



Universidade Federal
de São João del-Rei

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA - PPGEL
ASSOCIAÇÃO AMPLA UFSJ / CEFET-MG

Danielly Bárbara Fernandes Pinto

**Modelagem do Motor de Indução Trifásico sob Variação de Frequência: Uma Abordagem
Baseada no Circuito Equivalente e Validação Experimental**

São João del-Rei - MG
2026

Danielly Bárbara Fernandes Pinto

Modelagem do Motor de Indução Trifásico sob Variação de Frequência: Uma Abordagem Baseada no Circuito Equivalente e Validação Experimental

Dissertação apresentada ao Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, associação ampla entre a Universidade Federal de São João del-Rei (UFSJ) e o Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET-MG), como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. Marco Túlio Alves Êvo

Coorientador: Prof. Dr. Gleison Fransoares Vasconcelos Amaral

São João del-Rei - MG

2026

Ficha catalográfica elaborada pela Divisão de Biblioteca (DIBIB)
e Núcleo de Tecnologia da Informação (NTINF) da UFSJ,
com os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

P659m Pinto, Danielly Bárbara Fernandes .
Modelagem do Motor de Indução Trifásico sob
Variação de Frequência: Uma Abordagem Baseada no
Circuito Equivalente e Validação Experimental /
Danielly Bárbara Fernandes Pinto ; orientador Marco
Túlio Alves Êvo; coorientador Gleison Fransoares
Vasconcelos Amaral. -- São João del-Rei, 2026.
113 p.

Dissertação (Mestrado - Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Elétrica) -- Universidade Federal de São
João del-Rei, 2026.

1. motor de indução trifásico. 2. controle escalar
de velocidade. 3. modelagem experimental. 4.
estimação de parâmetros. 5. variação de frequência. I.
Êvo, Marco Túlio Alves , orient. II. Amaral, Gleison
Fransoares Vasconcelos , co-orient. III. Título.

Danielly Bárbara Fernandes Pinto

Modelagem do Motor de Indução Trifásico sob Variação de Frequência: Uma Abordagem Baseada no Circuito Equivalente e Validação Experimental

Dissertação apresentada ao Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, associação ampla entre a Universidade Federal de São João del-Rei (UFSJ) e o Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET-MG), como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. Marco Túlio Alves Êvo
Coorientador: Prof. Dr. Gleison Fransoares Vasconcelos Amaral

Documento assinado digitalmente
 MARCO TULIO ALVES EVO
Data: 22/07/2026 19:25:33-0300
Verifique em <https://validar.itu.gov.br>

Data de aprovação: 31 de março de 2026.

Prof. Dr. Marco Túlio Alves Êvo - Universidade Federal de São João del-Rei

Prof. Dr. Gleison Fransoares Vasconcelos Amaral - Universidade Federal de São João del-Rei

Profa. Dra. Lane Maria Rabelo - Universidade Federal de São João del-Rei

Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues Coelho - Universidade Federal de São João del-Rei

Prof. Dr. André Mendonça Alzamora - Instituto Federal do Triângulo Mineiro

Dedico este trabalho a todos aqueles que me apoiaram ao longo desta trajetória.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus pela força, sabedoria e perseverança concedidas ao longo desta jornada, tornando possível a realização deste trabalho.

Aos meus pais, Rosilene e Fernando, por todo o amor, apoio incondicional e incentivo constante.

À minha irmã Sthéfany, pelo companheirismo, pelas palavras de incentivo e pelo apoio constante ao longo desta trajetória. Sua presença e confiança em mim foram essenciais para que eu mantivesse a determinação necessária para concluir esta etapa.

Ao meu namorado Ismael, que, mesmo à distância, esteve sempre presente com seu apoio, carinho e palavras de incentivo. Sua confiança em mim e sua capacidade de me fortalecer nos momentos mais desafiadores foram muito importantes para que eu seguisse em frente.

Ao meu coorientador e amigo Gleison, por sempre acreditar em mim e caminhar ao meu lado muito além do âmbito acadêmico. Sua presença, apoio e ensinamentos ultrapassaram os limites da universidade, tornando-se fundamentais não apenas para minha formação profissional, mas também para o meu crescimento pessoal. Mais do que um professor, foi um verdadeiro exemplo e referência em minha vida.

Ao meu orientador Marco Túlio, pelos conselhos, pela confiança depositada neste trabalho e pela disponibilidade em assumir o compromisso da orientação, mesmo em um período tão curto.

À Lane, pelos conselhos ao longo do desenvolvimento deste trabalho e pela constante disposição em ajudar. Sua participação foi fundamental para a construção deste estudo, e sua contribuição fez parte desta conquista.

Agradeço aos professores da Universidade Federal de São João del-Rei, com os quais tive a oportunidade de aprender ao longo da graduação e da pós-graduação, pelas valiosas contribuições à minha formação acadêmica e profissional.

Agradeço, ainda, aos amigos que compartilharam comigo este período de formação, tornando essa trajetória mais leve e significativa. Em especial, aos companheiros Allison, Ana, Arthur, Bárbara, Cadu, Carlos, Gabriel, João Álvaro, João Gabriel, João Nóbrega, João Pedro, José Fabiano, Lucas Botelho, Lucas Henrique, Lucas Nardo, Rafael e Rodrigo.

À Maria Clara, pela amizade sincera e pela presença constante. Sou profundamente grata por tê-la conhecido, por todas as conversas, pelo apoio e pelos momentos compartilhados, que tornaram esta caminhada mais leve.

Agradeço ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de São João del-Rei pelo suporte institucional e pelo ambiente acadêmico acolhedor que contribuíram para o desenvolvimento deste trabalho. Dirijo um agradecimento especial à Fernanda, secretária do programa, pela dedicação, disponibilidade e amizade.

Estendo também minha gratidão aos demais servidores da Universidade Federal de São João del-Rei pela cordialidade e pelo cuidado, em particular à Angêla, por quem nutro profundo carinho e reconhecimento pela atenção e generosidade sempre demonstradas.

Por fim, à Universidade Federal de São João del-Rei e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico pelo suporte institucional e pelo financiamento concedido, essenciais para a realização deste trabalho.

*“Combati o bom combate, terminei a
corrida, guardei a fé.”
(2Tm 4,7)*

RESUMO

A modelagem do Motor de Indução Trifásico (MIT) constitui elemento fundamental para a otimização de acionamentos elétricos. Este trabalho tem como objetivo desenvolver e validar experimentalmente a modelagem paramétrica do circuito equivalente de um MIT de 1,5 cv submetido à variação de frequência em regime de controle escalar de velocidade. A estimação dos parâmetros foi realizada na frequência nominal (60 Hz) e ao longo da faixa de 25 Hz a 70 Hz, por meio de uma abordagem ponto a ponto. A partir disso, foram comparados os resultados obtidos considerando parâmetros constantes, estimados na condição nominal, e parâmetros variáveis com a frequência. Foram avaliadas diferentes técnicas de estimação de parâmetros. Entre elas, destacam-se os ensaios clássicos a vazio e de rotor bloqueado, conforme o procedimento estabelecido na norma NBR 17094-3 e na metodologia proposta por P. C. Sen (2013). Além disso, foram considerados métodos numéricos, incluindo o algoritmo ABCR e o Método do Gradiente Descendente proposto neste trabalho como aprimoramento desse algoritmo. Adicionalmente, foram analisados aspectos operacionais relevantes, como a compensação da queda de tensão no estator em baixas frequências, os efeitos térmicos sob distintos regimes de ventilação e a influência da distorção harmônica decorrente da alimentação por inversor de frequência. Os resultados demonstraram que a correção da tensão é indispensável para a manutenção do fluxo e do torque máximo em baixas rotações. A capacidade de predição de cada metodologia foi avaliada por meio do confronto entre as grandezas calculadas e os dados experimentais obtidos em laboratório, utilizando-se como métrica o erro relativo médio. No que se refere à estimação paramétrica, verificou-se que, embora os ensaios clássicos preservem maior correspondência física dos parâmetros, os métodos numéricos apresentaram desempenho superior na representação das grandezas eletromecânicas de entrada e saída. Para a metodologia ABCR, observou-se que a utilização de parâmetros estimados na frequência nominal não introduziu erros significativos em relação à abordagem ponto a ponto, sendo capaz de representar adequadamente o comportamento do motor ao longo da faixa de frequência analisada. Em particular, o Método do Gradiente, estruturado a partir do algoritmo ABCR e aprimorado nesta pesquisa, destacou-se ao reproduzir corrente, torque, potências de entrada e saída, fator de potência e rendimento com erros médios inferiores a 5 %. Os resultados obtidos evidenciam que a modelagem do motor sob variação de frequência não se configura como simples extrapolação da condição nominal, mas como requisito fundamental para a representação fiel de seu comportamento eletromecânico.

Palavras-chave: motor de indução trifásico; controle escalar de velocidade; modelagem experimental; estimação de parâmetros; variação de frequência.

ABSTRACT

The modeling of the Three-Phase Induction Motor (TIM) constitutes a fundamental element for the optimization of electric drives. This work aims to develop and experimentally validate the parametric modeling of the equivalent circuit of a 1.5 hp TIM subjected to frequency variation under scalar speed control. Parameter estimation was performed at the nominal frequency (60 Hz) and over the range from 25 Hz to 70 Hz using a point-by-point approach. Based on this, the results obtained considering constant parameters, estimated at the nominal condition, were compared with those obtained using frequency-dependent parameters. Different parameter estimation techniques were evaluated. Among them, the classical no-load and locked-rotor tests stand out, according to the procedure established by the NBR 17094-3 standard and the methodology proposed by P. C. Sen (2013). In addition, numerical methods were considered, including the ABCR algorithm and the Gradient Descent Method proposed in this work as an improvement of this algorithm. Furthermore, relevant operational aspects were analyzed, such as stator voltage drop compensation at low frequencies, thermal effects under different ventilation regimes, and the influence of harmonic distortion resulting from inverter-fed operation. The results demonstrated that voltage correction is essential for maintaining flux and maximum torque at low speeds. The predictive capability of each methodology was evaluated by comparing the calculated quantities with experimental data obtained in the laboratory, using the mean relative error as a metric. Regarding parameter estimation, it was verified that, although classical tests preserve greater physical correspondence of the parameters, numerical methods showed superior performance in representing the input and output electromechanical quantities. For the ABCR methodology, it was observed that the use of parameters estimated at the nominal frequency did not introduce significant errors compared to the point-by-point approach, being able to adequately represent the motor behavior over the analyzed frequency range. In particular, the Gradient Method, structured from the ABCR algorithm and improved in this research, stood out by reproducing current, torque, input and output powers, power factor, and efficiency with mean errors below 5 %. The obtained results show that modeling the motor under frequency variation is not simply an extrapolation of the nominal condition, but a fundamental requirement for the accurate representation of its electromechanical behavior.

Keywords: three-phase induction motor; scalar speed control; experimental modeling; parameter estimation; frequency variation.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 2.1 – Circuito elétrico equivalente por fase do motor de indução.	27
Figura 2.2 – Circuito elétrico equivalente por fase do motor de indução, na forma simplificada, com omissão da resistência de perdas no núcleo (R_c).	28
Figura 2.3 – Comportamento do torque em função da velocidade, mantendo a relação E/f constante: regiões de torque máximo constante e enfraquecimento de campo.	39
Figura 2.4 – Comportamento do torque em função da velocidade no controle escalar, evidenciando a redução do torque em baixas frequências devido à aproximação $V/f \approx E/f$	40
Figura 3.1 – Placa de identificação do motor da WEG de 1,5 cv utilizado nas análises deste trabalho.	41
Figura 3.2 – Multimedidor marca KRON, modelo Mult-K Grafic.	42
Figura 3.3 – Varivolt utilizado na alimentação do motor.	43
Figura 3.4 – Medição de temperatura da carcaça do motor com câmera termográfica.	44
Figura 3.5 – Freio de Foucault empregado nos ensaios experimentais, possibilitando o ajuste controlado da força de frenagem aplicada ao eixo, de modo a simular diferentes condições de carregamento.	44
Figura 3.6 – Arranjo experimental para medição da velocidade por meio de tacômetro óptico.	45
Figura 3.7 – Placa de identificação do gerador síncrono utilizado.	48
Figura 3.8 – Gerador síncrono acoplado a uma máquina de corrente contínua.	49
Figura 3.9 – Osciloscópio utilizado na coleta dos dados.	49
Figura 3.10 – Inversor de Frequência.	50
Figura 3.11 – Analisador de energia Yokogawa modelo CW240 utilizado nos ensaios com alimentação via inversor de frequência.	51
Figura 3.12 – Motor de indução com ventilação independente.	52
Figura 3.13 – Determinação das perdas por atrito e ventilação a partir do ajuste linear das perdas rotacionais em função de V^2 , a 30 Hz, sendo os pontos em azul os valores experimentais, em vermelho a reta ajustada e a interseção com o eixo das ordenadas a estimativa das perdas por atrito e ventilação (P_{av}).	53
Figura 4.1 – Relação de correção de tensão, em que a linha azul representa a tensão sem correção (V/f constante), os pontos pretos indicam os valores estimados pelo modelo em 60 Hz e a reta vermelha corresponde à aproximação linear da tensão corrigida.	62
Figura 4.2 – Comparação dos parâmetros estimados a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado com correção de tensão, utilizando os procedimentos propostos por P. C. Sen e pela norma NBR 17094-3.	64

Figura 4.3 – Comparação dos parâmetros estimados a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado sem correção de tensão, utilizando os procedimentos propostos por P. C. Sen e pela norma NBR 17094-3.	65
Figura 4.4 – Comparação dos parâmetros estimados a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado utilizando os procedimento proposto por P. C. Sen, com e sem correção de tensão.	68
Figura 4.5 – Comportamento do torque em função da velocidade, obtido a partir dos parâmetros estimados nos ensaios em vazio e de rotor travado segundo a metodologia proposta por P. C. Sen. As curvas em azul e vermelho correspondem, respectivamente, aos casos sem e com aplicação da correção de tensão.	69
Figura 4.6 – Parâmetros estimados por meio dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL), do método ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e do método ABCR em sua forma original, representados, respectivamente, nas cores roxa, azul e vermelha, considerando a aplicação da correção de tensão.	71
Figura 4.7 – Parâmetros estimados por meio dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL), do método ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e do método ABCR em sua forma original, representados, respectivamente, nas cores roxa, azul e vermelha, sem a aplicação da correção de tensão.	72
Figura 4.8 – Parâmetros do motor alimentado por gerador síncrono estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho), com aplicação da correção de tensão.	76
Figura 4.9 – Parâmetros do motor alimentado por gerador síncrono estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho), sem aplicação da correção de tensão.	77
Figura 4.10–Parâmetros estimados pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL) e métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, representados, respectivamente, nas cores roxa, azul e vermelha, considerando a aplicação da correção de tensão. Os ensaios VZ e RBL utilizaram alimentação por gerador síncrono, enquanto os demais métodos foram baseados em dados obtidos com alimentação por inversor.	79
Figura 4.11–Parâmetros estimados pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL) e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, representados, respectivamente, nas cores roxa, azul e vermelha, sem a aplicação da correção de tensão. Os ensaios VZ e RBL utilizaram alimentação por gerador síncrono, enquanto os demais métodos foram baseados em dados obtidos com alimentação por inversor.	80

Figura 4.12–Parâmetros do motor alimentado por inversor estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho), com aplicação da correção de tensão. . . .	82
Figura 4.13–Parâmetros do motor alimentado por inversor estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho), sem aplicação da correção de tensão.	83
Figura 4.14–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, considerando correção de tensão e alimentação por gerador síncrono. A curva verde refere-se à NBR 17094-3, enquanto a curva preta corresponde à metodologia de P. C. Sen.	85
Figura 4.15–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem correção de tensão e alimentação por gerador síncrono. A curva verde refere-se à NBR 17094-3, enquanto a curva preta corresponde à metodologia de P. C. Sen.	86
Figura 4.16–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, considerando correção de tensão e alimentação por gerador síncrono. As metodologias consideradas são: ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo), método ABCR aprimorado com Gradiente (azul) e método ABCR em sua forma original (vermelho).	88
Figura 4.17–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem correção de tensão e alimentação por gerador síncrono. As metodologias consideradas são: ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo), método ABCR aprimorado com Gradiente (azul) e método ABCR em sua forma original (vermelho).	89
Figura 4.18–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, considerando a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo), e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho).	91
Figura 4.19–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo), e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho).	92

Figura 4.20–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, considerando a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, na frequência nominal e para cada frequência (verde e preto), e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original (azul e vermelho).	94
Figura 4.21–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, na frequência nominal e para cada frequência (verde e preto), e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original (azul e vermelho).	95
Figura 4.22–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, com a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos métodos ABCR na frequência nominal (verde), ensaios em vazio e de rotor bloqueado (preto), método ABCR aprimorado com Gradiente (azul) e método ABCR em sua forma original para cada frequência (vermelho).	98
Figura 4.23–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos métodos ABCR na frequência nominal (verde), ensaios em vazio e de rotor bloqueado (preto), método ABCR aprimorado com Gradiente (azul) e método ABCR em sua forma original para cada frequência (vermelho).	99
Figura 4.24–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas em relação aos valores medidos experimentalmente, considerando a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, em roxo) e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, sob alimentação por gerador síncrono (curvas verde e preta) e por inversor de frequência (curvas azul e vermelha).	101
Figura 4.25–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas em relação aos valores medidos experimentalmente, sem aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, em roxo) e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, sob alimentação por gerador síncrono (curvas verde e preta) e por inversor de frequência (curvas azul e vermelha).	102

Figura 4.26–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, considerando a aplicação da correção de tensão e alimentação por inversor. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo) e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho). . 103

Figura 4.27–Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem a aplicação da correção de tensão e alimentação por inversor. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo), e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho). . 104

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Síntese dos principais trabalhos sobre estimação de parâmetros de motores de indução.	24
Tabela 3.1 – Ensaio com alimentação por Varivolt Trifásico.	59
Tabela 3.2 – Ensaio com alimentação por Gerador Síncrono.	60
Tabela 3.3 – Ensaio com alimentação por Inversor de Frequência.	60
Tabela 4.1 – Parâmetros do motor de indução na condição nominal (220 V, 60 Hz, 8 polos e 855 rpm), obtidos a partir do método ABCR.	61

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABCR	Método desenvolvido por Amaral, Baccarini, Coelho e Rabelo
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
CA	Corrente Alternada
CC	Corrente Contínua
DS	<i>Digital Shadow</i>
DT	<i>Digital Twin</i>
FOB	Função Objetivo
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>
Im	Parte Imaginária de Um Número Complexo
MIT	Motor de Indução Trifásico
NBR	Norma Brasileira Regulamentadora
RBL	Ensaio de Rotor Bloqueado
Re	Parte Real de Um Número Complexo
VZ	Ensaio a Vazio

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	20
1.1	Relevância do Tema	20
1.2	Contextualização	21
1.3	Objetivos Geral e Específicos	25
1.4	Estrutura do Trabalho	25
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	27
2.1	Considerações Iniciais	27
2.2	Método ABCR	27
2.3	Ensaio a Vazio e de Rotor Bloqueado	31
2.3.1	Metodologia da NBR 17094-3	32
2.3.2	Metodologia Proposta por P. C. Sen	34
2.4	Método do Gradiente Descendente	35
2.5	Controle Escalar de Velocidade	37
2.6	Considerações Finais da Fundamentação Teórica	40
3	METODOLOGIA	41
3.1	Considerações Iniciais	41
3.2	Correção de Tensão no Controle Escalar	42
3.2.1	Procedimentos Experimentais	42
3.2.2	Determinação do Fator de Correção da Tensão	45
3.3	Procedimentos Experimentais para Estimação de Parâmetros sob Variação de Frequência	47
3.3.1	Ensaio com Alimentação via Gerador Síncrono	48
3.3.2	Ensaio com Alimentação via Inversor de Frequência	50
3.3.3	Mitigação da Influência Térmica na Estimação dos Parâmetros	51
3.4	Estimação de Parâmetros sob Variação de Frequência	52
3.4.1	Ensaio a Vazio e Rotor Bloqueado	53
3.4.2	Método ABCR para Estimação de Parâmetros do MIT	55
3.4.3	Aprimoramento do Método ABCR via Gradiente Descendente para Estimação de Parâmetros do MIT	56
3.5	Validação	57
3.6	Considerações Finais da Metodologia	58
4	RESULTADOS	61
4.1	Considerações Iniciais	61
4.2	Controle Escalar e a Correção de Tensão	61
4.3	Estimação de parâmetros	63
4.3.1	Ensaio a Vazio e de Rotor Bloqueado	63
4.3.2	Motor Autoventilado Alimentado por Gerador Síncrono	70

4.3.3	Motor com Ventilação Independente Alimentado por Gerador Síncrono	74
4.3.4	Motor Autoventilado Alimentado por Inversor	78
4.3.5	Motor com Ventilação Independente Alimentado por Inversor	81
4.4	Validação da Modelagem do Motor de Indução	84
4.4.1	Ensaio a Vazio e de Rotor Bloqueado	84
4.4.2	Motor Autoventilado Alimentado por Gerador Síncrono	87
4.4.3	Motor com Ventilação Independente Alimentado por Gerador Síncrono	90
4.4.4	Ensaio a Vazio e de Rotor Bloqueado na Frequência Nominal	93
4.4.5	Metodologia ABCR na Frequência Nominal	96
4.4.6	Motor Autoventilado Alimentado por Inversor e Gerador Síncrono . . .	100
4.4.7	Motor com Ventilação Independente Alimentado por Inversor	105
5	CONCLUSÕES	106
5.1	Considerações Finais	106
5.2	Trabalhos Futuros	109
6	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	111

1 INTRODUÇÃO

1.1 Relevância do Tema

Nas primeiras aplicações industriais, os motores de corrente contínua eram amplamente empregados, principalmente pela facilidade no controle de velocidade e torque (HANNAN et al., 2018). Entretanto, sua construção baseada em escovas e comutador implicava em maior desgaste mecânico e, conseqüentemente, necessidade frequente de manutenção. Com a consolidação dos motores de indução, essa limitação foi superada, uma vez que sua estrutura dispensa o uso de comutadores e escovas. Essa característica construtiva mais simples proporcionou redução nos custos de fabricação e manutenção, além de ampliar as possibilidades de utilização em diferentes setores industriais (CHAPMAN, 2012).

Logo, os Motores de Indução Trifásicos (MIT) destacam-se como uma das principais soluções para acionamentos industriais, em razão de sua ampla faixa de aplicação, elevada robustez mecânica, confiabilidade operacional e baixo custo de aquisição e manutenção quando comparado a outras tecnologias de máquinas elétricas (PAREKH, 2003).

Apesar dessas vantagens, o controle preciso de velocidade inicialmente representava um desafio para os motores de indução. Contudo, o desenvolvimento da eletrônica de potência transformou esse cenário. A introdução de conversores estáticos e, especialmente, de inversores de frequência, permitiu a variação controlada da tensão e da frequência de alimentação, viabilizando um controle eficiente e dinâmico da velocidade, tornando essa tecnologia ainda mais competitiva frente às demais soluções de acionamento (SENGAMALAI et al., 2022).

A utilização de dispositivos de controle de velocidade possibilita que o motor opere na rotação mais adequada para cada nível de carga, elevando o desempenho energético. Assim, o emprego de acionamentos de velocidade variável contribui para a redução do consumo de energia, melhoria do fator de potência, maior precisão operacional e partidas mais suaves. Além disso, esses sistemas aumentam a vida útil dos equipamentos ao adequar o funcionamento às exigências do processo. Como consequência, há diminuição de custos operacionais e das emissões de gases de efeito estufa (SAIDUR et al., 2012).

Nesse sentido, métodos de estimativa de parâmetros empregados em sistemas de controle clássicos dependem de um modelo preciso do motor para garantir que controladores ou observadores adaptem suas ações corretamente, já que discrepâncias entre o modelo e a máquina real podem degradar o desempenho do acionamento (VÉLIZ-TEJO et al., 2022).

Nesse contexto, a modelagem do MIT é essencial para o desenvolvimento e avaliação de estratégias de controle, especialmente em sistemas acionados por inversores de frequência. De modo que, técnicas modernas de controle vetorial e diagnóstico de falhas dependem do conhecimento preciso de alguns parâmetros do motor (SENGAMALAI et al., 2022).

Motores de indução operando sob controle escalar V/f , ou em outras estratégias de variação de velocidade, são frequentemente submetidos a condições de alimentação com frequência distinta do valor nominal. Nessas circunstâncias, os parâmetros do circuito equivalente

sofrem variações que impactam a representação do comportamento eletromagnético da máquina (HEMBRAM; CHATTERJEE; TUDU, 2024).

Assim, a consideração explícita da dependência dos parâmetros em relação à frequência de operação permite aumentar a fidelidade do modelo, resultando em maior precisão na análise, no controle e na predição de desempenho do motor.

