor transients. *IAS '96. Conference Record of the 1996 IEEE Industry Applications Conference Thirty-First IAS Annual Meeting*, 143–152. <https://doi.org/10.1109/IAS.1996.557008>
- Lee, S., & Nam, K. (2002). An overvoltage suppression scheme for AC motor drives using a half DC-link voltage level at each PWM transition. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 49(3), 549–557. <https://doi.org/10.1109/TIE.2002.1005379>
- Leggate, D., Pankau, J., Schlegel, D., Kerkman, R., & Skibinski, G. (1998). Reflected waves and their associated current. *Conference Record of 1998 IEEE Industry Applications Conference. Thirty-Third IAS Annual Meeting (Cat. No.98CH36242)*, 789–798. <https://doi.org/10.1109/IAS.1998.732416>
- Lobato, G. I. C. (2014). *Sistema de Comunicação e Comando Remoto de Inversores Utilizando o Barramento de Alimentação em Corrente Contínua*. Universidade Federal de Minas Gerais.
- Narayanasamy, B., Sathyanarayanan, A. S., Luo, F., & Chen, C. (2020). Reflected Wave Phenomenon in SiC Motor Drives: Consequences, Boundaries, and Mitigation. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 35(10), 10629–10642. <https://doi.org/10.1109/TPEL.2020.2975217>
- Novotny, D. W., & Lipo, T. A. (1996). *Vector Control and Dynamics of AC Drives*. Clarendon Press.
- Ogasawara, S., & Akagi, H. (1996). Modeling and damping of high-frequency leakage currents in PWM inverter-fed AC motor drive systems. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 32(5), 1105–1114. <https://doi.org/10.1109/28.536872>
- Persson, E. (1992). Transient effects in application of PWM inverters to induction motors. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 28(5), 1095–1101. <https://doi.org/10.1109/28.158834>

- Rahimo, M., Andenna, M., Storasta, L., Corvasce, C., & Kopta, A. (2016). Demonstration of an enhanced trench Bimode Insulated Gate Transistor ET-BIGT. *2016 28th International Symposium on Power Semiconductor Devices and ICs (ISPSD)*, 151–154. <https://doi.org/10.1109/ISPSD.2016.7520800>
- Rendusara, D. A., & Enjeti, P. N. (1998). 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*, 13(6), 1135–1143. <https://doi.org/10.1109/63.728340>
- Schneider Electric. (2018). *DC bus capacitance and inductance for ATV930 drives*. <https://www.se.com/in/en/faqs/FA358884/>.
- Schneider Electric. (2019). *ATV900 DC Bus Sharing Technical Note*.
- Shakweh, Y. (1998). Multi-megawatt, medium voltage, PWM, voltage source, sine-wave-output converter for industrial drive applications. *Seventh International Conference on Power Electronics and Variable Speed Drives*, 632–637. <https://doi.org/10.1049/cp:19980599>
- Siemens. (2008). The Reliable Medium-Voltage Drive with IGCTs: SINAMICS GM150 and SM150 Medium-Voltage Drives. Em *Siemens AG*.
- Siemens. (2022). *Catalog D 12 - Medium Voltage Converters - SINAMICS GM 150/SM150*.
- Silva, C. E. (2023). *Análise da viabilidade e da confiabilidade de uma configuração alternativa de conversores de frequência para o acionamento de motores distantes e em ambientes e hostis* [Universidade Federal de Uberlândia]. <https://doi.org/10.14393/ufu.te.2023.575>
- Silva, C. E., Alzamora, A. M., & de Paula, H. (2021). Broad Comparison of Multilevel Inverter Topologies Operating in Hostile Environments: DC Transmission Applicability and Feasibility. *2021 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting (IAS)*, 1–9. <https://doi.org/10.1109/IAS48185.2021.9677181>
- Silva, C. E., Alzamora, A. M., & de Paula, H. (2022). Broad Comparison of Multilevel Inverter Topologies Operating in Hostile Environments: DC Transmission Applicability and Feasibility. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 58(5), 6852–6863. <https://doi.org/10.1109/TIA.2022.3186661>