De forma complementar, os gêmeos digitais (do inglês *Digital Twins* - DT) e as sombras digitais (do inglês *Digital Shadow* - DS) têm ganhado destaque na pesquisa aplicada a acionamentos elétricos. A sombra digital consiste em uma representação virtual do sistema físico com fluxo de dados unidirecional, enquanto o gêmeo digital estabelece uma comunicação bidirecional, permitindo previsão, ajuste e otimização em tempo real (SEPASGOZAR, 2021). Assim, a DS representa uma etapa inicial para a implementação de um DT, pois integra dados medidos a modelos de simulação, possibilitando validação, estimativas confiáveis e a preparação para estratégias de controle em malha fechada (KURTOVIĆ et al., 2025).

Logo, a implementação de Gêmeos Digitais está diretamente condicionada à determinação precisa dos parâmetros do motor de indução, uma vez que esses valores permitem a construção de modelos virtuais representativos do sistema físico. A partir dessa correspondência fiel, torna-se possível antecipar falhas, aprimorar o planejamento de manutenção e elevar a eficiência operacional em ambientes industriais (JAGDALE; MORE; MURMUDE, 2025).

Diante desse contexto, o presente trabalho propõe a modelagem do motor de indução trifásico considerando explicitamente a variação da frequência de alimentação, incorporando a dependência dos parâmetros do circuito equivalente em função da condição de operação. Ao contemplar essa característica, busca-se elevar a exatidão do modelo, de modo a torná-lo mais adequado para aplicações em acionamentos de velocidade variável, bem como para a implementação de estratégias avançadas de controle, estimação e integração com arquiteturas de sombra digital e gêmeo digital.

1.2 Contextualização

A estimação precisa dos parâmetros é fundamental para a representação adequada do comportamento eletromecânico do motor de indução, uma vez que esses parâmetros variam durante a operação em função de fatores como temperatura, frequência e saturação magnética. A discrepância entre os valores reais e os adotados no modelo pode comprometer a exatidão das simulações, afetando o desempenho de estratégias de controle e estimativas de rendimento (TANG et al., 2018).

Diante disso, torna-se pertinente apresentar uma síntese dos principais avanços reportados na literatura acerca da modelagem de motores de indução, com ênfase nas abordagens que consideram a variação da frequência, tema central deste trabalho.

Wang, Song e Park (2013) propõem um método para estimar a eficiência de motores de indução trifásicos operando em frequências variáveis a partir de dados de catálogo em frequência

nominal. A abordagem utiliza um procedimento iterativo de mínimos quadrados para identificação dos parâmetros, assumindo reatâncias proporcionais à frequência, resistências constantes e perdas mecânicas dependentes da frequência. Com isso, torna-se possível estimar o rendimento sem a realização de ensaios laboratoriais. Entretanto, o método apresenta limitações decorrentes de simplificações das condições reais de operação, como a consideração de resistências constantes e estimativas padronizadas para reatâncias de dispersão e perdas mecânicas, além da ausência de validação experimental conclusiva sob variação de frequência.

Em Repo, Hinkkanen e Arkkio (2007), é realizada a estimação dos parâmetros de regime permanente e de pequenos sinais para dois motores de indução (um acionado por inversor e outro ligado à rede) utilizando Análise de Elementos Finitos. Os resultados mostram variações significativas nos parâmetros do motor conectado à rede devido à saturação e ao efeito pelicular, enquanto o motor com inversor apresenta maior estabilidade da indutância de magnetização quando próximo ao torque nominal. Por fim, a principal limitação prática do método de estimação de pequenos sinais é a exigência do conhecimento exato da geometria física do motor e da curva de magnetização de seus materiais, além de demandar um esforço computacional mais elevado, o que inviabiliza sua aplicação para estimativas online em tempo real ou em motores comerciais cujos dados construtivos internos são desconhecidos.

O estudo de Gulbahce e Karaaslan (2021) propõe estimar os parâmetros do circuito equivalente de motores de indução para acionamentos de frequência variável exclusivamente com dados de catálogo dos fabricantes. O problema é solucionado aplicando o algoritmo de Otimização por Enxame de Partículas para resolver as equações não lineares do circuito. A técnica demonstrou alta exatidão ao ser validada com dados de 20 motores, mas apresenta como principais limitações a forte dependência da exatidão dos dados do fabricante e a sensibilidade às condições iniciais do algoritmo.

Tang et al. (2018) propõe uma revisão abrangente dos métodos de identificação de parâmetros (*offline* e *online*) para motores de indução alimentados por inversores, visando corrigir as variações paramétricas operacionais (causadas por temperatura, efeito pelicular e saturação magnética) que degradam sistemas de controle de alto desempenho. O problema é abordado por meio de uma análise comparativa e validação por simulação de diversas técnicas, incluindo injeção de sinais CC e CA, Mínimos Quadrados Recursivos, Sistema Adaptativo por Modelo de Referência, observadores de estado e métodos de inteligência artificial. As principais conclusões apontam que o método de Mínimos Quadrados Recursivos *offline* é extremamente preciso para o comissionamento inicial, mas para a operação *online*, como não existe um algoritmo único ideal para todos os parâmetros, a melhor abordagem é combinar métodos.

O artigo proposto por Castoldi et al. (2025) apresenta um método *offline* para a estimação dos parâmetros do circuito equivalente de motores de indução trifásicos, utilizando o algoritmo de Evolução Diferencial e dados de catálogo. A análise de diferentes topologias indica que a consideração das perdas suplementares melhora a exatidão do modelo, enquanto a resistência relacionada às perdas no núcleo possui influência reduzida. A validação experimental, realizada

tanto na rede elétrica quanto com inversores operando em 40 Hz e 50 Hz, demonstra a eficácia da metodologia sob variação de frequência. Como limitação, o método adota valores padronizados conforme a norma IEEE (2017) - (*Institute of Electrical and Electronics Engineers*) para estimar as perdas suplementares, o que pode não representar fielmente as variações dependentes das condições reais de carga.

Além disso, a modelagem da saturação magnética constitui um desafio recorrente na literatura, especialmente em regimes de operação com velocidade variável, nos quais seus efeitos tornam-se mais pronunciados. A partir disso, Accetta et al. (2020) apresenta um modelo dinâmico vetorial para motores de indução que incorpora de forma detalhada a saturação magnética e as perdas no ferro, separando estas últimas em perdas por histerese e correntes parasitas. Para calibrar este modelo complexo, os autores propõem a utilização de um algoritmo genético capaz de estimar *offline* múltiplos parâmetros elétricos a partir de dados experimentais dinâmicos de velocidade e torque de carga.

Ademais, Petrushin et al. (2017) analisam a influência da saturação do circuito magnético e do efeito pelicular nas características de motores de indução operando sob diferentes leis de controle de frequência. Com base em um circuito equivalente do tipo T e em modelos matemáticos aplicados aos regimes permanente e dinâmico, os autores demonstram que a consideração explícita desses fenômenos não lineares eleva significativamente a exatidão na determinação de índices energéticos, como eficiência e fator de potência, além de aprimorar a previsão de picos de corrente em condições transitórias. O estudo também evidencia as vantagens de uma lei de controle de frequência proposta pelos autores, a qual proporciona redução do aquecimento dos enrolamentos e aumento da eficiência quando comparada às abordagens tradicionais, como o controle escalar com V/f constante.

A Tabela 1.1 apresenta uma síntese comparativa dos principais trabalhos discutidos na literatura.

Embora a literatura apresente diversas abordagens para a modelagem de motores de indução sob variação de frequência, observa-se que muitos métodos dependem de simplificações, conhecimento construtivo detalhado ou validações predominantemente não experimentais. Assim, a consideração simultânea da dependência dos parâmetros com a frequência e dos efeitos não lineares ainda constitui um desafio.

Nesse contexto, este trabalho propõe uma abordagem experimental para a modelagem do motor de indução trifásico sob variação de frequência no controle escalar de velocidade, avaliando o desempenho com e sem a correção da queda de tensão no ramo do estator. Para isso, são realizados ensaios com alimentação por gerador síncrono e por inversor, considerando ainda condições de autoventilação e ventilação independente. Os parâmetros do circuito equivalente são estimados por meio de quatro métodos diferentes, permitindo uma análise comparativa da influência da frequência e das estratégias de estimação na exatidão do modelo.

A principal contribuição deste trabalho consiste no desenvolvimento de um método de estimação de parâmetros mais preciso, visando aprimorar o desempenho de estratégias de

controle e contribuir em aplicações de sombra digital e gêmeo digital em motores de indução. A adoção de metodologias alternativas busca elevar a exatidão dos modelos quando comparadas às técnicas clássicas baseadas nos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, amplamente empregadas na determinação dos parâmetros do circuito equivalente.

Tabela 1.1 – Síntese dos principais trabalhos sobre estimação de parâmetros de motores de indução.

Referência	Abordagem	Contribuição	Limitação
Wang, Song e Park (2013)	MQ iterativo (catálogo)	Estima eficiência em freq. variável	Simplificações e sem validação experimental
Repo, Hinkkanen e Arkkio (2007)	Elementos Finitos	Avalia saturação e efeito pelicular	Custo computacional e requer dados construtivos
Gulbahce e Karaaslan (2021)	PSO	Alta precisão com dados de catálogo	Sensível a condições iniciais
Tang et al. (2018)	Revisão (<i>offline/online</i>)	Compara métodos de estimação	Não há método único ideal
Castoldi et al. (2025)	Evolução Diferencial	Validação exp. em várias freq.	Utilização de perdas padronizadas
Accetta et al. (2020)	Modelo vetorial + AG	Considera saturação e perdas no ferro	Necessidade de dados experimentais
Petrushin et al. (2017)	Circuito não linear	Melhora previsão de desempenho	Maior complexidade de modelagem

Fonte: Elaborado pela autora.

Em síntese, este trabalho propõe a modelagem dos parâmetros do circuito equivalente do motor de indução a partir de dados experimentais. Para isso, são empregados os ensaios em vazio e de rotor bloqueado, conforme descrito na Associação Brasileira de Normas Técnicas - ABNT (2018) e em Sen (2013), além da aplicação da metodologia ABCR, desenvolvida por Amaral et al. (2021). A estimação dos parâmetros foi realizada na frequência nominal (60 Hz) e ao longo da faixa de 25 Hz a 70 Hz, por meio de uma abordagem ponto a ponto. A partir disso, foram comparados os resultados obtidos considerando parâmetros constantes, estimados na condição nominal, e parâmetros variáveis com a frequência.

Adicionalmente, com o intuito de elevar a exatidão das estimativas, foi desenvolvida neste trabalho uma estratégia de aprimoramento do algoritmo ABCR, que consiste na incorporação de uma etapa estruturada de refinamento baseada no método do Gradiente (LUENBERGER; YE, 2008). Além disso, a validação do modelo é realizada por meio da comparação entre as grandezas calculadas a partir dos parâmetros estimados e os dados experimentais, permitindo avaliar a representatividade paramétrica e a adequação do modelo às diferentes condições de operação.

1.3 Objetivos Geral e Específicos

O objetivo geral deste trabalho é o desenvolvimento de uma metodologia para a realização da modelagem dos parâmetros do circuito equivalente de um motor de indução trifásico com medições experimentais, sob variação de frequência no controle escalar de velocidade, e avaliar a influência da correção da queda de tensão no ramo do estator na exatidão do modelo.

Para alcançar esse objetivo geral, é necessário cumprir os seguintes objetivos específicos:

- Realizar a aquisição de dados experimentais do motor de indução em diferentes condições de alimentação, frequência e regime de operação, visando a fundamentação da estimação e validação dos parâmetros do circuito equivalente;
- Estimar os parâmetros do circuito equivalente por meio do método clássico prescrito em norma baseado nos ensaios, da metodologia ABCR e de sua versão aprimorada com a incorporação de uma etapa de refinamento fundamentada no método do Gradiente para o ajuste das estimativas;
- Comparar o comportamento do motor quando alimentado por gerador síncrono e por inversor de frequência;
- Analisar o efeito da correção da queda de tensão no ramo do estator no desempenho do controle escalar;
- Investigar o impacto das condições de autoventilação e ventilação independente sobre os parâmetros estimados;
- Validar o modelo por meio de dados experimentais sob diferentes condições de operação.

1.4 Estrutura do Trabalho

Este trabalho encontra-se organizado em cinco capítulos. Neste capítulo introdutório, são discutidas a motivação e a relevância da modelagem do motor de indução no contexto da variação de frequência, além da definição dos objetivos que orientam a pesquisa.

O Capítulo 2 apresenta a fundamentação teórica necessária para o desenvolvimento do trabalho. Para isso, são abordados os conhecimentos essenciais à aplicação da metodologia proposta. São apresentados o método ABCR, os procedimentos clássicos dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (confrontando a Norma Brasileira Regulamentadora NBR 17094-3 com a metodologia de P. C. Sen), bem como os fundamentos do método de otimização pelo Gradiente Descendente, cuja aplicação é posteriormente desenvolvida no capítulo metodológico, na formulação da versão aprimorada do ABCR como etapa de refinamento dos parâmetros estimados. Por fim, são explorados os fundamentos do controle escalar de velocidade.

O Capítulo 3 descreve a metodologia experimental e computacional adotada. São apresentados, de forma detalhada, a bancada de ensaios, os equipamentos de medição utilizados e os procedimentos empregados para a determinação da correção de tensão. Além disso, expõe-se

a forma como as diferentes metodologias de estimação e as etapas de validação foram aplicadas sob variação de frequência.

O Capítulo 4 é dedicado à apresentação e à discussão dos resultados experimentais. Nele, realiza-se uma análise comparativa dos parâmetros estimados pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, pelo método ABCR e pela versão aprimorada proposta neste trabalho, que incorpora o método do Gradiente como etapa de refinamento paramétrico. Os resultados são avaliados em diferentes condições de operação, contrastando a alimentação por gerador síncrono com a alimentação por inversor de frequência, bem como a influência térmica, comparando o motor autoventilado com o cenário de ventilação independente. O capítulo encerra-se com a validação do modelo a partir dos dados experimentais obtidos em laboratório.

Por fim, o Capítulo 5 reúne as conclusões da pesquisa, sintetizando as principais constatações decorrentes das metodologias empregadas e dos resultados obtidos, além de destacar as contribuições do trabalho para a área de modelagem de máquinas elétricas. Ademais, são também apresentadas as perspectivas de trabalhos futuros.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 Considerações Iniciais

Este capítulo apresenta a fundamentação teórica necessária para a compreensão das modelagens do motor de indução trifásico em regime permanente, tratadas neste trabalho. A abordagem central baseia-se na representação da máquina por meio do circuito elétrico equivalente, uma ferramenta clássica que permite simplificar a descrição dos fenômenos eletromecânicos e a determinação das grandezas operacionais do motor.

São exploradas as metodologias para a estimação dos parâmetros elétricos deste circuito, com destaque para o método ABCR (AMARAL et al., 2021) e os procedimentos experimentais clássicos (ensaios em vazio e de rotor bloqueado), confrontando as diretrizes da norma NBR 17094-3 com a abordagem simplificada proposta por P. C. Sen.

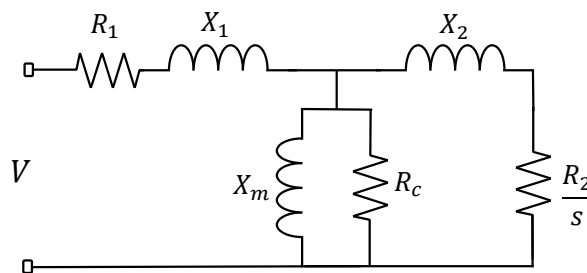
Além disso, discute-se a aplicação de técnicas de otimização, especificamente o Método do Gradiente Descendente, como uma alternativa para o refinamento dos parâmetros estimados.

Por fim, é apresentada a teoria do Controle Escalar de velocidade, focando na relação Tensão/Frequência (V/f) e na estratégia de correção de tensão. Esses conceitos são essenciais para caracterizar o desempenho do motor sob variação de frequência, delimitando as premissas adotadas para a manutenção do fluxo magnético e do torque ao longo da faixa de operação estudada.

2.2 Método ABCR

Para a realização de estudos do MIT, emprega-se, frequentemente, uma representação simplificada da máquina por meio de um circuito elétrico equivalente. O modelo por fase, amplamente utilizado nas análises em regime estacionário, é apresentado na Figura 2.1.

Figura 2.1 – Circuito elétrico equivalente por fase do motor de indução.



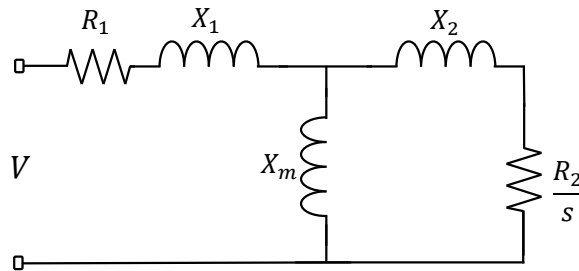
Fonte: Adaptado de (IEEE, 2017).

Nesse modelo, R_1 e X_1 representam, respectivamente, a resistência e a reatância do enrolamento do estator, enquanto R_2 e X_2 correspondem à resistência e à reatância do enrolamento do rotor, referidas ao estator. A reatância de magnetização é representada por X_m , e R_c modela

as perdas no núcleo. O escorregamento é indicado por s , ao passo que V corresponde à tensão terminal de fase aplicada ao motor.

Além disso, como a resistência que representa as perdas no núcleo (R_c) é muito maior que a reatância de magnetização (X_m), ela pode ser omitida, assim como visto na Figura 2.2. Ao se desconsiderar explicitamente essa resistência, as perdas no núcleo passam a ser incorporadas ao conjunto das perdas rotacionais, juntamente com as perdas por atrito, ventilação e perdas suplementares, sendo tratadas de forma agregada no balanço de potência da máquina.

Figura 2.2 – Circuito elétrico equivalente por fase do motor de indução, na forma simplificada, com omissão da resistência de perdas no núcleo (R_c).



Fonte: Adaptado de (IEEE, 2017).

É importante ressaltar que todas as modelagens desenvolvidas neste trabalho foram fundamentadas no circuito equivalente apresentado na Figura 2.2. Nesse contexto, o processo de modelagem compreende a estimação dos parâmetros elétricos do circuito equivalente, bem como a determinação das perdas rotacionais (P_{rot}), compostas pelas perdas por atrito e ventilação, magnéticas e suplementares.

A determinação dos parâmetros do circuito equivalente constitui uma etapa fundamental para estudos de eficiência energética em instalações industriais, bem como para o projeto de sistemas de controle e de monitoramento de condição e diagnóstico de falhas. Diante dessa necessidade, a metodologia ABCR, desenvolvida por Amaral et al. (2021), apresenta-se como uma alternativa não iterativa para a obtenção desses parâmetros.

A técnica ABCR utiliza dados de catálogo referentes aos pontos de operação de 50%, 75% e 100% de carga para estimar os parâmetros. Assim, o modelo proposto é válido para a faixa normal de operação, delimitada pelos escorregamentos em vazio e de torque máximo.

A validação da metodologia ABCR foi realizada mediante a comparação dos valores estimados de eficiência e fator de potência com os dados de catálogo. O estudo contemplou uma amostra expressiva composta por 789 motores de indução, provenientes de três fabricantes distintos, abrangendo faixas de potência nominal entre 1 e 700 hp. Tendo em vista o número de motores avaliados, a ampla faixa de potência abrangida e a diversidade de fabricantes contemplados, esse método foi adotado neste trabalho.

As premissas da metodologia envolvem: (i) os parâmetros são considerados constantes entre a operação sem carga e com torque máximo, e s varia linearmente entre 50% e 100% da carga

nominal; (ii) as perdas rotacionais (perdas por atrito e ventilação, magnéticas e suplementares) são consideradas constantes; (iii) as influências da saturação magnética e do efeito pelicular são desprezadas e (iv) potência de saída, eficiência, fator de potência e velocidade são fornecidos para 50%, 75% e 100% da carga total, de acordo com as informações tipicamente apresentadas nos catálogos dos fabricantes de motores.

Nessa metodologia, os primeiros parâmetros estimados são a resistência do estator e as perdas rotacionais. Para isso, parte-se da Equação (2.1) de balanço de potência do motor.

$$P_{out} = P_{in} - P_{j1} - P_{j2} - P_{rot} \quad (2.1)$$

Em que, P_{out} corresponde à potência de saída, P_{in} denota a potência de entrada, P_{j1} e P_{j2} representam as perdas decorrentes do efeito Joule no estator e rotor, respectivamente.

Todavia, as perdas Joule no rotor podem ser reescritas como apresentado em (2.2). Sendo P_{EF} a potência de entreferro, definida como a diferença entre a potência de entrada e as perdas Joule no estator, assim como descrito em (2.3) (FITZGERALD et al., 2013).

$$P_{j2} = s \cdot P_{EF} \quad (2.2)$$

$$P_{EF} = P_{in} - P_{j1} \quad (2.3)$$

Além disso, as perdas Joule no estator podem ser escritas por

$$P_{j1} = 3R_1 I_1^2, \quad (2.4)$$

em que I_1 corresponde à corrente no estator.

Reorganizando os termos da equação e expressando-a em notação matricial, tem-se:

$$P_{out} + (s - 1)P_{in} = -1 \begin{bmatrix} (1 - s)3I_1^2 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R_1 \\ P_{rot} \end{bmatrix}. \quad (2.5)$$

Posteriormente, os valores de escorregamento, potência de entrada, potência de saída e corrente do estator, referentes a três pontos de operação e obtidos a partir dos dados de catálogo, são aplicados em (2.5). A reformulação dessa expressão para os três patamares de carga conduz à forma matricial apresentada em (2.6). Detalhes adicionais podem ser encontrados em Amaral et al. (2021).

$$Y_{3 \times 1} = \psi_{3 \times 2} \theta_{2 \times 1} \quad (2.6)$$

Utilizando o método dos mínimos quadrados conforme em (AGUIRRE, 2014), estimam-se a resistência do estator e as perdas rotacionais. Para esse fim, apresenta-se a dedução do método. Inicialmente, multiplica-se (2.6) pela transposta de ψ em ambos os lados da equação, conforme mostrado em (2.7).

$$\psi^T Y = \psi^T \psi \theta \quad (2.7)$$

Em seguida, multiplicando ambos os lados da equação pela inversa de $\psi^T \psi$, tem-se:

$$(\psi^T \psi)^{-1} \psi^T Y = (\psi^T \psi)^{-1} \psi^T \psi \theta. \quad (2.8)$$

Ressalta-se que a matriz $\psi^T \psi$ é não singular, o que garante a existência de sua inversa. Assim, como o produto de uma matriz por sua inversa resulta na matriz identidade, pode-se isolar o vetor θ , conforme expresso em (2.9).

$$(\psi^T \psi)^{-1} \psi^T Y = \theta \quad (2.9)$$

Por conseguinte, a partir de (2.5), tem-se que $R_1 = \theta(1,1)$ e $P_{rot} = \theta(2,1)$.

O próximo parâmetro estimado é a resistência do rotor. Para isso, utiliza-se (2.10).

$$P_{j2} = \frac{s(P_{out} + P_{rot})}{1 - s} \quad (2.10)$$

Considerando que a metodologia em questão tem como premissa a aplicação em baixos escorregamentos, a corrente no ramo do rotor I_2 pode ser aproximada por (2.11). Sendo I_m a corrente no ramo de magnetização.

$$I_2 = \sqrt{I_1^2 - I_m^2} \quad (2.11)$$

Considerando a corrente I_m constante e colocando (2.10) em função de R_2 , pode-se escrever

$$\left(\frac{s}{1 - s} \right) (P_{out} + P_{rot}) = \begin{bmatrix} 3I_1^2 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R_2 \\ k \end{bmatrix}, \quad (2.12)$$

onde k é uma constante.

Repetindo-se o procedimento anterior, R_2 também é obtido via regressão linear.

Por fim, as reatâncias são determinadas com base na análise do fluxo de potência reativa do motor. Para dar início a essa análise, é necessário determinar a corrente de magnetização (I_m) na condição nominal, que pode ser obtida através do balanço de potência ativa, resultando na seguinte expressão:

$$I_m = \sqrt{\frac{3R_2 I_1^2 - \frac{(P_{out} + P_{rot})s}{(1-s)}}{3R_2}}. \quad (2.13)$$

Ao considerar a igualdade de tensão entre os ramos em paralelo (magnetização e circuito do rotor), estabelece-se a relação fundamental baseada na Lei de Kirchhoff:

$$I_m X_m = I_2 \left[\left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + X_2^2 \right]^{\frac{1}{2}}. \quad (2.14)$$

De maneira complementar, a demanda total de reativos da máquina (Q), obtida com base nas informações nominais de catálogo, é calculada por:

$$Q = \frac{P_{out}}{\eta fp} \sin(\cos^{-1}(fp)), \quad (2.15)$$

em que, η e fp representam o rendimento e fator de potência na condição nominal, respectivamente.

Essa potência total é então decomposta nas parcelas consumidas pelas indutâncias de dispersão e de magnetização, assim como descrito em (2.16).

$$Q = 3(X_1 I_1^2 + X_m I_m^2 + X_2 I_2^2) \quad (2.16)$$

Para viabilizar a solução desse sistema, adota-se a proporcionalidade $X_2 = X_1/a$, em que o coeficiente a é definido conforme a categoria do motor, de acordo com as diretrizes das normas ABNT (2018) - NBR 17094-3 e IEEE (2017) - Std 112.

Ao substituir essa relação em (2.16), o problema reduz-se a um sistema linear com duas incógnitas (X_1 e X_m). Substituindo-se a expressão obtida para $I_m X_m$, deduzida de (2.14), em (2.16), obtém-se um polinômio de segundo grau, cuja solução fornece o valor de X_1 .

Em seguida, utilizando (2.14), determina-se X_m . Uma vez calculados esses valores, a reatância do rotor X_2 é obtida diretamente pela razão estabelecida nas normas acima citadas.

2.3 Ensaios a Vazio e de Rotor Bloqueado

A forma tradicional de determinação dos parâmetros do circuito equivalente do motor de indução baseia-se na realização dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado. Em ambos os procedimentos, medem-se a potência ativa trifásica de entrada, a tensão e a corrente de linha do motor.

No ensaio em vazio, o motor é acionado sem a aplicação de carga mecânica ao eixo, sob tensão nominal de alimentação, operando com escorregamento próximo de zero. Por sua vez, no ensaio de rotor bloqueado, o eixo do rotor é mecanicamente imobilizado por meio de dispositivos de fixação adequados, aplicando-se ao estator uma tensão reduzida por fase até que a corrente atinja valor aproximadamente igual ao nominal. Nessa condição, o escorregamento assume valor unitário.

A literatura técnica apresenta distintas abordagens para a determinação dos parâmetros do circuito equivalente a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, as quais diferem principalmente quanto ao nível de exatidão adotado e à complexidade dos procedimentos matemáticos envolvidos.

Uma das metodologias fundamenta-se nas recomendações estabelecidas em normas técnicas (ABNT, 2018), que propõem um tratamento mais rigoroso das reatâncias de dispersão, frequentemente requerendo procedimentos iterativos para a adequada separação das impedâncias associadas ao estator e ao rotor.

Em contrapartida, autores clássicos, como Sen (2013), descrevem uma abordagem simplificada, com caráter predominantemente didático e aplicação prática. Nessa metodologia, admite-se que a impedância do ramo magnetizante seja suficientemente elevada para ser

desconsiderada durante o ensaio de rotor bloqueado, o que possibilita a determinação direta das resistências e reatâncias por meio de aproximações algébricas, dispensando a necessidade de procedimentos iterativos.

Em ambas as metodologias é adotada a medição da resistência CC do enrolamento do estator. Em seguida, deve-se corrigir o valor de resistência para a temperatura de trabalho da máquina assim como descrito por (2.17).

$$R_{s,2} = \left(\frac{k + t_2}{k + t_1} \right) R_{s,1} \quad (2.17)$$

Onde:

- $R_{s,2}$: Resistência do enrolamento do estator na temperatura t_2 (Ω);
- $R_{s,1}$: Resistência do enrolamento do estator na temperatura t_1 (Ω);
- t_1 : Temperatura de medição ($^{\circ}\text{C}$);
- t_2 : Temperatura de referência ou operação ($^{\circ}\text{C}$);
- k : Constante do material condutor. Utiliza-se $k = 234,5$ para cobre eletrolítico e $k = 225$ para alumínio.

2.3.1 Metodologia da NBR 17094-3

A norma NBR 17094-3 (ABNT, 2018) apresenta múltiplos procedimentos destinados à obtenção dos parâmetros do circuito equivalente. Entre esses, encontra-se o Método 7, especificado na Seção 14.9 do documento normativo. A escolha desse método deve-se à sua maior adequação às condições experimentais e aos recursos disponíveis no contexto deste trabalho.

Para tanto, o primeiro passo descrito é realizar um ensaio em vazio e quantificar as perdas por atrito e ventilação. A leitura de potência de entrada nesse ensaio corresponde às perdas totais no motor em vazio. Subtraindo as perdas Joule do estator ($3R_1 I_1^2$) da potência de entrada, tem-se as perdas rotacionais, composta pelas perdas por atrito, ventilação e no núcleo.

A separação entre as perdas no núcleo e as perdas por atrito e ventilação é efetuada a partir da medição da tensão, da corrente e da potência de entrada, variando-se a tensão de alimentação desde aproximadamente 110% do valor nominal até o ponto em que reduções adicionais de tensão passem a provocar aumento da corrente absorvida.

Em seguida, constrói-se um gráfico da potência de entrada descontada das perdas na resistência do estator em função do quadrado da tensão aplicada. A curva obtida é extrapolada até a condição de tensão nula, sendo que a interseção com o eixo das ordenadas representa a estimativa das perdas por atrito e ventilação (P_{av}).

Na etapa seguinte, realiza-se o ensaio de determinação da impedância com o rotor bloqueado, à frequência nominal e sob tensão reduzida, de modo que a corrente resultante

seja aproximadamente igual à corrente nominal. Para isso, o rotor deve ser mecanicamente imobilizado de forma a impedir qualquer movimento, enquanto a tensão aplicada ao estator é elevada gradualmente até que a corrente desejada seja atingida.

A partir das grandezas medidas nesse ensaio, determinam-se a resistência rotórica, R_2 , e a reatância de dispersão total, $X_1 + X_2$, utilizando-se as expressões apresentadas no Formulário 5 da norma.

Quando informações detalhadas de projeto estiverem disponíveis, deve-se empregar a razão calculada X_1/X_2 . Na ausência desses dados, recomenda-se adotar valores típicos conforme a categoria do motor, sendo 0,78 para motores da categoria D, 0,68 para motores da categoria N e 0,58 para motores da categoria H.

A potência reativa (Q), expressa em VA_r , é determinada por

$$Q = \sqrt{(mV_1I_1)^2 - P^2} \quad (2.18)$$

em que V_1 representa a tensão de fase do estator, em Volts, I_1 corresponde à corrente de linha do estator, em Ampères, m é o número de fases e P é potência ativa, expressa em Watts.

Inicialmente, resolve-se a Equação (2.19) para X_m , assumindo valores iniciais para a razão X_1/X_m e para X_1 . Em seguida, determina-se X_1 por meio da Equação (2.20), utilizando a razão X_1/X_m adotada na etapa anterior.

Posteriormente, a Equação (2.19) é novamente empregada para o cálculo de X_m , considerando o valor atualizado de X_1 obtido em (2.20) e a razão X_1/X_m atualizada a partir das Equações (2.19) e (2.20). O procedimento deve ser repetido iterativamente até que os valores de X_1 e X_m apresentem variação inferior a 0,1%.

$$X_m = \frac{mV_{VZ}^2}{Q_{VZ} - m(I_{1VZ})^2 X_1} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{X_1}{X_m}\right)^2} \quad (2.19)$$

$$X_1 = \frac{Q_{RBL}}{m(I_{1RBL})^2 \left(1 + \frac{X_1}{X_2} + \frac{X_1}{X_m}\right)} \left(\frac{X_1}{X_2} + \frac{X_1}{X_m}\right) \quad (2.20)$$

Em que os subscritos VZ referem-se às grandezas medidas no ensaio em vazio, enquanto os subscritos RBL correspondem às medições realizadas no ensaio de rotor bloqueado.

Em seguida, o valor de X_2 é determinado com base em

$$X_2 = \frac{X_1}{\left(\frac{X_1}{X_2}\right)}, \quad (2.21)$$

sendo que, a relação X_1/X_2 é dada na norma.

A condutância do núcleo, G_{fe} , expressa em Ω^{-1} , é determinada por (2.22). Em que, P_{av} representa as perdas por atrito e ventilação, cuja metodologia de separação das demais parcelas das perdas rotacionais foi descrita anteriormente.

$$G_{fe} = \frac{P_{av}}{mV_{1VZ}^2} \left(1 + \frac{X_1}{X_m}\right)^2 \quad (2.22)$$

Por fim, a resistência do rotor em Ω pode ser expressa por (2.23).

$$R_2 = \left(\frac{P_{RBL}}{mI_{1RBL}^2} - R_1 \right) \left(1 + \frac{X_2}{X_m}\right)^2 - (X_2)^2 (G_{fe}) \quad (2.23)$$

2.3.2 Metodologia Proposta por P. C. Sen

A metodologia proposta por P. C. Sen (2013) constitui uma simplificação do procedimento estabelecido na norma. Ainda assim, mantém-se a realização do ensaio em vazio sob tensão nominal e do ensaio de rotor bloqueado com tensão reduzida, ajustada de modo a produzir corrente aproximadamente igual à nominal.

De forma análoga ao anteriormente exposto, as perdas rotacionais são associadas à potência de entrada medida durante o ensaio em vazio. Essas perdas correspondem à soma das perdas no núcleo, bem como das perdas por atrito e ventilação.

Na condição de operação em vazio, o escorregamento é muito próximo de zero. Consequentemente, o termo R_2/s assume valor elevado, comportando-se, na prática, como um circuito aberto, o que implica em corrente no rotor desprezível.

Nessas circunstâncias, a reatância equivalente da associação em paralelo entre o ramo do rotor e o ramo de magnetização aproxima-se de X_m . Assim, a reatância total em vazio, observada nos terminais do estator, pode ser considerada igual a $X_1 + X_m$.

A reatância em vazio (X_{VZ}) é calculada por (2.24) com base nos valores de impedância (Z_{VZ}) e resistência (R_{VZ}) em vazio obtidos em (2.25) e (2.26).

$$X_{VZ} = \sqrt{Z_{VZ}^2 - R_{VZ}^2} \quad (2.24)$$

$$Z_{VZ} = \frac{V_{VZ}}{I_{VZ}} \quad (2.25)$$

$$R_{VZ} = \frac{P_{VZ}}{3I_{VZ}^2} \quad (2.26)$$

Sendo que, P_{VZ} corresponde à potência ativa trifásica medida em vazio, I_{VZ} é o módulo da corrente em vazio e V_{VZ} o módulo da tensão de fase em vazio.

No ensaio de rotor bloqueado, o escorregamento é igual a 1. Nessa condição, a corrente no rotor é significativamente superior à corrente que circula no ramo de magnetização, o que permite desprezar este último na análise do circuito equivalente. Assim, a reatância equivalente medida nesse ensaio (X_{RBL}) pode ser aproximada por $X_1 + X_2$.

O valor de X_{RBL} é determinado por meio da Equação (2.27), de maneira análoga ao procedimento adotado para a reatância em vazio, sendo que os subscritos RBL referem-se às grandezas medidas no ensaio de rotor bloqueado.

$$X_{RBL} = \sqrt{\left(\frac{V_{RBL}}{I_{RBL}}\right)^2 - \left(\frac{P_{RBL}}{3I_{RBL}^2}\right)^2} \quad (2.27)$$

Adicionalmente, com base na categoria do motor, a norma estabelece valores típicos para a razão X_1/X_2 . Dessa forma, a partir da reatância obtida no ensaio de rotor bloqueado e da relação normativa adotada, torna-se possível determinar individualmente os valores de X_1 e X_2 .

Em seguida, a reatância de magnetização X_m pode ser determinada pela diferença entre a reatância medida no ensaio em vazio e a reatância de dispersão do estator, isto é, $X_m = X_{VZ} - X_1$.

Embora abordagens simplificadas considerem a resistência equivalente de rotor bloqueado (R_{RBL}) apenas como a soma algébrica de R_1 e R_2 , normas técnicas (como a IEEE (2017)) recomendam um tratamento mais rigoroso para compensar o efeito do ramo de magnetização.

No ensaio de rotor bloqueado, a resistência medida nos terminais (R_{RBL}) é composta pela resistência do estator (R_1) somada a uma resistência equivalente R . Esta resistência R representa a parte real da impedância resultante da associação paralela entre o ramo magnetizante (jX_m) e o ramo do rotor ($R_2 + jX_2$).

Analiticamente, essa componente resistiva R é expressa por (2.28)

$$R = R_{RBL} - R_1 = \frac{X_m^2}{R_2^2 + (X_2 + X_m)^2} \cdot R_2 \quad (2.28)$$

Considerando que, em condições usuais de operação e ensaio, a soma das reatâncias de dispersão e magnetização é consideravelmente maior que a resistência do rotor (ou seja, $X_2 + X_m \gg R_2$), o termo R_2^2 no denominador torna-se desprezível. Desta forma, a expressão pode ser simplificada para isolar R_2 , resultando na seguinte equação:

$$R_2 \approx \left(\frac{X_2 + X_m}{X_m}\right)^2 (R_{RBL} - R_1). \quad (2.29)$$

A Equação 2.29 demonstra que o valor real de R_2 é ligeiramente superior à simples diferença $R_{RBL} - R_1$, corrigindo o erro introduzido pela divisão de corrente que flui pelo ramo de magnetização durante o ensaio.

2.4 Método do Gradiente Descendente

O método do Gradiente Descendente consiste em uma técnica de otimização de busca indireta que utiliza derivadas para determinar a direção de busca do ponto ótimo. Devido à sua implementação simples e ao sólido embasamento teórico, esse método é frequentemente adotado como abordagem inicial na resolução de novos problemas de otimização (LUENBERGER; YE, 2008).

O objetivo do método é minimizar uma função objetivo por meio da escolha adequada dos valores das variáveis de decisão. Para isso, utiliza-se o gradiente ($\nabla f(x)$) da função objetivo, o qual consiste em um vetor cuja dimensão corresponde ao número de variáveis de decisão do problema de otimização, conforme definido em (2.30).

$$\nabla f(x) = \left[\frac{\partial f}{\partial x_1}, \frac{\partial f}{\partial x_2}, \dots, \frac{\partial f}{\partial x_n} \right]^T \quad (2.30)$$

Em que, x_i representa as variáveis de decisão do problema. Cada componente do gradiente corresponde à derivada parcial da função objetivo (f) em relação à respectiva variável de decisão.

Ademais, o gradiente pode ser estimado numericamente baseado na definição de derivada via diferenças finitas. O procedimento consiste em perturbar individualmente cada variável de decisão x_i do vetor de soluções atual x_k por um escalar infinitesimal δ . A estimativa da derivada parcial na i -ésima dimensão é dada pela razão entre a variação da função objetivo e o passo δ , conforme a equação:

$$\frac{\partial f}{\partial x_i} \approx \frac{f(x_k + \delta e_i) - f(x_k)}{\delta}. \quad (2.31)$$

O termo e_i representa o i -ésimo vetor da base canônica do espaço de busca. Trata-se de um vetor de dimensão igual ao número de variáveis de decisão composto por zero em todas as posições, exceto na i -ésima coordenada, que assume valor unitário.

O algoritmo é inicializado a partir de um ponto inicial, que pode ser definido aleatoriamente ou obtido por meio de uma técnica específica de estimação. A partir desse ponto, os parâmetros são atualizados iterativamente até atingir algum dos critérios de parada, segundo a expressão:

$$x_{\text{novo}} = x_{\text{antigo}} - \alpha \nabla f(x_{\text{antigo}}). \quad (2.32)$$

Em que, α é a taxa de aprendizado, um parâmetro escalar que determina o tamanho do passo em cada iteração. Esse parâmetro pode ser definido como um valor fixo ou adaptativo. Em abordagens adaptativas, inicia-se com um valor de α relativamente elevado, a fim de acelerar a convergência inicial, aplicando-se posteriormente um fator de decaimento ao longo das iterações para refinar a busca nas proximidades do mínimo global e garantir maior acurácia nos valores estimados.

O vetor gradiente ∇f indica, por definição, a direção de maior crescimento da função objetivo. Como a finalidade do algoritmo é minimizar essa função, utiliza-se o sinal negativo na etapa de atualização, de modo a orientar os parâmetros na direção oposta ao gradiente, conhecida como direção de máxima descida.

Como a convergência ao ponto ótimo ocorre de maneira assintótica, faz-se necessário definir um critério de parada para o algoritmo, considerando a solução obtida como uma aproximação satisfatória do valor ótimo. Entre os critérios comumente adotados, destacam-se:

- (i) **Estabilização da função objetivo:** consiste no monitoramento da variação relativa da função objetivo entre iterações sucessivas. Caso a redução do erro seja inferior a um limiar preestabelecido, considera-se que o método atingiu o limite da precisão numérica ou que iterações adicionais não proporcionarão melhorias relevantes;

- (ii) **Estabilização das variáveis de otimização:** ocorre quando o vetor de variáveis converge para um ponto fixo no espaço de busca, indicando ausência de variações significativas entre iterações;
- (iii) **Anulação do vetor gradiente:** em pontos de mínimo local, o gradiente tende a zero. Assim, o monitoramento da norma do vetor gradiente permite identificar a proximidade de tais pontos;
- (iv) **Número máximo de iterações:** quando o limite previamente estabelecido é atingido, o algoritmo é interrompido.

Sendo assim, o Método do Gradiente pode ser empregado na estimação de parâmetros de motores de indução como uma estratégia de refinamento dos valores inicialmente obtidos. A partir de uma função objetivo adequadamente definida, o método ajusta iterativamente as variáveis de decisão, buscando minimizar o erro entre os valores calculados pelo modelo e as grandezas medidas experimentalmente. Dessa forma, torna-se possível identificar um conjunto de parâmetros capaz de representar o comportamento do motor em operação.

2.5 Controle Escalar de Velocidade

O controle de velocidade em motores de indução é essencial para adequar o desempenho da máquina às exigências operacionais do sistema acionado (CHAPMAN, 2012). O controle permite garantir a estabilidade em aplicações que exigem a manutenção de velocidade constante mesmo diante da variação de carga. Simultaneamente, o sistema confere flexibilidade operacional para cenários que necessitam acionar uma mesma carga com diferentes velocidades, permitindo que o processo produtivo transite entre diferentes pontos de operação.

Historicamente, aplicações que exigiam variação de velocidade recorreram predominantemente aos motores de corrente contínua, devido à facilidade de controle proporcionada pelo desacoplamento entre corrente de campo e armadura. Contudo, esse tipo de motor apresenta desvantagens relevantes, como maior custo de aquisição, necessidade de manutenção periódica associada ao conjunto comutador-escovas e limitações de operação em ambientes agressivos ou potencialmente explosivos (BOSE, 2002).

Em contrapartida, o motor de indução do tipo gaiola de esquilo destaca-se por sua construção simples, custo inferior, elevada robustez mecânica, reduzida demanda de manutenção, uma vez que não possui comutadores nem escovas. Além de apresentar bom desempenho em aplicações de média e alta velocidade. Com o avanço da eletrônica de potência e a consolidação dos inversores de frequência, tornou-se viável explorar o motor de indução em sistemas de velocidade variável, ampliando significativamente seu campo de aplicação industrial (SEN, 2013).

A velocidade do campo magnético girante de um motor de indução é diretamente proporcional à frequência da tensão de alimentação, de modo que sua variação pode ser realizada

por meio do ajuste dessa grandeza. Todavia, a simples alteração da frequência não é suficiente para garantir operação segura e eficiente, sendo necessário manter limites adequados de tensão e conjugado a fim de preservar as condições eletromagnéticas da máquina.

Quando o motor opera em frequências inferiores à nominal, a tensão aplicada ao estator deve ser reduzida de forma proporcional à nova condição de operação. Na ausência desse ajuste, ocorre elevação do fluxo magnético no núcleo da máquina. O aumento excessivo desse fluxo conduz o material ferromagnético à região de saturação, implicando no crescimento significativo da corrente de magnetização, aumento das perdas no núcleo e elevação da temperatura de operação, o que pode comprometer o desempenho e a integridade da máquina (CHAPMAN, 2012).

Dessa forma, o fluxo magnético instantâneo $\phi(t)$, em função da tensão E induzida no enrolamento do estator, pode ser expresso por meio de (2.33), em que ω representa a frequência angular ($2\pi f$) e N corresponde ao número de espiras do enrolamento. Observa-se, a partir dessa relação, que a amplitude do fluxo é proporcional à razão E/ω .

$$\phi(t) = -\frac{E}{\omega N} \cos \omega t \quad (2.33)$$

Assim, para preservar o fluxo magnético no entreferro quando há variação da frequência, torna-se necessário manter constante a razão E/f . A estratégia de controle de velocidade baseada na variação simultânea da tensão e da frequência de alimentação, de modo a manter aproximadamente constante o nível de magnetização da máquina, é denominada Controle Escalar. Como o torque máximo do motor de indução é proporcional ao quadrado do fluxo, essa estratégia resulta na manutenção aproximada do torque máximo.

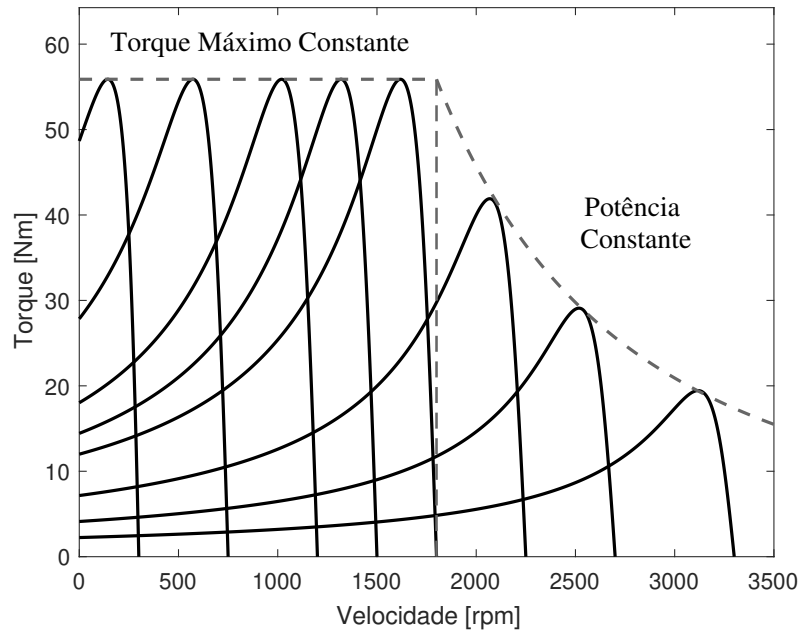
A Figura 2.3 representa o comportamento, em um contexto de controle escalar, do torque em função da velocidade de um motor de quatro polos, de modo que, a 60 Hz, sua velocidade síncrona é de 1800 rpm, indicada pelo tracejado vertical. Observa-se que, para frequências iguais ou inferiores a 60 Hz, correspondentes a velocidades síncronas abaixo de 1800 rpm, o torque máximo permanece constante, uma vez que a razão E/f é mantida.

Para frequências superiores à nominal, a tensão de alimentação não pode ser elevada além da nominal. Isso porque, deve-se considerar a rigidez dielétrica do esmalte isolante das bobinas do estator, a qual impõe um limite máximo de tensão suportável. A elevação excessiva da tensão pode comprometer essa rigidez, provocando ruptura do isolamento e, conseqüentemente, curto-circuito interno na máquina.

Assim, como a tensão permanece limitada, enquanto a frequência continua aumentando acima de 60 Hz, a razão E/f decresce, ocasionando redução do fluxo magnético no entreferro. Para manter a potência aproximadamente constante nessa região, o torque necessariamente diminui de forma inversamente proporcional à velocidade mecânica, caracterizando a região de enfraquecimento de campo.

Entretanto, em aplicações práticas, a medição direta de E não é viável. Dessa forma, para a frequência nominal de 60 Hz, é usual desprezar a queda de tensão no estator e assumir que a

Figura 2.3 – Comportamento do torque em função da velocidade, mantendo a relação E/f constante: regiões de torque máximo constante e enfraquecimento de campo.



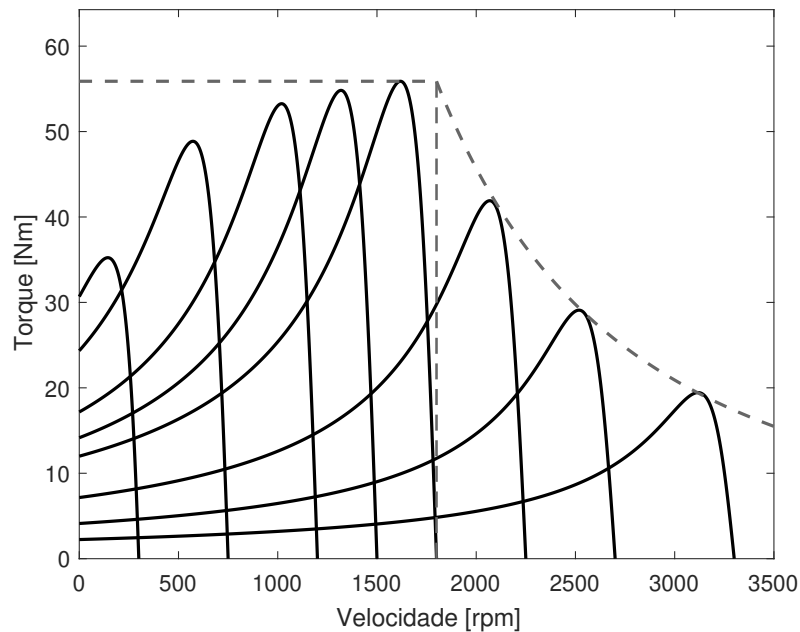
Fonte: Adaptado de (SEN, 2013).

tensão aplicada aos terminais da máquina (V) é aproximadamente igual à E , o que justifica a utilização da relação V/f constante nessa condição.