- Silva, C. E., Alzamora, A. M., Êvo, M. T. A., & de Paula, H. (2023). Design for Reliability (DFR) of DC-Link Capacitors for Multilevel Inverter Topologies Operating in Hostile Environments. *2023 IEEE IAS Petroleum and Chemical Industry Technical Conference (PCIC)*, 383–392. <https://doi.org/10.1109/PCIC43643.2023.10414338>
- Silva, C. E., Alzamora, A. M., Êvo, M. T. A., & de Paula, H. (2024). Design for Reliability of DC-Link Capacitors for Multilevel Inverter Topologies Operating in Hostile Environments. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 60(4), 5882–5892. <https://doi.org/10.1109/TIA.2024.3382268>
- Silva, C. E., & de Paula, H. (2021). Confiabilidade de Inversores Operando em Ambientes Hostis [Not available in English]. *2021 14th IEEE International Conference on Industry Applications (INDUSCON)*, 1511–1518. <https://doi.org/10.1109/INDUSCON51756.2021.9529578>
- Silva, C. E., de Paula, H., de Assis Dias, F., & Coutinho Gomes, L. (2020). Discussion on the Reliability of Inverters Operating in Hostile Environments. *2020 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, 1–8. <https://doi.org/10.1109/IAS44978.2020.9334721>
- Silva, C. E., Reis, G. L., Alzamora, A. M., & de Paula, H. (2024). Reliability Analysis of IGBT Modules of Multilevel Inverters Operating in Hostile Environments. *2024 IEEE IAS Petroleum and Chemical Industry Technical Conference (PCIC)*, 1–10. <https://doi.org/10.1109/PCIC47799.2024.10832358>
- Silva, C. E., Reis, G. L., Alzamora, A. M., & de Paula, H. (2025). Reliability Analysis of IGBT Modules of Multilevel Inverters Operating in Hostile Mining Environments. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 61(4), 6798–6809. <https://doi.org/10.1109/TIA.2025.3546211>
- Skibinski, G., Pankau, J., Sladky, R., & Campbell, J. (1997). Generation, control and regulation of EMI from AC drives. *IAS '97. Conference Record of the 1997 IEEE Industry Applications Conference Thirty-Second IAS Annual Meeting*, 1571–1583. <https://doi.org/10.1109/IAS.1997.629062>
- Son, Y.-C., & Sul, S.-K. (2003). A new active common-mode EMI filter for PWM inverter. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 18(6), 1309–1314. <https://doi.org/10.1109/TPEL.2003.818829>

- Suwankawin, S., Pairedamonchai, P., Sangwongwanich, S., Sukhapap, C., & Tearwattananarattikal, W. (2005). Destruction by charge current and its solution for PWM inverter feeding multiple motors through long cables. *Fourtieth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2005 Industry Applications Conference, 2005.*, 1382–1389.  
<https://doi.org/10.1109/IAS.2005.1518540>
- von Jouanne, A., Haoran Zhang, & Wallace, A. K. (1998). An evaluation of mitigation techniques for bearing currents, EMI and overvoltages in ASD applications. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 34(5), 1113–1122.  
<https://doi.org/10.1109/28.720452>
- WEG. (2019). *Soluções WEG para mitigação de harmônicas em aplicações com inversores*. <https://static.weg.net/medias/downloadcenter/h19/hfe/WEG-solucoes-para-mitigacao-de-harmonicass-em-aplicacoes-com-inversores-50096368-pt.pdf>.
- WEG. (2023). *Manual do Usuário - Inversor de Frequência de Média Tensão - MVW01*.
- Yano, M., Abe, S., & Ohno, E. (2004). *History of Power Electronics for Motor Drives in Japan*.