Contudo, em baixas frequências de operação, observa-se a redução do torque máximo desenvolvido pelo motor. Isso ocorre porque, com a diminuição da frequência, as reatâncias do estator, do rotor e de magnetização (X_1 , X_2 e X_m) são reduzidas, enquanto a resistência do estator R_1 permanece constante. Como consequência, a queda de tensão na resistência do estator torna-se significativa e não pode mais ser desprezada. Dessa forma, a tensão efetivamente responsável pela produção de fluxo é inferior à tensão aplicada, tornando a simples manutenção da razão V/f insuficiente para garantir fluxo constante em baixas frequências.

A Figura 2.4 apresenta as curvas de torque versus velocidade do mesmo motor analisado na Figura 2.3. Entretanto, nesta condição, considera-se a estratégia de controle escalar com manutenção da razão V/f constante, sem a compensação da queda de tensão no ramo do estator. Observa-se que, em baixas frequências, há uma redução do torque máximo, associada à inadequação da aproximação $V/f \approx E/f$, uma vez que as quedas de tensão na resistência do estator tornam-se significativas. Como consequência, ocorre a redução do fluxo magnético no entreferro, resultando em menor capacidade de produção de torque. Todavia, para frequências próximas à nominal, a manutenção da razão V/f assegura um comportamento aproximadamente constante do torque máximo.

Figura 2.4 – Comportamento do torque em função da velocidade no controle escalar, evidenciando a redução do torque em baixas frequências devido à aproximação $V/f \approx E/f$.



Fonte: Adaptado de (SEN, 2013).

2.6 Considerações Finais da Fundamentação Teórica

Neste capítulo, foram apresentados os conceitos fundamentais que sustentam o desenvolvimento desta pesquisa. Inicialmente, estabeleceu-se o modelo do circuito elétrico equivalente por fase do motor de indução trifásico, que constitui a base para toda a análise e estimação dos parâmetros. A partir desse modelo, discutiram-se os ensaios clássicos de estimação de parâmetros (em vazio e de rotor bloqueado), fundamentados na norma NBR 17094-3 e na metodologia proposta por P. C. Sen.

Adicionalmente, analisou-se o método ABCR como abordagem alternativa para a determinação dos parâmetros do circuito equivalente do motor. Na sequência, apresentou-se o método de otimização do Gradiente Descendente, cuja aplicação como etapa de refinamento dos parâmetros em uma versão aprimorada do ABCR será detalhada no Capítulo 3.

Por fim, discutiu-se o controle escalar de velocidade, destacando-se que a manutenção da relação tensão/frequência permite preservar o nível de magnetização e o desempenho do motor. Ressaltou-se, contudo, que, em baixas frequências, a queda de tensão na resistência do estator compromete essa condição, tornando necessária a compensação dessa queda para assegurar o fluxo adequado e o desempenho do acionamento. Essa análise forneceu suporte para a compreensão dos desafios associados à modelagem do motor sob variação de frequência.

Com o embasamento teórico consolidado, o capítulo seguinte apresenta a metodologia empregada para a obtenção dos dados experimentais e a implementação dos métodos propostos de estimação dos parâmetros do circuito equivalente do motor de indução.

3 METODOLOGIA

3.1 Considerações Iniciais

Para a modelagem dos parâmetros no contexto de variação de frequência, foram empregadas distintas técnicas de estimação fundamentadas nas medições experimentais realizadas. Nesse sentido, este capítulo tem como objetivo apresentar, de forma sistemática, as metodologias e ferramentas adotadas para a identificação e modelagem dos parâmetros do motor sob diferentes condições de operação.

Os ensaios experimentais conduzidos foram realizados com um motor de indução trifásico de rotor em gaiola da WEG, classificado na categoria N, com potência nominal de 1,5 cv, oito polos e índice de rendimento IR2. O motor apresenta as seguintes grandezas nominais de placa: tensão de 220/380 V, corrente de 6,04/3,5 A e rotação nominal de 855 *rpm*. A placa de identificação do equipamento utilizado nas análises é apresentada na Figura 3.1.

Figura 3.1 – Placa de identificação do motor da WEG de 1,5 cv utilizado nas análises deste trabalho.



Fonte: Acervo da autora.

Foram conduzidos diferentes ensaios experimentais, desenvolvidos para atender aos objetivos específicos da pesquisa. Inicialmente, realizaram-se os ensaios destinados à obtenção da correção de tensão no controle escalar, nos quais o motor foi alimentado por uma fonte de tensão a frequência constante. Posteriormente, estruturou-se um segundo arranjo experimental com o propósito de estimar as grandezas elétricas sob variação de frequência, mediante a aplicação de uma alimentação senoidal de frequência variável por meio de um gerador síncrono. Por fim, analisou-se a variação dos parâmetros em função da frequência a partir da alimentação do motor por um inversor de frequência.

A diversidade dos perfis de alimentação demandou o emprego de instrumentação específica. Assim, em cada etapa experimental, foram selecionados equipamentos de aquisição compatíveis com as características da fonte utilizada e com a natureza das grandezas a serem medidas.

Além de descrever as montagens experimentais e os procedimentos de bancada, este capítulo explicita a forma como os dados coletados são processados e incorporados aos métodos de estimação adotados. Por fim, apresenta-se o procedimento de validação das modelagens desenvolvidas, incluindo as métricas e os critérios empregados para a avaliação da exatidão dos resultados obtidos.

3.2 Correção de Tensão no Controle Escalar

3.2.1 Procedimentos Experimentais

Para garantir a constância do torque máximo, torna-se necessário elevar a tensão aplicada ao motor em baixas frequências, de modo a compensar a queda de tensão no ramo do estator. Para isso, é possível utilizar os parâmetros do circuito equivalente em condição nominal. Dessa forma, o primeiro passo para o cálculo da tensão corrigida consiste na estimação dos parâmetros do circuito equivalente em condição nominal (60 Hz), obtidos com base no ABCR (AMARAL et al., 2021).

Inicialmente, em Amaral et al. (2021), a metodologia foi proposta com base em dados de catálogo do motor. Contudo, com o objetivo de elevar a fidelidade das grandezas estimadas para o motor em estudo, neste trabalho são empregados valores obtidos por meio de medições experimentais. Essa abordagem permite incorporar ao processo de estimação as variações paramétricas decorrentes das condições reais de operação, as quais não são contempladas por dados de catálogo, resultando em uma representação mais precisa e aderente ao comportamento físico do equipamento.

Para esse fim, foram realizadas, em laboratório, medições de tensão, corrente e potências de entrada ativa, reativa e aparente, utilizando-se um Multimedidor da marca KRON, modelo Mult-K Grafic, ilustrado na Figura 3.2.

Figura 3.2 – Multimedidor marca KRON, modelo Mult-K Grafic.



Fonte: KRON MEDIDORES (2012).

Nesse ensaio, o motor foi alimentado por meio de um Varivolt Trifásico, apresentado

na Figura 3.3, o qual possibilitou o ajuste da tensão de alimentação para 220 V, mantendo-se a frequência fixa em 60 Hz. A utilização desse equipamento permitiu a realização de uma partida suave da máquina, bem como o controle adequado da tensão aplicada sob frequência constante, assegurando condições operacionais compatíveis com as especificações nominais do motor.

Figura 3.3 – Varivolt utilizado na alimentação do motor.



Fonte: Acervo da autora.

Previamente à realização do ensaio, o motor foi mantido em operação sob carga nominal até que se verificasse a estabilização térmica. Tal procedimento teve como finalidade assegurar que os ensaios fossem conduzidos em condições representativas do regime permanente nominal, de modo que os efeitos térmicos estivessem devidamente incorporados às estimações dos parâmetros.

O acompanhamento da temperatura foi realizado por meio de uma câmera termográfica do fabricante FLIR Systems, modelo E40, apresentada na Figura 3.4, permitindo a verificação da temperatura da carcaça do motor.

Adicionalmente, o torque de carga foi obtido por meio da utilização de um freio de Foucault ou freio de correntes parasitas do fabricante WEG, apresentado na Figura 3.5. Esse dispositivo possibilita o ajuste da força de frenagem aplicada ao eixo, permitindo a simulação controlada de diferentes níveis de carregamento (PEREIRA, 2006).

O freio de Foucault opera com base na interação eletromagnética estabelecida em um disco constituído de material condutor (BORGES et al., 2015). Quando submetido a um campo magnético variável, ocorre a indução de correntes parasitas no interior do disco em razão da variação do fluxo magnético. As correntes induzidas geram, por sua vez, um campo magnético que se opõe à variação do campo aplicado pelo eletroímã, conforme a lei de Lenz. Como consequência, desenvolve-se um torque contrário ao sentido de rotação, promovendo a desaceleração do disco e, portanto, a frenagem do sistema (RECH et al., 2020).

Dessa forma, utiliza-se uma balança acoplada ao disco do freio, cujo braço de alavanca

Figura 3.4 – Medição de temperatura da carcaça do motor com câmera termográfica.



Fonte: Acervo da autora.

Figura 3.5 – Freio de Foucault empregado nos ensaios experimentais, possibilitando o ajuste controlado da força de frenagem aplicada ao eixo, de modo a simular diferentes condições de carregamento.



Fonte: Acervo da autora.

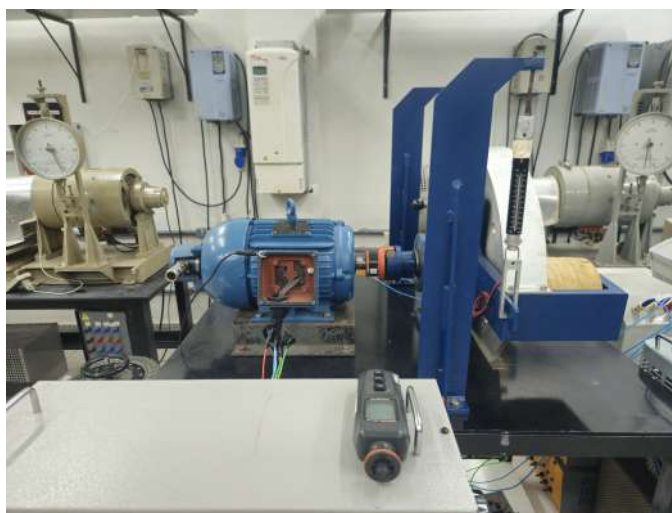
possui comprimento previamente conhecido. O torque resistente aplicado ao eixo é então determinado pelo produto entre a força indicada pela balança e o comprimento efetivo do braço da alavanca. De posse do valor do conjugado, a potência mecânica desenvolvida pelo motor é calculada a partir do produto entre o torque e a velocidade angular de rotação.

Ressalta-se que, para cada condição de carregamento imposta, a velocidade de rotação foi

medida por meio de um tacômetro óptico do fabricante Instrutherm, modelo TDR-100. Esse equipamento foi escolhido por possibilitar medições sem contato mecânico direto com o eixo, evitando interferências no ponto de operação do motor.

O medidor de velocidade foi devidamente fixado em uma superfície rígida, conforme ilustrado na Figura 3.6, com o objetivo de assegurar a repetibilidade das medições e maior estabilidade durante os ensaios. As leituras de velocidade foram efetuadas em regime permanente, sendo registradas entre três e cinco medições consecutivas para cada condição de operação. Adotou-se como critério uma variação máxima admissível de $\pm 1 \text{ rpm}$ entre os valores mínimo e máximo registrados.

Figura 3.6 – Arranjo experimental para medição da velocidade por meio de tacômetro óptico.



Fonte: Acervo da autora.

3.2.2 Determinação do Fator de Correção da Tensão

Com base no ensaio descrito na Seção 3.2.1, as grandezas foram coletadas para três níveis distintos de carga (100 %, 75 % e 50 %). Assim, as técnicas apresentadas anteriormente na Seção 2.2 são aplicadas com base nos dados experimentais obtidos.

Com o propósito de minimizar a influência de pequenas variações na tensão de alimentação sobre os resultados das estimações e assegurar a consistência dos dados experimentais, os valores medidos de corrente, potência e torque foram corrigidos em relação à tensão nominal.

Para tanto, a corrente foi ajustada assumindo proporcionalidade linear com a tensão aplicada ($I \propto V$), o que é coerente com a operação do motor em regime aproximadamente linear, no qual a impedância equivalente se mantém praticamente constante. Ao passo que o torque e as potências de entrada e de saída foram corrigidos considerando dependência quadrática em relação à tensão ($T \propto V^2$ e $P \propto V^2$), conforme previsto pelo modelo do motor de indução para baixos valores de escorregamento, em que o torque eletromagnético é aproximadamente proporcional ao quadrado da tensão aplicada ao estator. Ressalta-se que tais relações constituem aproximações

válidas para as condições de ensaio adotadas, podendo variar em função da característica da carga acoplada ao motor e do regime de operação. Esse procedimento permite dissociar o desempenho intrínseco do motor das oscilações da fonte de alimentação, garantindo que as curvas características obtidas representem exclusivamente o comportamento eletromecânico da máquina sob as condições específicas de frequência e carregamento impostas nos ensaios.

A partir dos parâmetros estimados na condição nominal, torna-se possível estender a análise para a operação do motor em frequências inferiores a 60 Hz por meio de simulação. Assim, faz-se necessário o cálculo das grandezas do circuito equivalente considerando a variação da frequência de alimentação. As equações matemáticas (3.1 a 3.7) e as premissas teóricas de controle escalar apresentadas a seguir fundamentam-se na modelagem clássica de máquinas de indução (CHAPMAN, 2012; SEN, 2013).

Nesse contexto, frequências de alimentação inferiores a 60 Hz implicam na redução da velocidade síncrona do campo magnético girante, uma vez que esta é proporcional à frequência elétrica. Logo, a velocidade síncrona em rpm é expressa por

$$n_s = \frac{120f}{p}, \quad (3.1)$$

em que, f representa a frequência de alimentação em Hz , e p o número de polos do motor.

As reatâncias do circuito equivalente do motor de indução dependem linearmente da frequência de alimentação. Assim, considerando uma frequência genérica (f), essas grandezas podem ser expressas por

$$X = X_{60} \frac{f}{60}, \quad (3.2)$$

em que X_{60} representa o valor da reatância na condição nominal de 60 Hz .

A manutenção do fluxo magnético aproximadamente constante na região abaixo da frequência nominal requer a preservação da razão tensão–frequência (V/f). Dessa forma, a tensão de alimentação deve ser ajustada proporcionalmente à frequência, conforme

$$V = V_{60} \frac{f}{60}, \quad (3.3)$$

em que V_{60} corresponde à tensão de alimentação na condição nominal.

A partir dos parâmetros do circuito equivalente do motor de indução, o torque máximo, denotado por τ_k , pode ser determinado conforme a expressão apresentada em (3.4).

$$\tau_k = \frac{3}{\omega_{sinc}} \cdot \frac{R_2}{s_k} \cdot \frac{|V_{TH}|^2}{\left(R_{TH} + \frac{R_2}{s_k}\right)^2 + (X_{TH} + X_2)^2} \quad (3.4)$$

Em que ω_{sinc} representa a velocidade síncrona em rad/s , V_{TH} é a tensão de Thévenin em V , enquanto R_{TH} e X_{TH} correspondem, respectivamente, à resistência e à reatância de Thévenin em Ω , associadas à parte real e imaginária da impedância de Thévenin Z_{TH} . O termo s_k denota o escorregamento no qual ocorre o torque máximo.

A tensão e a impedância de Thévenin são dadas, respectivamente, por (3.5) e (3.6), em que V_n representa a tensão de fase de alimentação do motor, enquanto o escorregamento associado ao torque máximo é expresso por (3.7).

$$V_{TH} = V_n \cdot \frac{X_m}{\sqrt{R_1 + (X_1 + X_m)^2}} \quad (3.5)$$

$$Z_{TH} = \frac{jX_m(R_1 + jX_1)}{R_1 + j(X_1 + jX_m)} \quad (3.6)$$

$$s_k = \frac{R_2}{\sqrt{R_{TH}^2 + (X_{TH} + X_2)^2}} \quad (3.7)$$

Considerando que o torque eletromagnético é proporcional ao quadrado da tensão, é possível relacionar dois pontos de operação, desde que associados à mesma velocidade, caracterizados pelos torques τ_1 e τ_2 correspondentes às tensões V_1 e V_2 , respectivamente, conforme expresso em (3.8).

$$\frac{\tau_1}{\tau_2} = \frac{V_1^2}{V_2^2} \quad (3.8)$$

Desse modo, a partir dos valores do torque máximo obtidos para cada frequência e para a condição nominal (τ_{kf} e τ_{kn} , respectivamente), a tensão corrigida (V_{cor}) correspondente a cada valor de frequência pode ser escrita como

$$V_{cor} = \sqrt{\frac{\tau_{kn}}{\tau_{kf}}} \cdot V, \quad (3.9)$$

em que V corresponde ao valor determinado em (3.3). Em suma, V_{cor} corresponde à tensão necessária para que, na frequência f , o torque desenvolvido pelo motor seja igual ao torque nominal.

3.3 Procedimentos Experimentais para Estimação de Parâmetros sob Variação de Frequência

Antes da realização de qualquer ensaio, o motor foi operado sob carga nominal, com alimentação proveniente do Varivolt apresentado na Figura 3.3, até que fosse atingida a estabilização térmica. Somente após essa etapa foram conduzidos os ensaios correspondentes à aquisição de dados necessária para a aplicação de metodologias de estimação de parâmetros. Tal procedimento teve como finalidade garantir que todas as medições fossem realizadas em condições representativas do regime permanente nominal, assegurando que os efeitos térmicos estivessem devidamente incorporados às estimativas dos parâmetros.

Conforme descrito anteriormente, a simulação da carga foi realizada por meio do freio de Foucault apresentado na Figura 3.5. A partir da medição do torque obtida com auxílio desse

equipamento e da medição da velocidade de rotação, conforme ilustrado na Figura 3.6, foi possível determinar a potência mecânica de saída do motor durante os ensaios.

Os ensaios foram realizados com o motor descrito na Seção 3.1, utilizando duas formas de alimentação: por meio de gerador síncrono e por inversor de frequência.

3.3.1 Ensaios com Alimentação via Gerador Síncrono

Para a realização dos ensaios com alimentação via gerador síncrono, utilizou-se o equipamento do fabricante Equacional, cuja placa de identificação é apresentada na Figura 3.7. O equipamento possui potência nominal de $3,7 \text{ kW}$, tensão de 220 V e corrente de $13,5 \text{ A}$, operando com frequência nominal de 60 Hz a uma rotação de 1800 rpm (quatro polos). Adicionalmente, o gerador apresenta fator de potência nominal de $0,9$ e requer corrente de campo de $2,5 \text{ A}$ para sua excitação.

Figura 3.7 – Placa de identificação do gerador síncrono utilizado.



Fonte: Acervo da autora.

No que se refere à sua operação nos ensaios, o gerador foi mecanicamente acionado por uma máquina de corrente contínua, conforme ilustrado na Figura 3.8. Essa configuração possibilitou o ajuste tanto da tensão quanto da frequência, permitindo a realização dos ensaios sob diferentes condições operacionais.

Para a condução dos experimentos com gerador síncrono, considerou-se uma faixa de frequência compreendida entre 25 e 70 Hz . Tal intervalo permitiu a modelagem dos parâmetros na região de enfraquecimento de campo (frequências superiores a 60 Hz), bem como na região de baixa frequência, possibilitando a análise do impacto da estratégia de correção de tensão sobre os parâmetros estimados ao longo de diferentes condições operacionais.

Nesse arranjo, foram coletadas as grandezas elétricas e mecânicas necessárias à execução dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, bem como à posterior aplicação das metodologias ABCR e de sua versão aprimorada com técnica de otimização do Gradiente para a estimação dos parâmetros do modelo do motor.

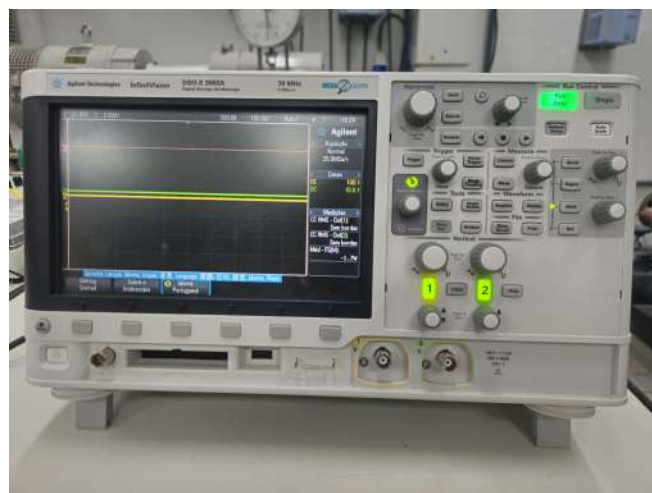
Figura 3.8 – Gerador síncrono acoplado a uma máquina de corrente contínua.



Fonte: Acervo da autora.

A aquisição dos dados foi realizada por meio de um osciloscópio digital modelo InfiniiVision DSO-X2002A, da fabricante Agilent Technologies, com dois canais de medição, ilustrado na Figura 3.9. Inicialmente, realizou-se a verificação das grandezas elétricas nas três fases do sistema, constatando-se condição de equilíbrio entre elas. Diante dessa simetria, optou-se pela aquisição dos sinais em apenas uma fase, uma vez que, em regime trifásico equilibrado, as demais apresentam comportamento idêntico em magnitude.

Figura 3.9 – Osciloscópio utilizado na coleta dos dados.



Fonte: Acervo da autora.

Foram medidos os sinais de tensão e corrente eficazes (RMS) e, por meio da função "Math" do osciloscópio, realizou-se a multiplicação instantânea das formas de onda $v(t)$ e $i(t)$. O valor médio do sinal resultante corresponde à potência ativa de entrada por fase (ALEXANDER;

SADIKU, 2017). Considerando o equilíbrio do sistema, a potência ativa total do motor foi obtida a partir da multiplicação do valor por fase por três (CHAPMAN, 2012).

Assim como citado na Seção 3.2.2, os valores medidos de corrente, potência e torque foram corrigidos em relação à tensão nominal de referência. Para tanto, a corrente foi ajustada assumindo proporcionalidade linear com a tensão aplicada ($I \propto V$), ao passo que o torque e as potências de entrada e de saída foram corrigidos considerando dependência quadrática em relação à tensão ($T \propto V^2$ e $P \propto V^2$).

3.3.2 Ensaios com Alimentação via Inversor de Frequência

No caso da alimentação por inversor de frequência, utilizou-se o inversor ilustrado na Figura 3.10, fabricante WEG, modelo CFW09, o qual permitiu a operação do motor sob diferentes frequências e tensões de alimentação. Sendo que, a correção de tensão foi configurada diretamente no equipamento, por meio da definição da reta de tensão corrigida apresentada na Seção 3.2.

Figura 3.10 – Inversor de Frequência.



Fonte: Acervo da autora.

Nesse caso, as formas de onda de tensão e corrente apresentam maior distorção harmônica quando comparadas à alimentação por gerador síncrono, devido ao chaveamento eletrônico do conversor. Nessas condições, a determinação precisa das grandezas elétricas, especialmente potência ativa e valores eficazes (RMS), torna-se mais complexa quando realizada apenas com os recursos de um osciloscópio convencional.

Dessa forma, para garantir maior precisão na aquisição das grandezas elétricas sob formas de onda não senoidais, foi utilizado um Analisador de Energia Yokogawa, modelo CW240, ilustrado na Figura 3.11. O equipamento realiza medições True RMS e cálculo direto de potência

ativa considerando o conteúdo harmônico, proporcionando maior confiabilidade aos dados experimentais.

Figura 3.11 – Analisador de energia Yokogawa modelo CW240 utilizado nos ensaios com alimentação via inversor de frequência.



Fonte: YOKOGAWA TEST & MEASUREMENT CORPORATION (2026)

Entretanto, o equipamento ilustrado na Figura 3.11 apresenta especificação de confiabilidade metrológica para frequências iguais ou superiores a 40 Hz . Considerando a faixa de operação especificada pelo fabricante, a aquisição dos dados foi restrita ao intervalo de 40 a 70 Hz , assegurando conformidade com os limites de desempenho metrológico do equipamento.

Embora a faixa de aquisição de dados com o inversor de frequência tenha sido mais restrita quando comparada à obtida com o gerador síncrono, o intervalo de frequência analisado é suficiente para caracterizar a dependência dos parâmetros do motor em relação à frequência.

Adicionalmente, foi empregada a função de integração temporal do analisador de energia, que permite a aquisição do valor médio das grandezas elétricas ao longo de um intervalo previamente definido. Essa abordagem reduz a influência de flutuações transitórias e ruídos de medição, proporcionando maior estabilidade aos valores utilizados na estimação dos parâmetros, funcionando como um filtro. Para tal, adotou-se um intervalo de 5 segundos.

Outrossim, em virtude da praticidade e da capacidade de aquisição simultânea proporcionada pelo analisador de energia, foram registradas as grandezas elétricas das três fases do sistema. Para a aplicação das metodologias de estimação, adotou-se o valor médio das medições trifásicas, com o objetivo de reduzir a influência de eventuais flutuações de tensão do inversor e minimizar a propagação de erros pontuais.

3.3.3 Mitigação da Influência Térmica na Estimação dos Parâmetros

Considerando que a resistência elétrica dos enrolamentos é dependente da temperatura, adotou-se um procedimento experimental para avaliar e mitigar a influência térmica sobre a estimação dos parâmetros. O motor analisado é do tipo autoventilado, possuindo ventoinha acoplada ao eixo. Nesse arranjo construtivo, a capacidade de resfriamento depende diretamente da velocidade de rotação, uma vez que o fluxo de ar é dependente da velocidade mecânica.

Em baixas frequências de alimentação, a redução da rotação implica na diminuição do fluxo de ventilação, enquanto a operação sob carga mantém níveis de corrente que promovem aquecimento nos enrolamentos. Essa condição pode resultar em elevação da temperatura de operação e, conseqüentemente, em variações na resistência elétrica do estator.

Com o objetivo de reduzir a influência dessa variável térmica na estimação paramétrica, foram realizados ensaios adicionais com ventilação independente sob alimentação do gerador síncrono e do inversor de frequência. Para simular essa condição, a tampa defletora e a ventoinha original do motor foram removidas, sendo posicionado um ventilador externo com fluxo de ar constante, conforme ilustrado na Figura 3.12. O ventilador foi mantido a uma distância fixa do motor, com velocidade de escoamento aproximadamente constante, de modo a garantir injeção de ar independente da rotação do eixo. A distância de posicionamento do ventilador foi definida experimentalmente de forma que, na condição nominal de operação, a temperatura da carcaça do motor permanecesse equivalente à observada na configuração autoventilada.

Figura 3.12 – Motor de indução com ventilação independente.



Fonte: Acervo da autora.

Essa configuração permitiu manter condições térmicas mais uniformes ao longo dos ensaios, assegurando que as variações observadas nos parâmetros estimados estivessem predominantemente associadas à variação da frequência de alimentação, e não a efeitos decorrentes do aquecimento dos enrolamentos. Desse modo, os resultados das estimações de parâmetros com o motor autoventilado e com ventilação independente foram confrontados.

3.4 Estimação de Parâmetros sob Variação de Frequência

Para a estimação dos parâmetros do motor de indução, foram empregadas quatro metodologias distintas, com base nos dados experimentais coletados: ensaios em vazio e de rotor bloqueado com base na norma (ABNT, 2018) e na literatura clássica (SEN, 2013), metodologia ABCR e uma versão aprimorada do método ABCR, incorporando o algoritmo do Gradiente.

A metodologia baseada nos ensaios clássicos em vazio e de rotor bloqueado foi conduzida exclusivamente com alimentação proveniente do gerador síncrono, considerando o motor em condição autoventilada.

Por sua vez, as metodologias ABCR e sua versão aprimorada com a incorporação do Gradiente foram aplicadas tanto com alimentação por gerador síncrono quanto por inversor de frequência, contemplando ensaios com o motor em condição autoventilada e com ventilação independente.

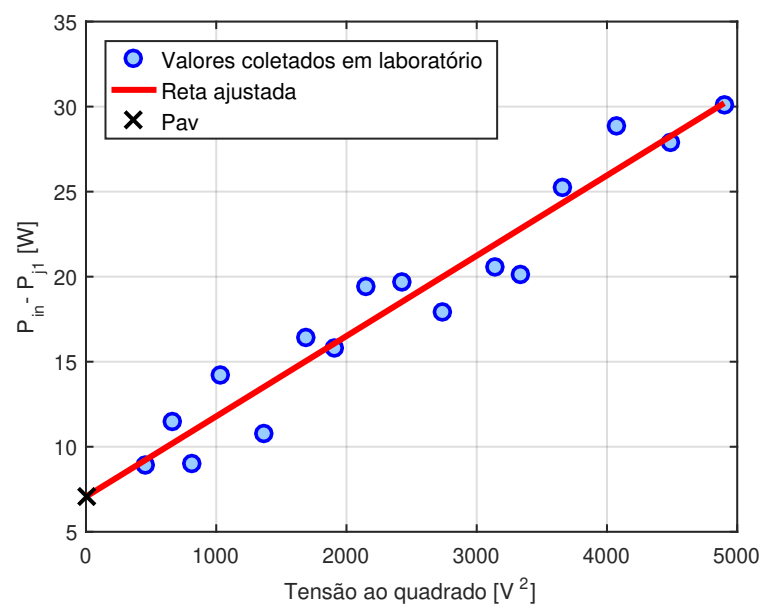
3.4.1 Ensaio a Vazio e Rotor Bloqueado

Nos ensaios em vazio e de rotor bloqueado foram aplicadas as metodologias propostas na NBR 17094-3 (ABNT, 2018) e por P. C. Sen (2013), conforme descrito detalhadamente na Seção 2.3. Em ambos os ensaios, foram mensuradas as grandezas de tensão, corrente e potência ativa sob alimentação do gerador síncrono.

No caso específico da metodologia estabelecida pela norma, torna-se necessária a separação das perdas por atrito e ventilação das perdas magnéticas. Para isso, durante o ensaio em vazio, as grandezas elétricas foram coletadas para diferentes níveis de tensão aplicados a uma mesma frequência.

Posteriormente, os valores das perdas rotacionais ($P_{in} - P_{j1}$) foram representados em um gráfico em função do quadrado da tensão aplicada. Conforme ilustrado na Figura 3.13, os pontos em azul correspondem aos valores medidos experimentalmente, enquanto a reta em vermelho

Figura 3.13 – Determinação das perdas por atrito e ventilação a partir do ajuste linear das perdas rotacionais em função de V^2 , a 30 Hz, sendo os pontos em azul os valores experimentais, em vermelho a reta ajustada e a interseção com o eixo das ordenadas a estimativa das perdas por atrito e ventilação (P_{av}).



Fonte: Elaborado pela autora.

representa o ajuste linear obtido por regressão. A interseção da reta com o eixo das ordenadas, destacada por um marcador em “x” na cor preta, caracteriza as perdas por atrito e ventilação, uma vez que, para tensão nula, as perdas magnéticas tendem a zero.

Ressalta-se que a Figura 3.13 apresenta o gráfico correspondente à frequência de 30 Hz , utilizado para ilustrar o procedimento adotado. Entretanto, essa metodologia foi repetida para cada uma das frequências analisadas ao longo do estudo.

A resistência do estator, em ambas as metodologias, foi determinada por meio de medição direta em cada fase do enrolamento, utilizando um multímetro digital modelo HD2500 do fabricante Minipa. Ressalta-se que não foi necessária a aplicação de correção térmica aos valores obtidos, uma vez que o motor já se encontrava em regime permanente e em temperatura nominal de operação no momento da medição, garantindo que a resistência medida representasse adequadamente a condição térmica correspondente ao funcionamento nominal.

Como o motor encontra-se internamente conectado em triângulo, o valor medido corresponde à resistência de cada ramo da conexão Δ . Considerando que o circuito equivalente adotado (Figura 2.2) é representado por fase em configuração estrela, realizou-se a conversão $\Delta - Y$, dividindo-se o valor obtido por três, conforme a relação clássica de equivalência entre as duas configurações para sistemas equilibrados (ALEXANDER; SADIKU, 2017).

Ademais, a resistência do estator foi considerada constante ao longo de toda a faixa de frequência analisada (25 a 70 Hz), uma vez que o efeito pelicular no condutor é desprezível nessas condições. Isso pode ser comprovado a partir do cálculo da profundidade de penetração (δ), também denominada *Skin Depth*, dada por (SADIKU, 2018):

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu \sigma}}, \quad (3.10)$$

em que $\omega = 2\pi f$ é a frequência angular, μ é a permeabilidade magnética do material e σ é a condutividade elétrica.

Para o cobre, adotam-se os seguintes valores típicos (SADIKU, 2018):

$$\mu = \mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m} \quad (3.11)$$

$$\sigma = 5,8 \times 10^7 \text{ S/m} \quad (3.12)$$

Como a profundidade de penetração pelicular decresce com o aumento da frequência, a frequência máxima constitui o caso mais crítico para avaliação do efeito pelicular. Logo, considerando a frequência máxima analisada, $f = 70 \text{ Hz}$, tem-se:

$$\omega = 2\pi f = 2\pi \cdot 70 = 439,82 \text{ rad/s}. \quad (3.13)$$

Substituindo os valores em (3.10):

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{(439,82)(4\pi \times 10^{-7})(5,8 \times 10^7)}} \quad (3.14)$$

$$\delta \approx 7,9 \times 10^{-3} m = 7,9 mm \quad (3.15)$$

Observa-se que a profundidade de penetração obtida é significativamente superior ao raio típico dos condutores empregados em motores de baixa potência, cujo valor situa-se na ordem de frações de milímetro. Assim,

$$\delta \gg r_{\text{condutor}}, \quad (3.16)$$

o que implica que a corrente elétrica se distribui praticamente de maneira uniforme em toda a seção transversal do condutor. Consequentemente, o acréscimo da resistência devido ao efeito pelicular é desprezível na faixa de frequência considerada.

Dessa forma, a resistência do estator pode ser assumida constante ao longo do intervalo de frequência analisado.

3.4.2 Método ABCR para Estimação de Parâmetros do MIT

A técnica ABCR, apresentada na Seção 2.2, utiliza dados de catálogo referentes à operação nominal em 60 Hz para a estimação dos parâmetros do motor. Considerando que essas informações são fornecidas apenas para a frequência nominal, adotou-se a utilização de dados experimentais obtidos em laboratório, permitindo a extensão da metodologia para diferentes valores de frequência e maior aderência às condições reais de operação.

Para a aplicação da metodologia, foram adquiridas experimentalmente as seguintes grandezas elétricas e mecânicas: tensão de linha (V), corrente de linha (I), potência ativa trifásica de entrada (P_{in}), potência mecânica de saída (P_{out}) e velocidade de rotação (n). As medições foram realizadas para três níveis de carga (50, 75 e 100 % da carga nominal), em cada frequência analisada.

O fator de potência (fp) correspondente a cada condição de operação foi determinado a partir das grandezas elétricas medidas, conforme (3.17).

$$fp = \cos \varphi = \frac{P_{in}}{\sqrt{3} VI} \quad (3.17)$$

O rendimento do motor foi determinado a partir da razão entre a potência mecânica de saída e a potência elétrica de entrada. Enquanto, o escorregamento (s) foi calculado a partir da diferença entre a velocidade síncrona e a velocidade mecânica medida, sendo expresso por:

$$s = \frac{n_s - n}{n_s}, \quad (3.18)$$

em que n_s é a velocidade síncrona do campo girante e n é a velocidade de rotação do rotor.

De posse dessas grandezas, o método ABCR foi aplicado assim como proposto por Amaral et al. (2021) e descrito na Seção 2.2.

3.4.3 Aprimoramento do Método ABCR via Gradiente Descendente para Estimação de Parâmetros do MIT

Com o objetivo de aprimorar as estimativas paramétricas, aplicou-se a técnica de otimização baseada no Método do Gradiente como etapa de refinamento dos valores obtidos pela metodologia ABCR, caracterizando uma contribuição original desta dissertação.

Métodos de otimização iterativos são sensíveis às condições iniciais adotadas, podendo convergir para mínimos locais ou apresentar dificuldades de convergência quando inicializados com valores distantes da solução ótima. Nesse contexto, os parâmetros estimados pelo método ABCR foram utilizados como ponto inicial do algoritmo, por constituírem aproximações coerentes com as características do motor. Dessa forma, a aplicação do Método do Gradiente atuou como um procedimento de ajuste fino, visando minimizar o erro entre os valores medidos e os calculados pelo modelo.

Para a aplicação dessa metodologia foram utilizadas as seguintes grandezas experimentais elétricas e mecânicas: tensão de linha, corrente de linha, torque de saída e velocidade de rotação. As medições foram realizadas para três níveis de carga (50, 75 e 100 % da carga nominal), em cada frequência analisada.

A Função Objetivo (FOB) adotada considera como variáveis de decisão os parâmetros do circuito equivalente apresentado na Figura 2.2, bem como as perdas rotacionais.

A definição da FOB foi fundamentada na análise da sensibilidade das grandezas eletromecânicas em relação aos parâmetros do circuito equivalente. Conforme discutido em Silva (2014), o torque eletromagnético apresenta maior sensibilidade a variações na resistência do rotor e nas indutâncias de dispersão do estator e do rotor. A corrente do estator, por sua vez, é significativamente influenciada pela resistência do estator, enquanto o fator de potência é particularmente sensível à indutância de magnetização.

Dessa forma, optou-se por construir a Função Objetivo com base nos erros associados ao torque, à corrente e ao fator de potência, uma vez que essas grandezas apresentam elevada correlação com os parâmetros a serem estimados, contribuindo para maior identificabilidade e robustez do processo de otimização.

Para isso, o módulo da corrente de entrada (I_1) é dado por (3.19), em que V_n corresponde ao módulo da tensão de fase de alimentação.

$$I_1 = \frac{V_n}{\sqrt{\left(R_1 + \frac{X_m^2 \left(\frac{R_2}{s}\right)}{\left(\frac{R_2}{s}\right)^2 + (X_m + X_2)^2}\right)^2 + \left(X_1 + \frac{X_m \left(\frac{R_2}{s}\right)^2 + X_m X_2 (X_m + X_2)}{\left(\frac{R_2}{s}\right)^2 + (X_m + X_2)^2}\right)^2}} \quad (3.19)$$

Do mesmo modo, o torque de saída (τ_{out}) é dado por (3.20), em que ω_s corresponde à velocidade síncrona em rad/s e ω representa a velocidade do eixo em rad/s .

$$\tau_{out} = \frac{3}{\omega_s} \frac{\left(V_n \frac{X_m}{\sqrt{R_1^2 + (X_1 + X_m)^2}}\right)^2 \left(\frac{R_2}{s}\right)}{\left[\operatorname{Re}\left(\frac{jX_m(R_1 + jX_1)}{R_1 + j(X_1 + X_m)}\right) + \frac{R_2}{s}\right]^2 + \left[\operatorname{Im}\left(\frac{jX_m(R_1 + jX_1)}{R_1 + j(X_1 + X_m)}\right) + X_2\right]^2} - \frac{P_{rot}}{\omega} \quad (3.20)$$

Ademais, o fator de potência (fp) é definido como o cosseno do ângulo da impedância equivalente Z_{eq} vista pelos terminais do estator, conforme apresentado em (3.21). Sendo que, a expressão de Z_{eq} é dada por (3.22).

$$fp = \cos \varphi = \cos (\angle Z_{eq}) \quad (3.21)$$

$$Z_{eq} = R_1 + jX_1 + \frac{jX_m \left(\frac{R_2}{s} + jX_2 \right)}{\frac{R_2}{s} + j(X_m + X_2)} \quad (3.22)$$

O problema de otimização resolvido consiste na minimização da soma dos erros quadráticos relativos do torque, da corrente e do fator de potência em relação aos dados medidos experimentalmente, considerando três pontos de carga para cada valor de frequência analisado. Assim, a função objetivo ($f(x)$) é definida por (3.23). Nessa expressão, I , τ e fp correspondem, respectivamente, às grandezas definidas em (3.19), (3.20) e (3.21). As variáveis com índice "med" representam os valores obtidos experimentalmente.

$$f(x) = \left(\frac{\tau - \tau_{med}}{\tau_{med}} \right)^2 + \left(\frac{I - I_{med}}{I_{med}} \right)^2 + \left(\frac{fp - fp_{med}}{fp_{med}} \right)^2 \quad (3.23)$$

Ressalta-se que a função objetivo corresponde ao somatório das contribuições individuais calculadas para cada um dos três pontos de carga considerados (50, 75 e 100 % da carga nominal), para uma dada frequência. Dessa forma, o valor final de $f(x)$ resulta na soma dos erros relativos quadráticos associados a cada condição de operação avaliada.

Dessa forma, empregou-se o Método do Gradiente para a minimização da função objetivo definida anteriormente, conforme os fundamentos teóricos apresentados na Seção 2.4 (LUENBERGER; YE, 2008).

No procedimento de otimização pelo Método do Gradiente, foram definidos critérios de parada para garantir a convergência do algoritmo. A tolerância nas variáveis de decisão foi fixada em 10^{-6} , enquanto a tolerância na função objetivo foi estabelecida em 10^{-8} , permitindo que o algoritmo interrompa a execução quando alterações sucessivas nos parâmetros ou na função objetivo se tornem desprezíveis. Adicionalmente, foi imposto um limite máximo de 100 iterações, evitando execução excessiva em caso de convergência lenta ou de mínimos locais.

3.5 Validação

Após a estimação dos parâmetros do circuito equivalente para as diferentes condições de operação e metodologias propostas, torna-se necessário avaliar a capacidade desses modelos em reproduzir o comportamento real da máquina. Para esse fim, conduziu-se a etapa de validação, na qual as grandezas elétricas e mecânicas calculadas a partir dos parâmetros estimados foram comparadas com medições experimentais realizadas em laboratório.

Para a etapa de estimação dos parâmetros, foram consideradas as condições operacionais correspondentes a 50, 75 e 100 % da carga nominal. A escolha de múltiplos níveis de carregamento

nessa fase visa garantir que o processo de modelagem incorpore informações representativas de diferentes condições de operação, aumentando a robustez da identificação paramétrica.

Por sua vez, a validação do modelo foi conduzida a partir de novos ensaios experimentais realizados sob 60% e 90% da carga nominal, nos quais as grandezas de interesse (como corrente, fator de potência e conjugado) foram medidas na bancada de testes. A adoção de pontos de operação distintos daqueles empregados na etapa de estimação permite avaliar a capacidade de generalização do modelo, evitando que a análise se restrinja à reprodução dos dados utilizados no ajuste. Dessa forma, assegura-se uma verificação mais rigorosa da consistência e da aplicabilidade do modelo em condições intermediárias de carregamento.

A análise contempla o comportamento do fator de potência, do rendimento, da corrente do estator, do torque de saída e das potências de entrada e de saída ao longo da faixa de frequências considerada. Para tanto, essas grandezas são calculadas com base nos parâmetros estimados e, posteriormente, comparadas aos valores obtidos experimentalmente.

Com o objetivo de quantificar a exatidão dos métodos de estimação avaliados (VZ/RBL com a norma e com a abordagem de Sen (2013), ABCR e ABCR aprimorado (Gradiente)), bem como analisar a influência dos diferentes cenários de alimentação (gerador síncrono e inversor de frequência) e das condições de ventilação, adotou-se como métrica de desempenho a média do módulo do erro relativo entre os valores simulados pelo modelo e aqueles obtidos experimentalmente.

O erro relativo para cada grandeza e ponto de operação foi definido como:

$$\epsilon_i = \left| \frac{Y_{cal,i} - Y_{med,i}}{Y_{med,i}} \right|, \quad (3.24)$$

em que $Y_{cal,i}$ representa o valor calculado a partir do modelo para o i -ésimo ponto de operação, e $Y_{med,i}$ corresponde ao valor medido experimentalmente na mesma condição.

Em suma, a métrica adotada foi a média em porcentagem dos erros relativos absolutos, expressa por:

$$\bar{\epsilon} = 100 \cdot \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \epsilon_i, \quad (3.25)$$

em que N representa o número total de pontos de operação considerados na etapa de validação. Nesse caso, para assegurar a avaliação da capacidade de generalização do modelo, foram selecionados dois pontos de operação (60% e 90% de carregamento) distintos daqueles utilizados na estimação dos parâmetros, resultando em $N = 2$.

3.6 Considerações Finais da Metodologia

Este capítulo foi dedicado à descrição detalhada das metodologias e ferramentas empregadas na identificação e modelagem dos parâmetros do motor de indução sob distintas condições

de operação. Ao longo das seções anteriores, foram apresentados os arranjos experimentais que compõem a bancada de ensaios, bem como a instrumentação utilizada, explicitando-se a função de cada equipamento na aquisição precisa das grandezas elétricas e mecânicas de interesse.

Com o objetivo de sistematizar as abordagens experimentais adotadas e proporcionar uma visão integrada da metodologia desenvolvida, os ensaios foram organizados e categorizados conforme o tipo de alimentação fornecida ao motor. Foram consideradas três configurações experimentais distintas: (i) alimentação proveniente da rede elétrica por meio do Varivolt Trifásico, empregada na determinação do fator de correção da tensão no controle escalar; (ii) alimentação por gerador síncrono; e (iii) alimentação por inversor de frequência, sendo as duas últimas utilizadas nos ensaios destinados à estimação de parâmetros.

Em virtude da complexidade dos arranjos laboratoriais, da diversidade de equipamentos empregados, das diferentes faixas de frequência investigadas e do conjunto de variáveis monitoradas, as Tabelas 3.1, 3.2 e 3.3 apresentam uma síntese das principais informações técnicas associadas a cada configuração experimental. Tal organização não apenas facilita a compreensão das condições sob as quais os dados foram adquiridos, evidenciando as particularidades de cada fonte de alimentação, como também assegura a reprodutibilidade dos ensaios realizados.

Previamente à execução de qualquer ensaio, o motor foi submetido à operação sob carga nominal, com alimentação proveniente do Varivolt Trifásico, até que se atingisse a estabilização térmica. Somente após a verificação do regime térmico permanente, foram iniciadas as aquisições de dados experimentais. Esse procedimento foi adotado com o propósito de garantir que todas as medições fossem realizadas em condições representativas do regime permanente nominal.

A primeira configuração experimental correspondeu à alimentação do motor a partir da rede elétrica por meio de Varivolt Trifásico, operando em 60 Hz e 220 V , com a finalidade de determinar o fator de correção da tensão empregado no controle escalar. Assim, os detalhes referentes aos instrumentos utilizados e às condições operacionais estão descritos na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Ensaio com alimentação por Varivolt Trifásico.

Descrição	Especificação
Finalidade	Determinação do fator de correção da tensão
Tipo de alimentação	Varivolt Trifásico
Frequência	60 Hz
Tensão aplicada	220 V
Grandezas medidas	Tensão, corrente, potências ativa, reativa e aparente
Instrumentação elétrica	Multimedidor
Medição de torque	Freio de Foucault
Medição de velocidade	Tacômetro óptico

Fonte: Elaborado pela autora.

A segunda configuração refere-se aos ensaios realizados com alimentação por gerador síncrono, abrangendo a faixa de frequência de 25 a 70 Hz . Essa etapa contemplou os ensaios em

vazio e de rotor bloqueado, bem como os procedimentos necessários à aplicação dos métodos ABCR e ABCR aprimorado, este último associado à técnica do Gradiente.

Ressalta-se que, os testes para os métodos ABCR e ABCR aprimorado foram conduzidos em dois contextos distintos de refrigeração: com o motor autoventilado e com ventilação independente. Logo, as especificações correspondentes à instrumentação e às variáveis monitoradas encontram-se descritas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Ensaio com alimentação por Gerador Síncrono.

Descrição	Especificação
Finalidade	Ensaio em vazio, rotor bloqueado, ABCR e ABCR aprimorado
Tipo de alimentação	Gerador síncrono
Faixa de frequência	25 – 70 Hz
Grandezas medidas	Tensão, corrente e potência ativa de entrada
Instrumentação elétrica	Osciloscópio
Medição de torque	Freio de Foucault
Medição de velocidade	Tacômetro óptico

Fonte: Elaborado pela autora.

A terceira configuração experimental consistiu na alimentação do motor por meio de inversor de frequência, operando na faixa de 40 a 70 Hz . Nessa condição, os ensaios foram direcionados exclusivamente à aplicação dos métodos ABCR e ABCR aprimorado com técnica do Gradiente, avaliados nos contextos de autoventilação e ventilação independente. Sendo assim, as características técnicas dessa bancada experimental, bem como as grandezas monitoradas e a instrumentação empregada, estão sintetizadas na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Ensaio com alimentação por Inversor de Frequência.

Descrição	Especificação
Finalidade	ABCR e ABCR aprimorado com técnica do Gradiente
Tipo de alimentação	Inversor de frequência
Faixa de frequência	40 – 70 Hz
Grandezas medidas	Tensão, corrente e potência ativa de entrada
Instrumentação elétrica	Analizador de energia
Medição de torque	Freio de Foucault
Medição de velocidade	Tacômetro óptico

Fonte: Elaborado pela autora.

Além da caracterização da instrumentação e dos arranjos experimentais, este capítulo estabeleceu o detalhamento das metodologias de estimação de parâmetros propostas, contemplando os ensaios clássicos em vazio e de rotor bloqueado, bem como os procedimentos específicos associados aos métodos ABCR e ABCR aprimorado. Adicionalmente, foram descritos os critérios adotados para a definição do fator de correção da tensão e o procedimento empregado na validação da modelagem desenvolvida.

4 RESULTADOS

4.1 Considerações Iniciais

Este capítulo apresenta e discute os resultados obtidos na modelagem do motor de indução trifásico operando sob variação de frequência. A análise inicia-se pela avaliação da estratégia de correção de tensão no controle escalar, demonstrando a necessidade de compensação da queda de tensão na resistência do estator em baixas frequências para a manutenção do fluxo magnético e, conseqüentemente, do torque máximo constante.

Na sequência, são expostos os parâmetros do circuito equivalente estimados por diferentes abordagens: os ensaios clássicos em vazio e de rotor bloqueado, a metodologia ABCR e sua versão aprimorada com a incorporação do Método do Gradiente. A análise comparativa considera distintos cenários operacionais, investigando a influência do sistema de resfriamento (autoventilação versus ventilação independente) e o impacto da fonte de alimentação (gerador síncrono versus inversor de frequência) sobre a estabilidade e coerência física dos parâmetros obtidos.

Por fim, realiza-se a validação dos modelos propostos. A capacidade de predição de cada metodologia é avaliada por meio do confronto entre as grandezas obtidas com os parâmetros estimados, como torque, corrente, rendimento, fator de potência e potências de entrada e saída, e os dados experimentais medidos em laboratório. Utiliza-se como métrica o erro relativo médio para quantificar a exatidão das estimativas e identificar as limitações de cada método frente às não linearidades da máquina em diferentes condições de operação.

4.2 Controle Escalar e a Correção de Tensão

Para garantir a constância do torque máximo, torna-se necessário elevar a tensão aplicada ao motor, de modo a compensar a queda de tensão no ramo do estator. Dessa forma, o primeiro passo para o cálculo da tensão corrigida consistiu na estimação dos parâmetros do circuito equivalente em condição nominal, obtidos com base no método ABCR. Para isso, as medições experimentais foram realizadas a 220 V e 60 Hz, a partir das quais foram determinados os parâmetros apresentados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Parâmetros do motor de indução na condição nominal (220 V, 60 Hz, 8 polos e 855 rpm), obtidos a partir do método ABCR.

R_1 (Ω)	R_2 (Ω)	X_1 (Ω)	X_2 (Ω)	X_m (Ω)	P_{rot} (W)
1,7482	0,9258	3,0867	5,3220	20,6328	32,6433

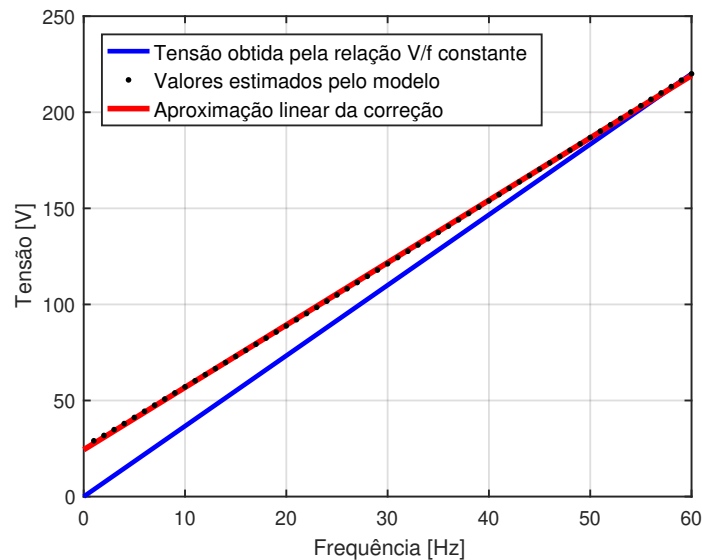
Fonte: Elaborado pela autora.

A partir dos parâmetros estimados na condição nominal, torna-se possível estender a análise para a operação do motor em frequências inferiores a 60 Hz por meio de simulação

no *software* Octave. Ademais, mediante a aplicação da metodologia descrita na Seção 3.2, determinou-se a correção de tensão necessária para preservar os níveis de fluxo magnético e, consequentemente, manter o torque máximo aproximadamente constante.

Nesse contexto, a Figura 4.1 apresenta, em azul, os valores de tensão obtidos a partir da aproximação $V/f \approx E/f$, isto é, sem a compensação referente à queda no ramo do estator. Os pontos em preto indicam os valores de tensão corrigida, calculados por meio da Equação (3.9), com base nos parâmetros estimados do modelo na condição nominal de 60 Hz. Ademais, a linha vermelha corresponde à reta aproximada ajustada a esses pontos por meio da Metodologia dos Mínimos Quadrados conforme em (AGUIRRE, 2014).

Figura 4.1 – Relação de correção de tensão, em que a linha azul representa a tensão sem correção (V/f constante), os pontos pretos indicam os valores estimados pelo modelo em 60 Hz e a reta vermelha corresponde à aproximação linear da tensão corrigida.



Fonte: Elaborado pela autora.

Observa-se, a partir da Figura 4.1, que a tensão apresenta comportamento linear em função da frequência ao longo de todo o intervalo analisado. A relação V/f constante, representada pela linha azul, fornece valores de tensão inferiores aos estimados pelo modelo, especialmente nas baixas frequências, apresentando intercepto em zero. Os pontos em preto indicam que a tensão requerida cresce de forma linear, porém, com valores superiores àqueles previstos pela relação V/f constante. Tal comportamento deve-se ao fato de que, à medida que a frequência diminui, torna-se mais pronunciada a queda de tensão na resistência do estator (R_1), exigindo, consequentemente, uma tensão corrigida mais elevada. Adicionalmente, a reta de aproximação linear, mostrada em vermelho, apresenta boa concordância com os pontos estimados, evidenciando que a tensão corrigida pode ser adequadamente representada por uma relação linear com inclinação maior e intercepto positivo, sendo a diferença entre as curvas mais pronunciada em baixas frequências e reduzida à medida que a frequência se aproxima do valor nominal.

Em suma, procede-se, a seguir, a análise da modelagem do motor de indução com e sem

a aplicação da correção de tensão, visando avaliar os efeitos dessa abordagem na variação dos parâmetros estimados ao longo de uma faixa de frequência.

4.3 Estimação de parâmetros

Nesta seção, os parâmetros do motor foram estimados sob diferentes contextos de operação, envolvendo alimentação por gerador síncrono e por inversor, motor com ventilação independente e autoventilado, bem como com e sem a aplicação da correção de tensão. Para tal, são comparados os resultados obtidos por meio dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado utilizando os procedimentos descritos por P. C. Sen (2013) e pela ABNT (2018) - NBR 17094-3, do método ABCR e de sua versão aprimorada com a incorporação do Gradiente.

4.3.1 Ensaios a Vazio e de Rotor Bloqueado

Nesta seção são apresentados os resultados dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, empregados na obtenção dos parâmetros do circuito equivalente do motor de indução para diferentes frequências. Tais ensaios foram realizados com o objetivo de identificar a faixa de variação dos parâmetros, possibilitando a comparação dos resultados com metodologias alternativas. Para esses ensaios o motor autoventilado foi alimentado por gerador síncrono.

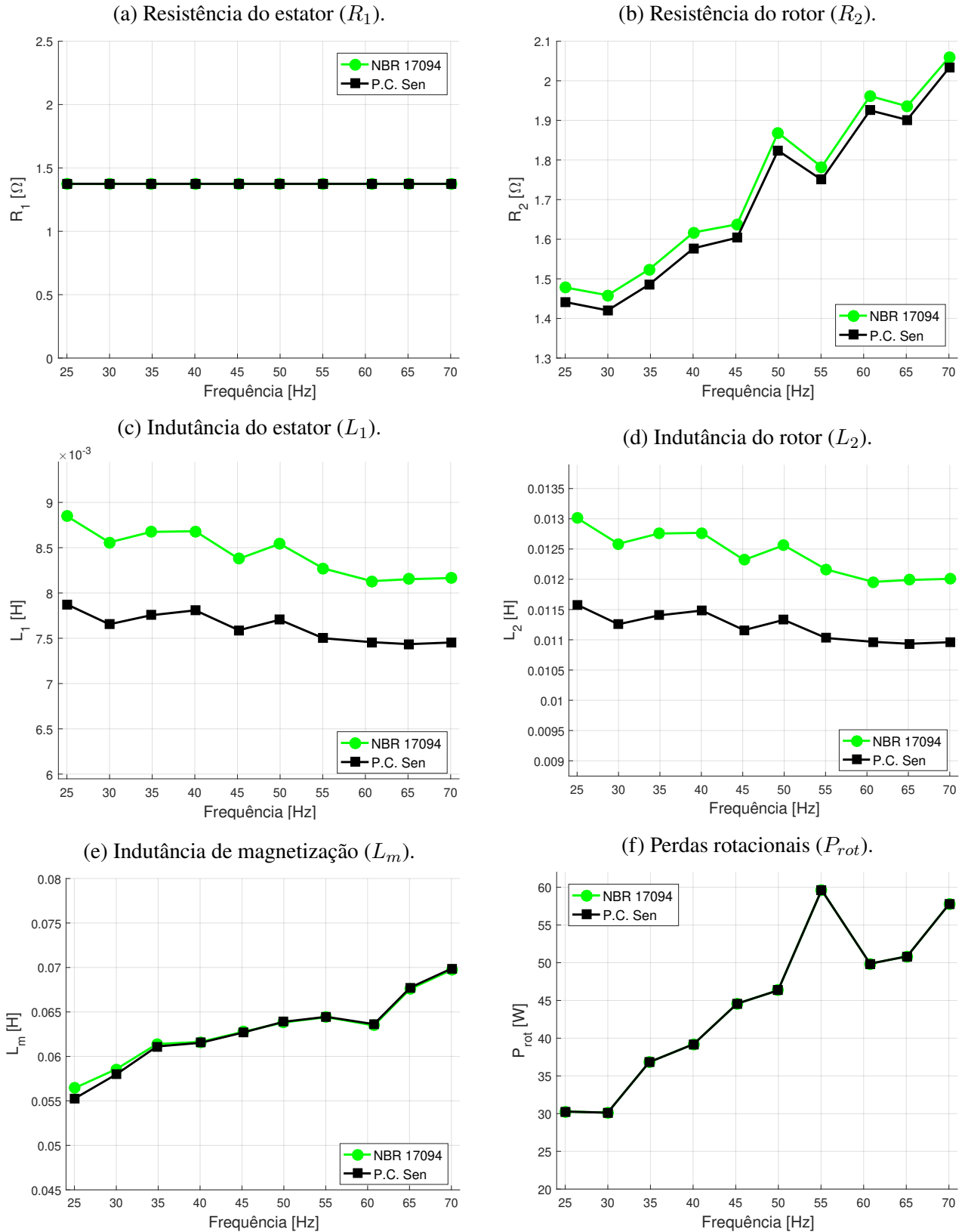
Em situações práticas, é comum a realização desses ensaios para a obtenção dos parâmetros na condição nominal. Entretanto, neste trabalho, foi explorada a aplicação da metodologia conhecida, para diferentes frequências.

Assim, são comparados nas Figuras 4.2 e 4.3 os resultados utilizando os procedimentos descritos por P. C. Sen (2013) e pela ABNT (2018) - NBR 17094-3, com e sem correção de tensão, respectivamente, considerando a faixa de frequência entre 25 e 70 Hz. É importante ressaltar que o método proposto por Sen (2013) constitui uma simplificação dos procedimentos estabelecidos pela referida norma.

Verifica-se, a partir das Figuras 4.2(a) e 4.3(a), que a resistência do estator foi considerada constante ao longo de toda a faixa de frequência analisada, tanto para os dois métodos considerados quanto para os casos com e sem aplicação da correção de tensão. Tal comportamento decorre do fato de que essa resistência foi obtida a partir da medição em corrente contínua (CC), realizada diretamente nos terminais do motor utilizando um multímetro. A adoção desse valor fixo é justificada pelo fato de que, em função da bitola dos condutores do estator, o efeito pelicular mostra-se desprezível nas frequências analisadas. Ademais, a medição foi realizada com o motor em temperatura de regime permanente, eliminando a necessidade de correções associadas à variação de temperatura.

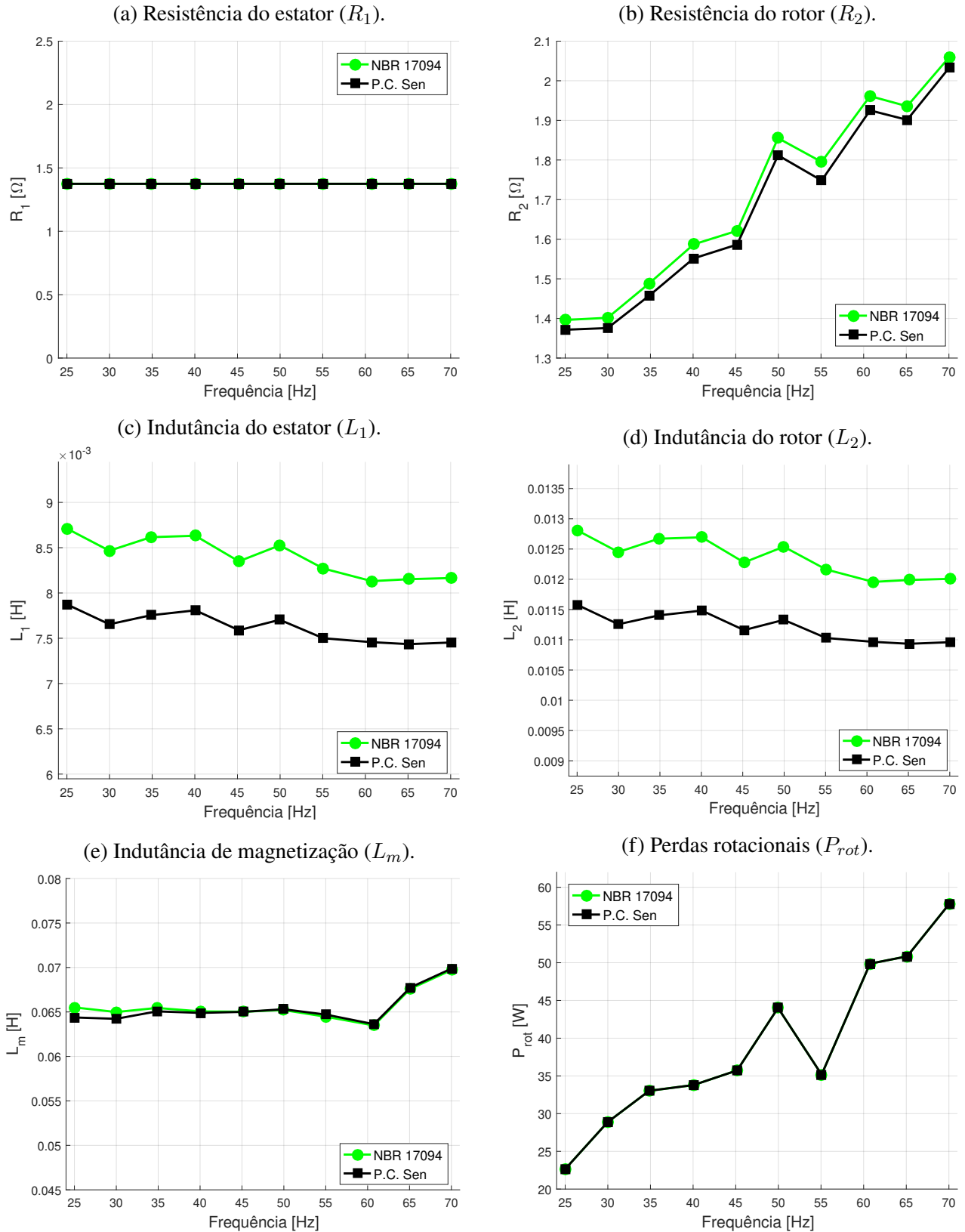
A partir das Figuras 4.2(b) e 4.3(b), observa-se que a resistência do rotor apresenta uma tendência de crescimento com o aumento da frequência. Esse comportamento está associado ao efeito pelicular nas barras do rotor, pelo qual, em frequências mais elevadas, a corrente elétrica tende a se concentrar nas regiões periféricas dos condutores. Como consequência, ocorre a

Figura 4.2 – Comparação dos parâmetros estimados a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado com correção de tensão, utilizando os procedimentos propostos por P. C. Sen e pela norma NBR 17094-3.



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 4.3 – Comparação dos parâmetros estimados a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado sem correção de tensão, utilizando os procedimentos propostos por P. C. Sen e pela norma NBR 17094-3.



Fonte: Elaborado pela autora.

redução da área efetiva de condução, resultando no aumento da resistência elétrica equivalente do rotor.

Cabe ressaltar, contudo, que a manifestação mais pronunciada desse fenômeno está diretamente associada às condições impostas pelo ensaio de rotor bloqueado, no qual o escorregamento é unitário ($s = 1$) e, conseqüentemente, a frequência das correntes induzidas no rotor coincide com a frequência de alimentação do estator. Em condições normais de operação, por outro lado, o escorregamento assume valores reduzidos, resultando em frequências no circuito do rotor significativamente baixas, cenário no qual o efeito pelicular tende a ser desprezível.

Embora a metodologia adotada neste trabalho contemple a estimação de R_2 de forma pontual, com o objetivo de mapear o comportamento da máquina ao longo de toda a sua faixa de velocidade (incluindo regiões de elevado escorregamento), a interpretação física do fenômeno sugere que, para a modelagem em regime permanente sob condições usuais de operação, a dependência de R_2 com a frequência pode ser negligenciada, permitindo a adoção de um valor constante (TORO, 1999).

Adicionalmente, observa-se um deslocamento vertical nos valores de R_2 ao se compararem as duas metodologias, o qual pode estar associado às diferenças na forma de cálculo das reatâncias. Como a determinação de R_2 no circuito equivalente depende da distribuição de potência entre os ramos, a consideração explícita do ramo de magnetização na metodologia da norma implica no recálculo da impedância efetiva do rotor. Como consequência, obtêm-se valores de R_2 ligeiramente superiores, conforme observado na curva verde (NBR 17094), em comparação com a curva preta correspondente à metodologia de P. C. Sen.

Comparando as Figuras 4.2 e 4.3, observa-se que, de modo geral, o comportamento dos parâmetros estimados por ambas as metodologias é semelhante. A principal diferença manifesta-se nas indutâncias L_1 e L_2 (Figuras 4.2(c), 4.3(c), 4.2(d) e 4.3(d)), para as quais se verifica um deslocamento vertical nos valores estimados, mantendo-se, contudo, a tendência ao longo da faixa de frequência analisada. Tal diferença decorre do fato de que a metodologia proposta por Sen (2013) assume que a reatância obtida no ensaio de rotor bloqueado corresponde exclusivamente à soma $X_1 + X_2$, desconsiderando a contribuição do ramo de magnetização. Em contrapartida, a metodologia descrita na ABNT (2018) não negligencia a influência da reatância de magnetização X_m nesse ensaio, o que resulta em valores estimados de reatância dos enrolamentos ligeiramente superiores, de modo a compatibilizar a impedância equivalente medida nos terminais do motor.

Baseado nas Figuras 4.2(e) e 4.3(e), observa-se uma pequena divergência na indutância de magnetização utilizando as metodologias da NBR 17094 e de P. C. Sen, para frequências inferiores a 40 Hz, tanto para o caso com correção de tensão quanto sem. Essa divergência observada no parâmetro L_m em baixas frequências reside na sensibilidade numérica inerente à formulação do método simplificado. À medida que a frequência de alimentação decresce, a reatância indutiva reduz-se proporcionalmente, fazendo com que a impedância total do motor seja predominada pela componente resistiva ($Z \approx R$). Nesse regime de operação, o cálculo da reatância através da

expressão clássica $\sqrt{Z^2 - R^2}$ torna-se matematicamente mal condicionado, uma vez que envolve a subtração de duas grandezas de magnitudes muito próximas. Consequentemente, a operação de extração da raiz quadrada intensifica a propagação das incertezas experimentais e dos ruídos de instrumentação, refletindo-se em oscilações no parâmetro estimado. Em contrapartida, o método iterativo baseado na NBR 17094 fundamenta-se no balanço de potência reativa, isolando a contribuição indutiva, mesmo quando o caráter resistivo do circuito é predominante.

Com base nas Figuras 4.2(f) e 4.3(f), constata-se que não há diferenças entre os valores de perdas rotacionais obtidos por ambas as metodologias. Isso ocorre porque a potência associada às perdas rotacionais, P_{rot} , é determinada pela subtração das perdas Joule no estator, expressas por $3R_1 I_1^2$, da potência ativa de entrada medida no ensaio em vazio. Como R_1 , I_1 e a potência de entrada são idênticas para ambos os métodos, os valores estimados de P_{rot} coincidem.

Adicionalmente, observa-se uma tendência de redução das perdas rotacionais com a diminuição da frequência. Tal comportamento é fisicamente esperado, uma vez que essas perdas compreendem principalmente às perdas por atrito e ventilação, diretamente dependentes da velocidade de rotação, e às perdas magnéticas, associadas à frequência elétrica e à densidade de fluxo. Em regime de controle escalar, a redução da frequência implica na diminuição da velocidade do eixo e da frequência de excitação do núcleo, resultando na redução tanto das perdas por atrito e ventilação quanto das perdas magnéticas.

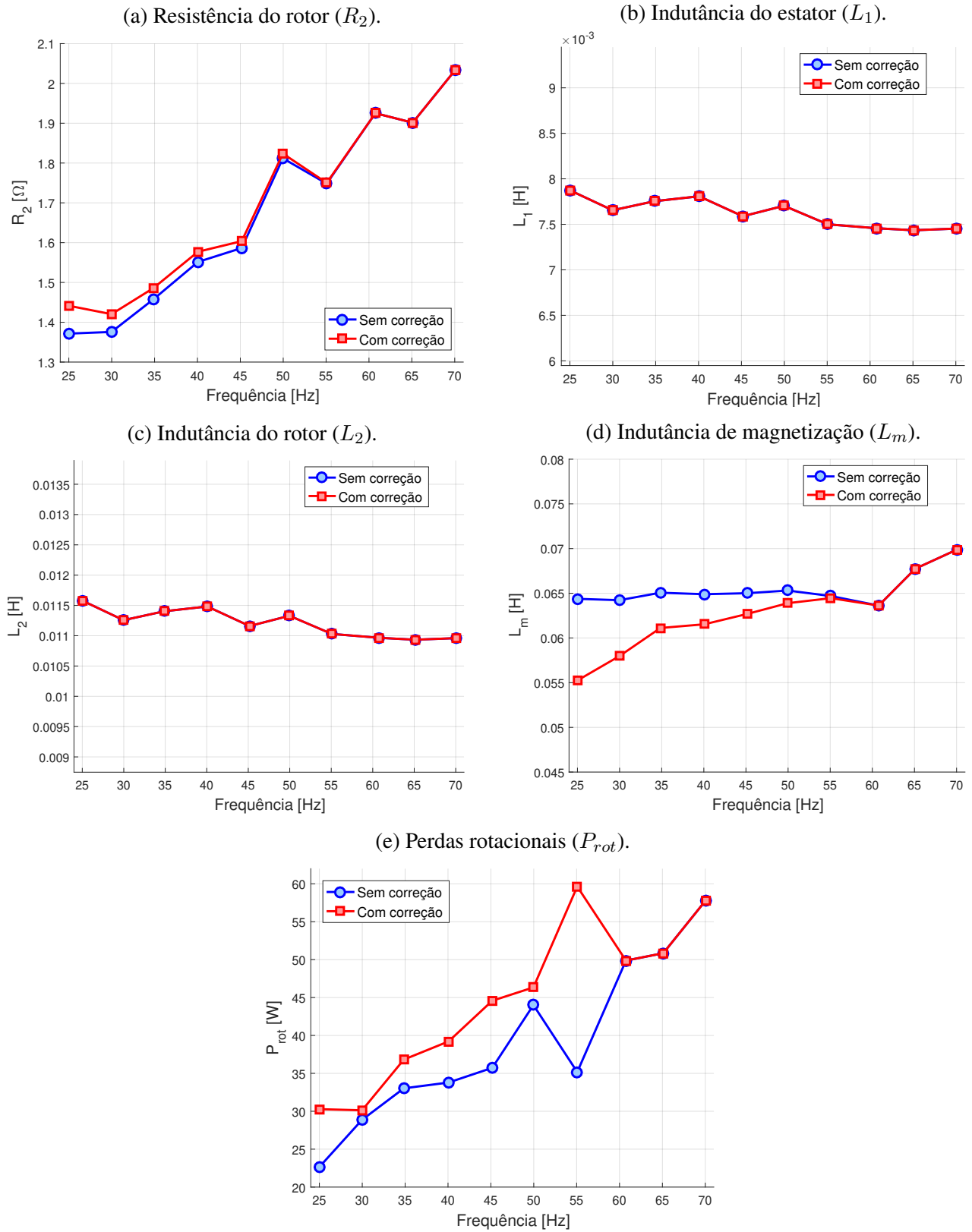
A Figura 4.4 apresenta os mesmos parâmetros obtidos a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado discutidos anteriormente. Contudo, nesta representação são exibidos apenas os parâmetros estimados por meio da metodologia proposta por Sen (2013), reunindo, em um mesmo gráfico, os resultados com e sem aplicação da correção de tensão. A opção por considerar exclusivamente essa metodologia decorre do fato de que, conforme demonstrado anteriormente, o comportamento dos parâmetros estimados por ambas as metodologias analisadas mostrou-se semelhante. Dessa forma, a apresentação conjunta dos resultados visa evidenciar, de maneira mais clara, as discrepâncias introduzidas na modelagem em função da aplicação dos diferentes níveis de tensão de alimentação.

Adicionalmente, conforme pode ser observado na Figura 4.4, o comportamento da resistência do estator foi omitido, uma vez que, em todos os cenários analisados, esse parâmetro permanece constante.

A análise da Figura 4.4(a), que apresenta o comportamento de R_2 , evidencia que as curvas correspondentes aos casos sem e com aplicação da correção de tensão (azul e vermelho, respectivamente) assumem valores muito próximos ao longo de toda a faixa de frequência analisada, encontrando-se praticamente sobrepostas em altas frequências e exibindo divergências mais perceptíveis abaixo de 40 Hz. Tal comportamento indica que a resistência do rotor é predominantemente influenciada pelo efeito pelicular, e não pela magnitude da tensão de alimentação.

De forma análoga, o comportamento das indutâncias L_1 e L_2 , apresentado nas Figuras 4.4(b) e 4.4(c), mostrou-se semelhante nos casos com e sem aplicação da correção de tensão,

Figura 4.4 – Comparação dos parâmetros estimados a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado utilizando os procedimento proposto por P. C. Sen, com e sem correção de tensão.



Fonte: Elaborado pela autora.

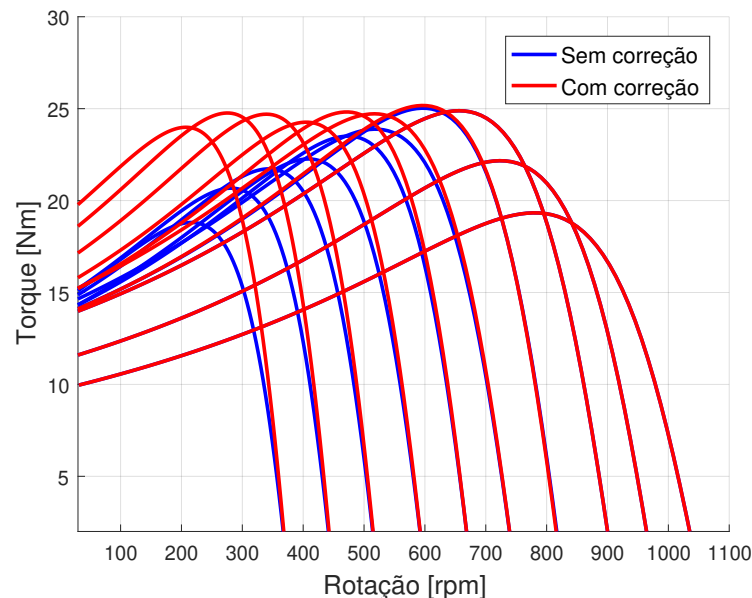
evidenciando a baixa influência dessa correção sobre o comportamento desses parâmetros.

A Figura 4.4(d) apresenta a variação da indutância de magnetização (L_m) em função da frequência de alimentação, considerando os casos sem correção da queda de tensão (curva azul) e com correção (curva vermelha). Observa-se que a consideração da correção da queda de tensão altera o comportamento estimado da indutância de magnetização (L_m) ao longo da variação da frequência de alimentação.

A partir da Figura 4.4(e), referente às perdas rotacionais, observa-se maior discrepância entre os casos com e sem aplicação da correção de tensão, em comparação com os demais parâmetros analisados. Nota-se que as perdas rotacionais obtidas com correção de tensão (vermelho) assumem valores superiores àsquelas sem correção (azul), abaixo de 60 Hz . Esse comportamento decorre do fato de que a aplicação da correção de tensão implica na elevação da tensão terminal, com o objetivo de restaurar o fluxo magnético nominal. Como as perdas no ferro são aproximadamente proporcionais ao quadrado da tensão aplicada, esse aumento de tensão resulta em um acréscimo das perdas rotacionais estimadas.

Dando continuidade à análise, a Figura 4.5 ilustra o comportamento do torque em função da velocidade de rotação, calculado a partir dos parâmetros estimados pela metodologia proposta por P. C. Sen, com e sem correção de tensão.

Figura 4.5 – Comportamento do torque em função da velocidade, obtido a partir dos parâmetros estimados nos ensaios em vazio e de rotor travado segundo a metodologia proposta por P. C. Sen. As curvas em azul e vermelho correspondem, respectivamente, aos casos sem e com aplicação da correção de tensão.



Fonte: Elaborado pela autora.

Observa-se pela Figura 4.5 que, nas curvas em azul, correspondentes aos casos sem aplicação da correção de tensão, à medida que a frequência diminui (movendo-se da direita para a esquerda no gráfico), o torque máximo cai drasticamente. Em contrapartida, as curvas

em vermelho, associadas aos casos com correção de tensão, exibem valores de torque máximo aproximadamente constantes ao longo da faixa de frequência analisada, indicando que o fluxo no entreferro foi preservado.

Nota-se ainda pequenas variações do torque máximo nas curvas vermelhas, que podem estar associadas a incertezas nas medições experimentais utilizadas na estimação dos parâmetros. Tal efeito pode ser atribuído ao fato de que os ensaios foram realizados com alimentação por gerador síncrono, com ajustes manuais de tensão e frequência, o que pode introduzir variações nas grandezas medidas.

Ainda assim, os resultados evidenciam de forma clara a contribuição da correção de tensão para a manutenção do torque máximo, uma vez que os valores obtidos sem correção são consideravelmente inferiores aos observados com a aplicação dessa estratégia, especialmente em baixas frequências.

Adicionalmente, observa-se que nas duas curvas mais à direita, correspondentes às frequências de 65 e 70 Hz , ocorre uma redução do torque máximo. Tal comportamento decorre do regime de enfraquecimento de campo, imposto pelo limite de tensão da fonte de alimentação em frequências superiores à nominal (60 Hz). Nessa condição, a tensão não pode mais ser elevada proporcionalmente à frequência, resultando na diminuição da razão V/f e, conseqüentemente, na redução do fluxo magnético no entreferro. Como o torque máximo é diretamente dependente do nível de fluxo, essa redução conduz inevitavelmente à diminuição do torque disponível, caracterizando a região de operação de potência aproximadamente constante do motor.

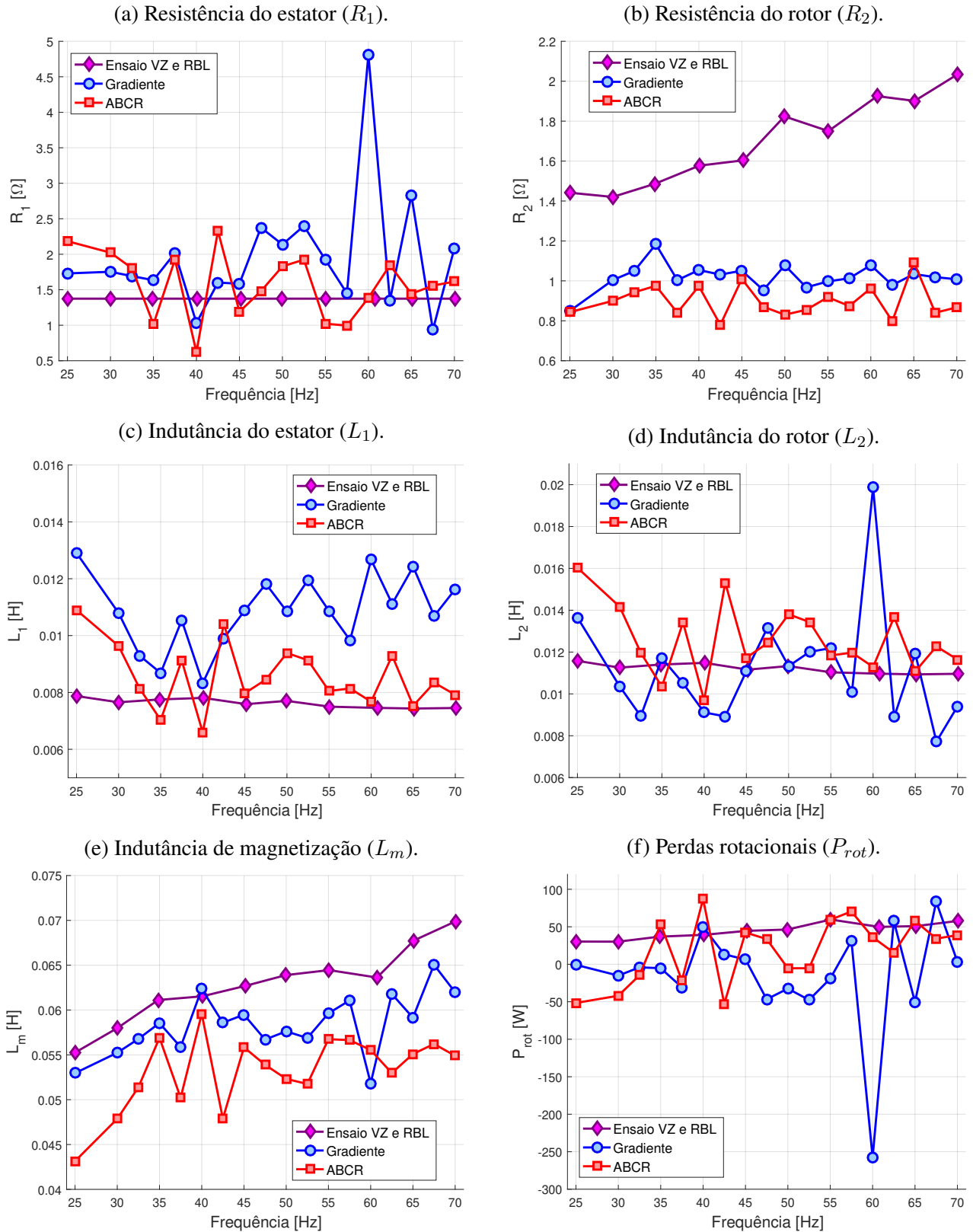
Em suma, os resultados apresentados na Figura 4.5 validam a consistência do modelo com aplicação da correção de tensão, demonstrando que o incremento da tensão de alimentação em baixas frequências é indispensável para garantir o desempenho adequado do motor em regime de velocidade variável. Ademais, a discrepância observada entre as curvas em azul e em vermelho deixa evidente que a aplicação da correção de tensão conduz a um contexto distinto de modelagem do motor de indução. Tal constatação reforça a necessidade de se investigar e modelar separadamente os cenários com e sem correção de tensão em regimes de operação com variação de frequência.

4.3.2 Motor Autoventilado Alimentado por Gerador Síncrono

As Figuras 4.6 e 4.7 apresentam os parâmetros estimados do motor autoventilado, a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL), do método ABCR e de sua versão aprimorada com a incorporação do Gradiente, para os casos com e sem correção de tensão, respectivamente. Sendo que, os parâmetros obtidos a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado correspondem àqueles determinados com base nos procedimentos descritos por P. C. Sen (2013). Observa-se que os parâmetros obtidos pelos ensaios exibem comportamento suave e fisicamente coerente com a teoria de máquinas elétricas, enquanto os métodos ABCR e ABCR aprimorado (Gradiente) apresentam maiores oscilações.

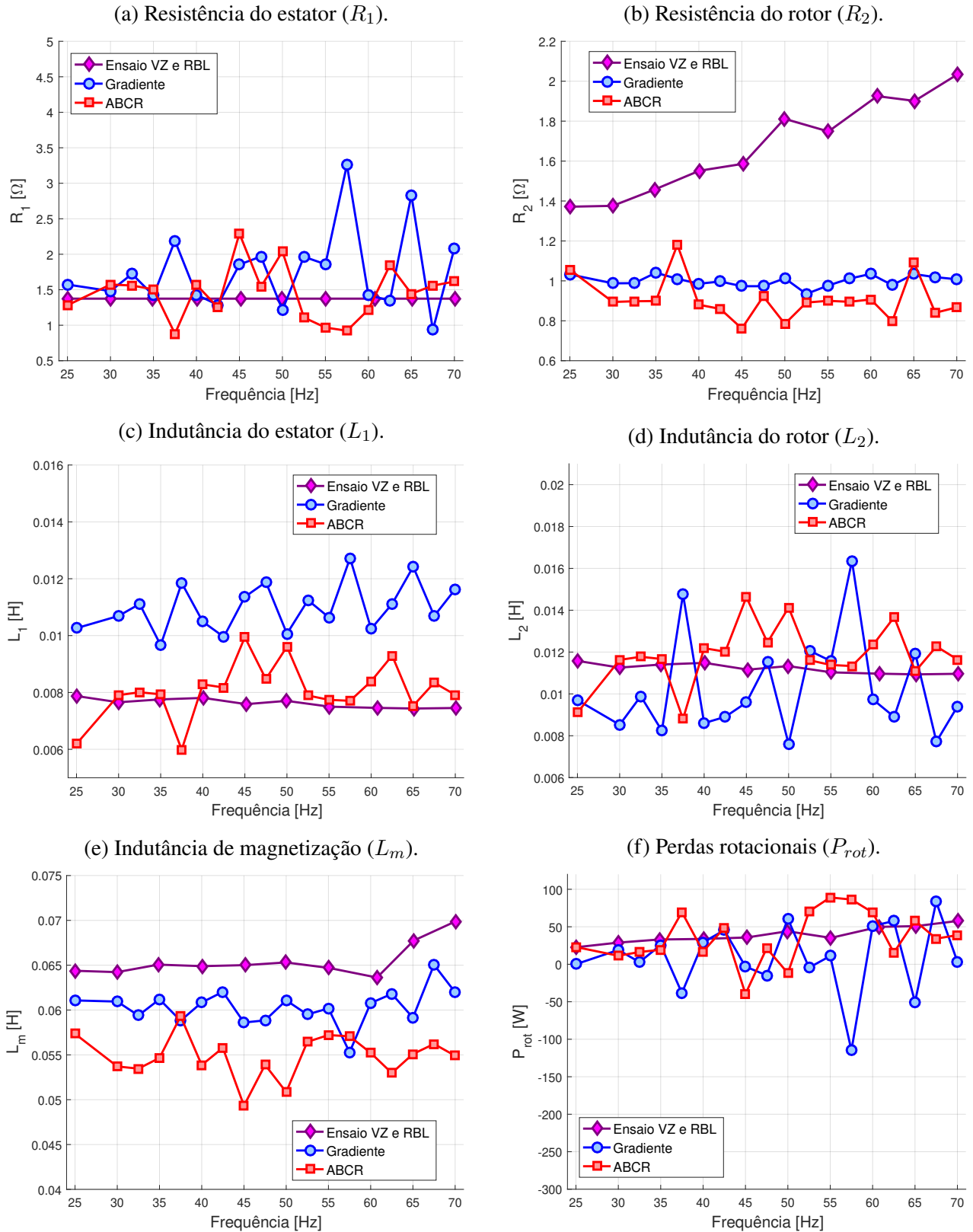
Conforme apontado por Davey (2007), diferentes combinações de valores de parâmetros

Figura 4.6 – Parâmetros estimados por meio dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL), do método ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e do método ABCR em sua forma original, representados, respectivamente, nas cores roxa, azul e vermelha, considerando a aplicação da correção de tensão.



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 4.7 – Parâmetros estimados por meio dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL), do método ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e do método ABCR em sua forma original, representados, respectivamente, nas cores roxa, azul e vermelha, sem a aplicação da correção de tensão.



Fonte: Elaborado pela autora.

podem produzir saídas idênticas em termos das grandezas que descrevem o comportamento do motor, o que valida a possibilidade de distintas modelagens serem capazes de representá-lo adequadamente. Nesse contexto, embora os parâmetros obtidos pelos métodos ABCR e ABCR aprimorado com o emprego do Gradiente não coincidam com aqueles estimados a partir dos ensaios, com e sem a aplicação da correção de tensão, observa-se que se mantêm na mesma ordem de grandeza e dentro de uma faixa compatível com os valores dos ensaios. Dessa forma, conclui-se que, mesmo diante da existência de múltiplas combinações possíveis de parâmetros, os métodos alternativos propostos são capazes de se equiparar aos resultados obtidos por meio dos ensaios.

Ressalta-se, contudo, que as estimações do parâmetro R_2 apresentaram divergências mais pronunciadas em relação aos valores obtidos a partir dos ensaios experimentais clássicos (VZ e RBL). Tal comportamento pode ser explicado pelas diferenças conceituais entre os procedimentos de estimação adotados. O método ABCR aprimorado baseia-se em um processo iterativo de otimização, com a aplicação do método do Gradiente. Por sua vez, o método ABCR em sua forma original também pode ser interpretado como um problema de ajuste por mínimos quadrados. Contudo, diferentemente da versão aprimorada, sua formulação conduz a uma solução não iterativa, obtida a partir da resolução direta do sistema de equações do modelo. Embora os parâmetros sejam determinados de forma acoplada, não há um procedimento de refinamento sucessivo por atualização iterativa.

Em ambos os casos, o objetivo principal não é a identificação individual e fisicamente exata de cada parâmetro do circuito equivalente, mas sim a obtenção de um conjunto de parâmetros capaz de reproduzir adequadamente as grandezas elétricas e mecânicas do motor ao longo da faixa de operação considerada. Como consequência, desvios no valor físico de R_2 podem ser compensados por ajustes nos parâmetros indutivos, resultando em uma modelagem globalmente consistente, ainda que o comportamento individual do parâmetro não reflita fielmente sua dependência física com a frequência.

Além disso, os métodos ABCR e de sua versão aprimorada com o emprego do Gradiente ajustam os parâmetros a partir do comportamento do motor predominantemente em regime de baixo escorregamento, no qual o efeito pelicular nas barras do rotor é pouco significativo. Nessas condições, a resistência do rotor apresentou valores aproximadamente constantes, na faixa de $\approx 0,8$ a $1,2 \Omega$. Em contrapartida, o ensaio de rotor bloqueado representa uma condição de escorregamento unitário, na qual o efeito pelicular é máximo na frequência de alimentação, levando a valores mais elevados de resistência, bem como a uma variação mais pronunciada com a frequência, observada entre aproximadamente $1,4 \Omega$ e $2,0 \Omega$.

De forma complementar, nas Figuras 4.6(f) e 4.7(f) observa-se a ocorrência de valores negativos estimados para P_{rot} nas curvas vermelhas e azuis. Tais resultados evidenciam que esses métodos não impõem, de forma explícita, restrições físicas aos parâmetros internos do modelo, como a não negatividade das perdas. Dessa forma, a estimação prioriza o ajuste das grandezas de entrada e saída do motor, em detrimento da coerência física individual dos parâmetros, o que

pode resultar em valores não fisicamente admissíveis para as perdas rotacionais.

Adicionalmente, ao comparar as Figuras 4.6(a) e 4.6(f), observa-se uma forte correlação inversa entre a resistência do estator (R_1) e as perdas rotacionais (P_{rot}). Nos pontos em que o algoritmo superestima R_1 , as perdas Joule calculadas ($3R_1I^2$) tornam-se excessivas. Para satisfazer o balanço de potência ativa de entrada, expresso por $P_{in} = P_{Joule} + P_{rot} + P_{out}$, o método é matematicamente forçado a reduzir P_{rot} , podendo conduzir esse termo a valores negativos, os quais não possuem significado físico.

Esse comportamento evidencia que o erro observado não é de natureza aleatória, mas resulta de um mecanismo de compensação sistêmica do modelo, que redistribui inconsistências entre os parâmetros estimados a fim de ajustar grandezas de entrada e saída baseadas em dados distorcidos.

Comparando os resultados apresentados nas Figuras 4.6 e 4.7, em relação às estimações dos parâmetros obtidas pelos métodos ABCR e de sua versão aprimorada (Gradiente) nos contextos com e sem aplicação da correção de tensão, não se observam diferenças significativas entre os conjuntos de parâmetros estimados. Portanto, conclui-se que, para esses métodos, a aplicação da correção de tensão exerceu pouca influência sobre os valores dos parâmetros identificados. Isso indica que tais metodologias tendem a absorver as variações decorrentes da correção de tensão por meio do ajuste conjunto dos parâmetros, preservando o desempenho global do modelo.

4.3.3 Motor com Ventilação Independente Alimentado por Gerador Síncrono

Uma possível explicação para a variação dos valores de resistência estimados está associada à influência da temperatura de operação. O motor analisado é autoventilado, com a ventoinha acoplada ao eixo, de modo que a capacidade de resfriamento depende diretamente da velocidade de rotação. Em baixas frequências, a redução da velocidade compromete a eficiência da ventilação, enquanto a operação sob carga mantém níveis de corrente capazes de promover aquecimento nos enrolamentos. Como consequência, a dissipação térmica torna-se menos eficiente, resultando na elevação da temperatura dos enrolamentos e, portanto, em possíveis aumentos da resistência elétrica.

Com o objetivo de mitigar os efeitos da variação da temperatura sobre a estimativa dos parâmetros, as medições foram repetidas utilizando o mesmo motor, operando com ventilação independente. Nessa condição, o fluxo de ar de resfriamento é mantido aproximadamente constante, independentemente da velocidade de rotação do eixo. Dessa forma, a temperatura de operação tende a permanecer mais estável, próxima à temperatura de regime, assegurando que as variações observadas nos parâmetros estimados estejam predominantemente associadas à variação da frequência de alimentação, e não a efeitos térmicos.

A Figura 4.8 ilustra os parâmetros estimados com a aplicação da correção de tensão, obtidos por meio dos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR na sua forma original, considerando o motor operando nas condições de autoventilação (cores azul e

vermelho) e de ventilação independente (cores verde e preto). Por sua vez, a Figura 4.9 apresenta os mesmos parâmetros estimados, entretanto sem a aplicação da correção de tensão.

Com base na Figura 4.8(a), que apresenta o comportamento da resistência do estator estimada com correção de tensão, observa-se que, para frequências inferiores a 50 Hz , os valores obtidos no regime de autoventilação foram, de modo geral, superiores àqueles estimados sob ventilação independente, para ambos os métodos de estimação de parâmetros. Esse comportamento pode estar associado à redução da capacidade de resfriamento do motor em baixas frequências no regime de autoventilação, o que tende a provocar o aumento da temperatura dos enrolamentos e, conseqüentemente, da resistência do estator.

Entretanto, as diferenças observadas não se mostram acentuadas, possivelmente em razão do fato de que os ensaios realizados para cada frequência foram conduzidos de forma sequencial. Essa estratégia experimental pode não ter permitido tempo suficiente para que o enrolamento atingisse um novo regime de equilíbrio térmico a cada condição de operação. Dessa forma, caso fosse adotado um intervalo de espera adequado entre os ensaios em cada frequência, de modo a garantir a estabilização térmica do motor, a influência da ventilação independente sobre os valores estimados de resistência poderia tornar-se mais evidente. Todavia, a adoção desse procedimento implicaria um aumento significativo no tempo total de ensaio, tornando inviável sua realização no tempo disponível.

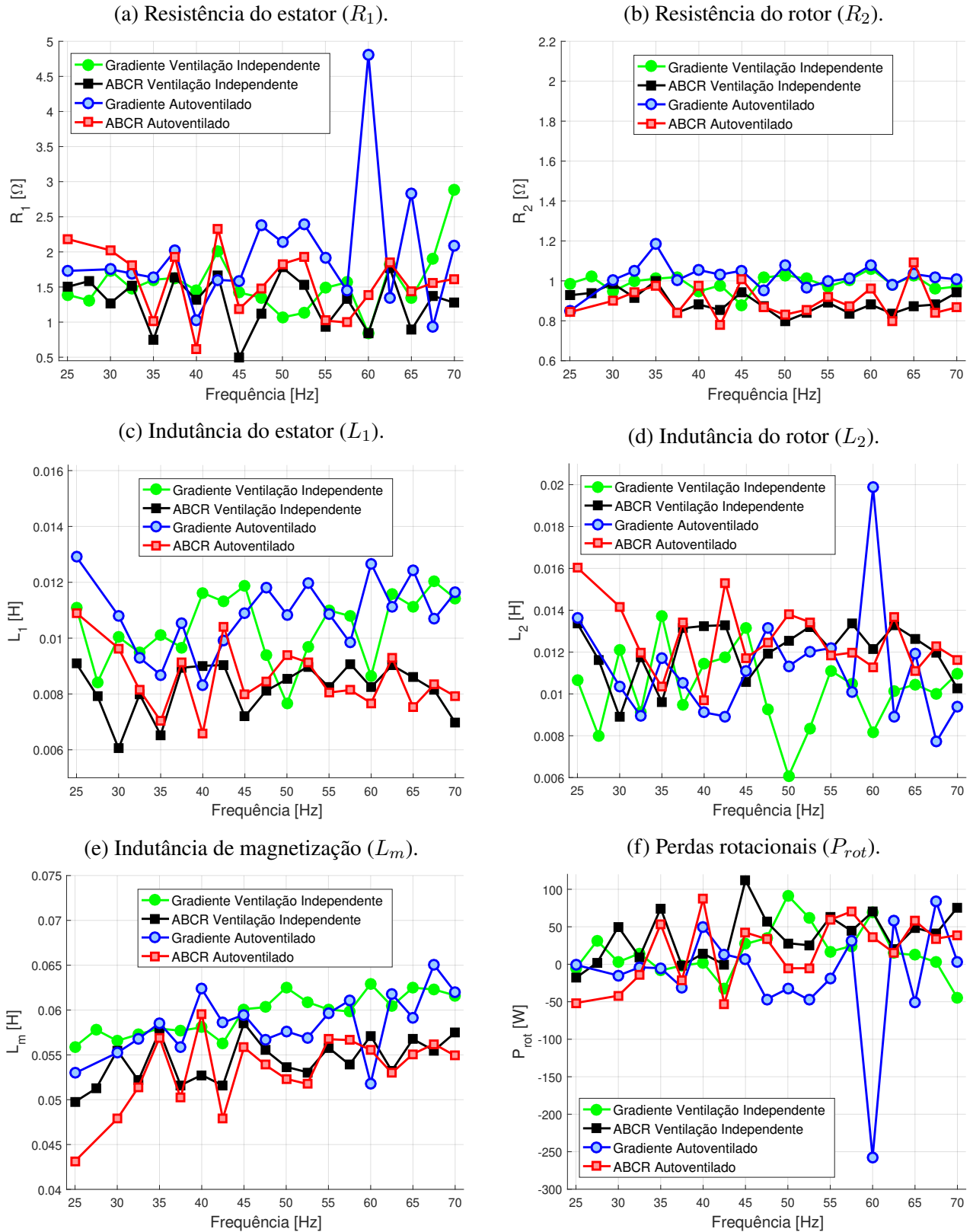
Assim, no caso apresentado na Figura 4.8(b), correspondente à resistência do rotor estimada com aplicação da correção de tensão, não foram observadas variações significativas entre os resultados obtidos sob ventilação independente e em regime de autoventilação. Esse comportamento indica que a influência da temperatura sobre esse parâmetro é menos pronunciada quando comparada à resistência do estator. Esse resultado sugere que a sensibilidade térmica da resistência do rotor estimada é inferior àquela observada para a resistência do estator, no intervalo de frequências analisado.

Analisando as curvas apresentadas na Figura 4.9, referentes aos casos sem aplicação de correção de tensão, observa-se uma menor discrepância entre os dois regimes de ventilação quando comparada aos resultados obtidos com correção. Esse comportamento pode ser explicado pelo fato de que, na ausência da correção, as tensões e correntes aplicadas em baixas frequências são reduzidas, resultando em menores níveis de dissipação de potência no motor. Conseqüentemente, as perdas responsáveis pelo aquecimento tornam-se menos significativas, reduzindo o impacto da atuação do sistema de ventilação forçada.

Por outro lado, no caso com correção de tensão, a manutenção do fluxo magnético e do torque exige correntes mais elevadas, o que implica no aumento das perdas Joule. Nessa condição, a limitação da capacidade de resfriamento no regime de autoventilação torna-se mais evidente, de modo que os efeitos térmicos passam a influenciar de forma mais perceptível os parâmetros estimados.

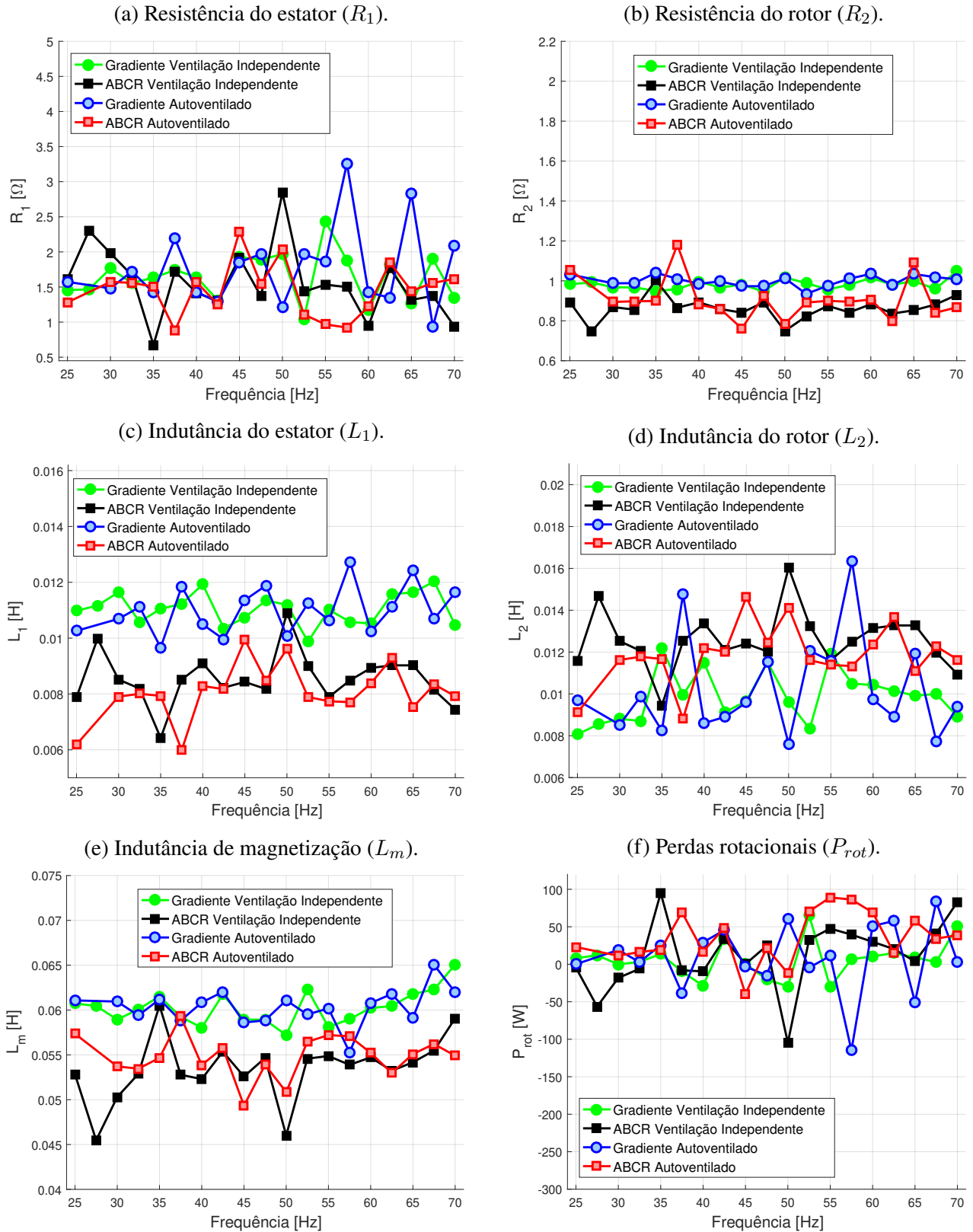
Todavia, de modo geral, a análise das Figuras 4.8 e 4.9 indica que os métodos de estimação apresentaram sensibilidade globalmente semelhante nos dois regimes de ventilação considerados.

Figura 4.8 – Parâmetros do motor alimentado por gerador síncrono estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho), com aplicação da correção de tensão.



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 4.9 – Parâmetros do motor alimentado por gerador síncrono estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho), sem aplicação da correção de tensão.



Fonte: Elaborado pela autora.

Embora a ventilação independente tenha atenuado instabilidades pontuais mais severas, como os picos observados em R_1 e P_{rot} no caso autoventilado (Figuras 4.8(a) e 4.8(f)), o comportamento geral dos parâmetros estimados foi predominantemente determinado pela resposta do motor à variação da frequência de alimentação. Nesse contexto, os efeitos térmicos mostraram-se secundários, tanto nos casos com quanto sem aplicação da correção de tensão.

Esse resultado sugere que as oscilações pontuais observadas na condição de autoventilação estão mais associadas à amplificação de ruídos de medição pelos algoritmos numéricos de estimação do que a variações térmicas não controladas. Tal interpretação é corroborada pelo fato de que, ao longo da maior parte da faixa de frequências analisada, as estimativas obtidas com ventilação independente e autoventilação permaneceram equivalentes.

Adicionalmente, observa-se que as oscilações mais pronunciadas nos parâmetros estão associadas ao método do Gradiente. Nessa abordagem, pequenas perturbações nas grandezas medidas podem conduzir o algoritmo à convergência para mínimos locais distintos, resultando nos picos observados nos parâmetros estimados.

4.3.4 Motor Autoventilado Alimentado por Inversor

As Figuras 4.10 e 4.11 apresentam um comparativo entre os parâmetros obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado utilizando alimentação por gerador síncrono e os parâmetros estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR na sua forma original utilizando alimentação por inversor de frequência. Esta comparação visa evidenciar o impacto da fonte de alimentação na robustez dos algoritmos de estimação.

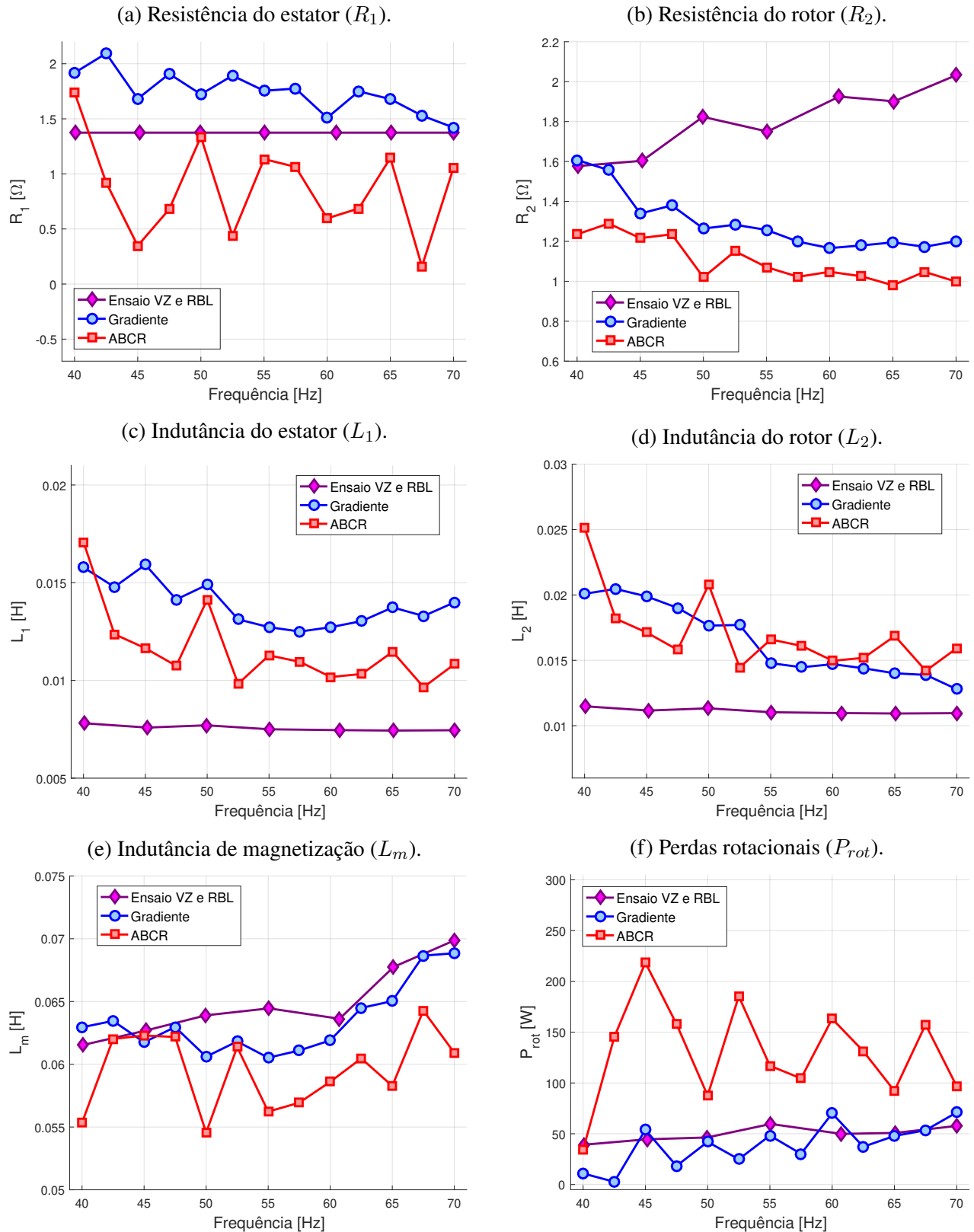
Essa comparação é relevante, uma vez que, em ambientes industriais, o uso de inversores de frequência é amplamente difundido. Além disso, verificou-se que o gerador síncrono apresentou baixos níveis de distorção harmônica, de modo que sua tensão de saída pode ser considerada aproximadamente senoidal. Dessa forma, a comparação torna-se pertinente, visto que os inversores de frequência introduzem níveis significativos de distorção harmônica na tensão de alimentação.

Assim como ocorreu para o caso com alimentação com gerador síncrono, as metodologias ABCR aprimorada com a incorporação do Gradiente e ABCR na sua forma original apresentaram maiores oscilações, em comparação aos ensaios em vazio e de rotor travado.

Observando a Figura 4.11(a), verificam-se valores negativos para a resistência do estator estimada pelo método ABCR, os quais não possuem significado físico. Esses resultados evidenciam que tal método não impõe, de forma explícita, restrições físicas aos parâmetros internos do modelo, como a condição de não negatividade. Dessa forma, o processo de estimação prioriza o ajuste entre as grandezas de entrada e saída do motor, em detrimento da coerência física individual dos parâmetros estimados, o que pode conduzir à obtenção de valores não fisicamente admissíveis.

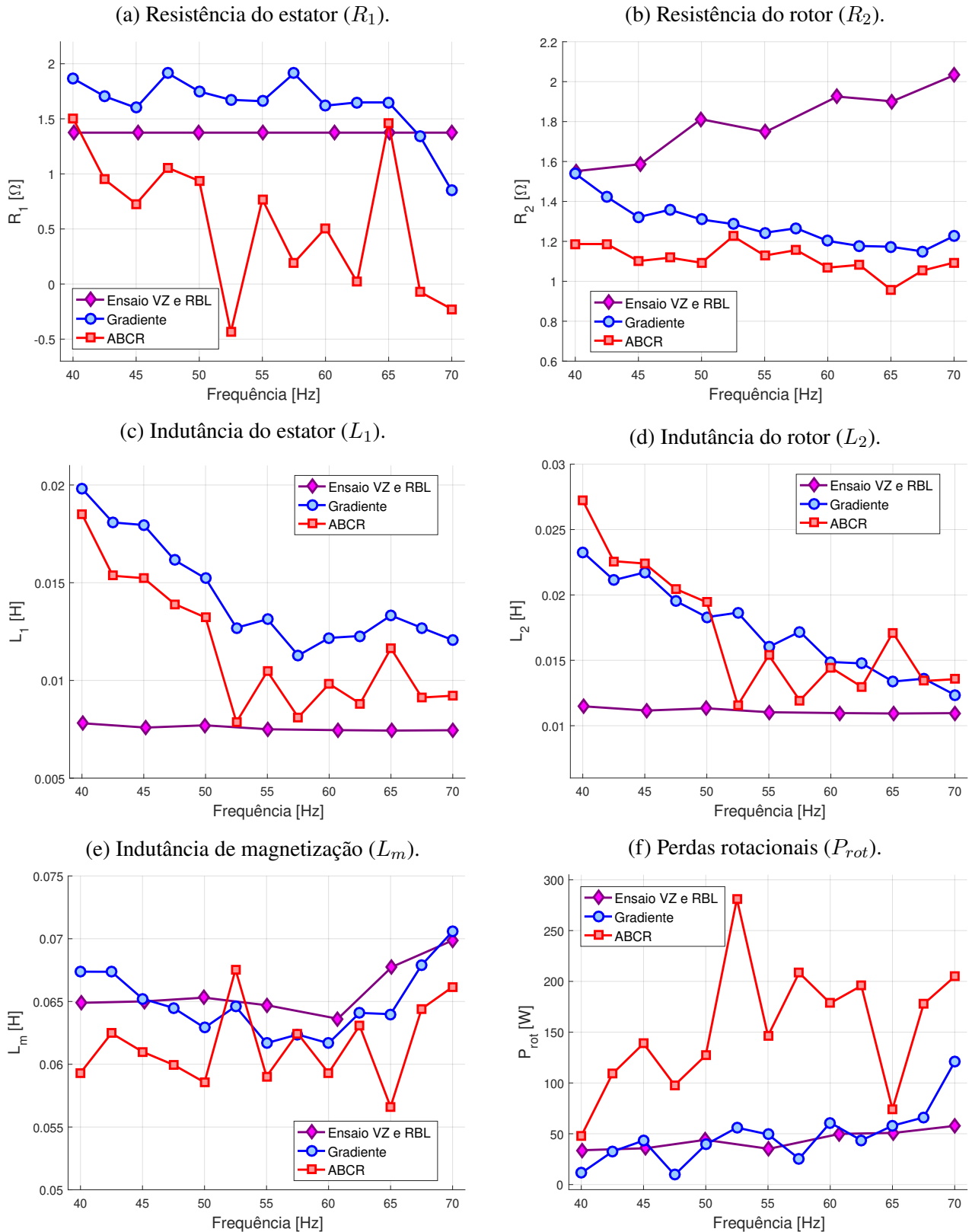
Adicionalmente, a análise das Figuras 4.10(a) e 4.11(a) indica que os valores de R_1 estimados pelo método ABCR apresentam maior discrepância em relação aos resultados dos

Figura 4.10 – Parâmetros estimados pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL) e métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, representados, respectivamente, nas cores roxa, azul e vermelha, considerando a aplicação da correção de tensão. Os ensaios VZ e RBL utilizaram alimentação por gerador síncrono, enquanto os demais métodos foram baseados em dados obtidos com alimentação por inversor.



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 4.11 – Parâmetros estimados pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL) e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, representados, respectivamente, nas cores roxa, azul e vermelha, sem a aplicação da correção de tensão. Os ensaios VZ e RBL utilizaram alimentação por gerador síncrono, enquanto os demais métodos foram baseados em dados obtidos com alimentação por inversor.



Fonte: Elaborado pela autora.

ensaios em vazio e de rotor bloqueado quando comparados àqueles obtidos pelo método ABCR aprimorado (Gradiente). Esse resultado demonstra que a utilização dos parâmetros estimados via ABCR como condição inicial para o Gradiente possibilitou uma melhor aproximação dos parâmetros em relação aos valores fisicamente representativos, obtidos a partir dos ensaios VZ e RBL. Assim, ainda que o método ABCR não assegure a coerência física dos parâmetros estimados, o refinamento posterior por meio do método do Gradiente foi capaz de conduzir a soluções mais consistentes do ponto de vista físico. Esse mesmo comportamento pode ser visualizado nas indutâncias de magnetização e nas perdas rotacionais (Figuras 4.10(e), 4.11(e), 4.10(f) e 4.11(f)).

Com base nas Figuras 4.10(b) e 4.11(b), verifica-se a existência de discrepâncias nos valores estimados da resistência do rotor. Enquanto os parâmetros obtidos a partir dos ensaios em vazio e de rotor travado são capazes de capturar o aumento de R_2 com a frequência, associado ao efeito pelicular, os métodos ABCR e sua versão aprimorada com alimentação por inversor não reproduzem adequadamente esse fenômeno físico, resultando em valores decrescentes com o aumento da frequência.

4.3.5 Motor com Ventilação Independente Alimentado por Inversor

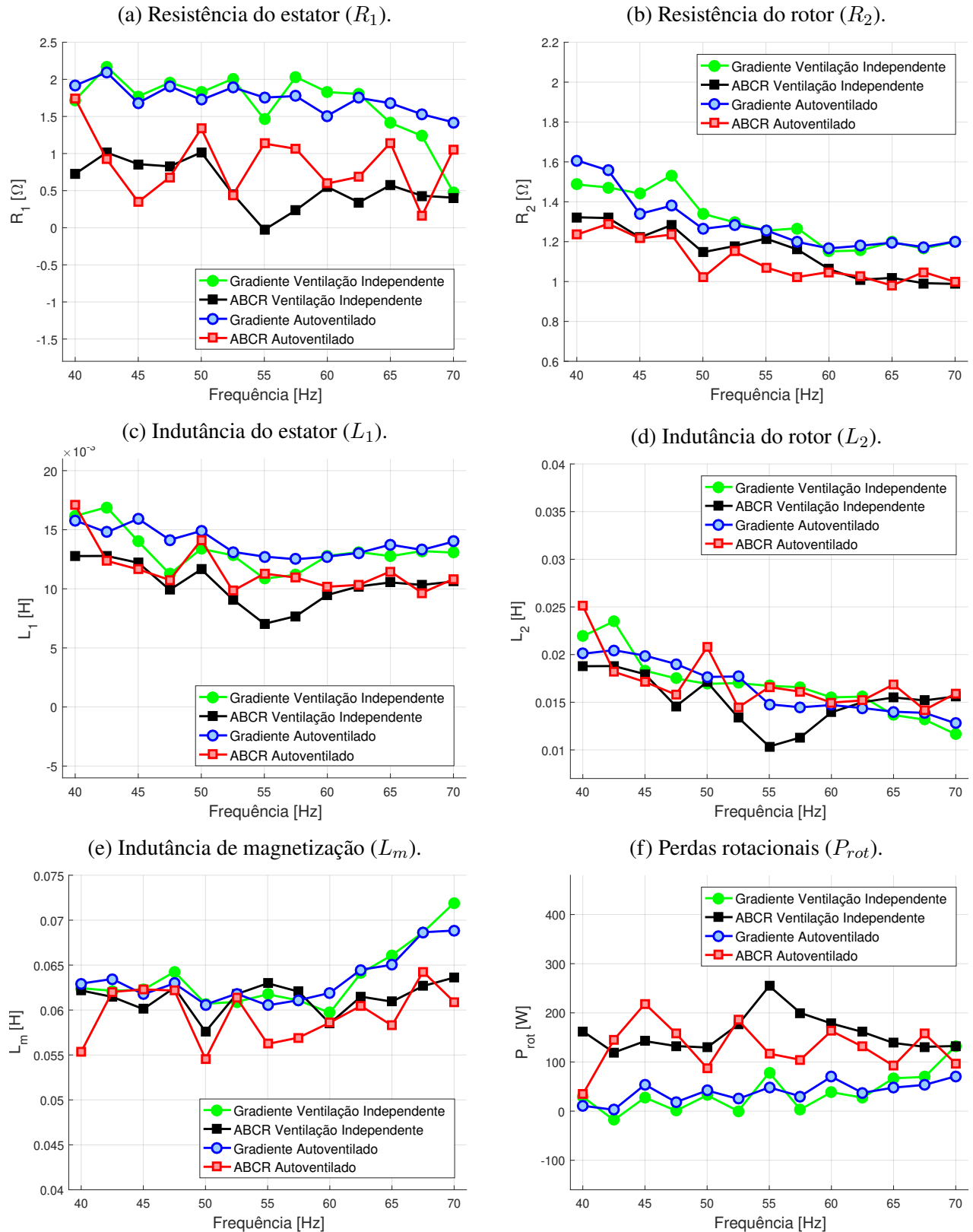
As Figuras 4.12 e 4.13 apresentam os parâmetros estimados sob alimentação por inversor de frequência, comparando os regimes de ventilação independente (curvas verde e preta) e de autoventilação (curvas azul e vermelha), com e sem aplicação da correção de tensão, respectivamente.

Em contraste com o observado nos ensaios realizados com o gerador síncrono (Seção 4.3.3), nos quais a ventilação independente exerceu influência sobre os parâmetros resistivos do estator em baixas frequências, neste cenário a atuação do sistema de resfriamento mostrou-se pouco perceptível. A análise gráfica indica que as curvas correspondentes a ambos os regimes de ventilação apresentam padrões semelhantes, caracterizados por oscilações acentuadas e, em alguns casos, pela violação de restrições físicas, como a obtenção de valores negativos para resistências e perdas.

Esse comportamento permite concluir que, sob alimentação por inversor de frequência, a sensibilidade dos métodos de estimação empregados (ABCR aprimorado com Gradiente e ABCR) à variação da frequência é predominante em relação aos efeitos térmicos associados às diferentes condições de ventilação.

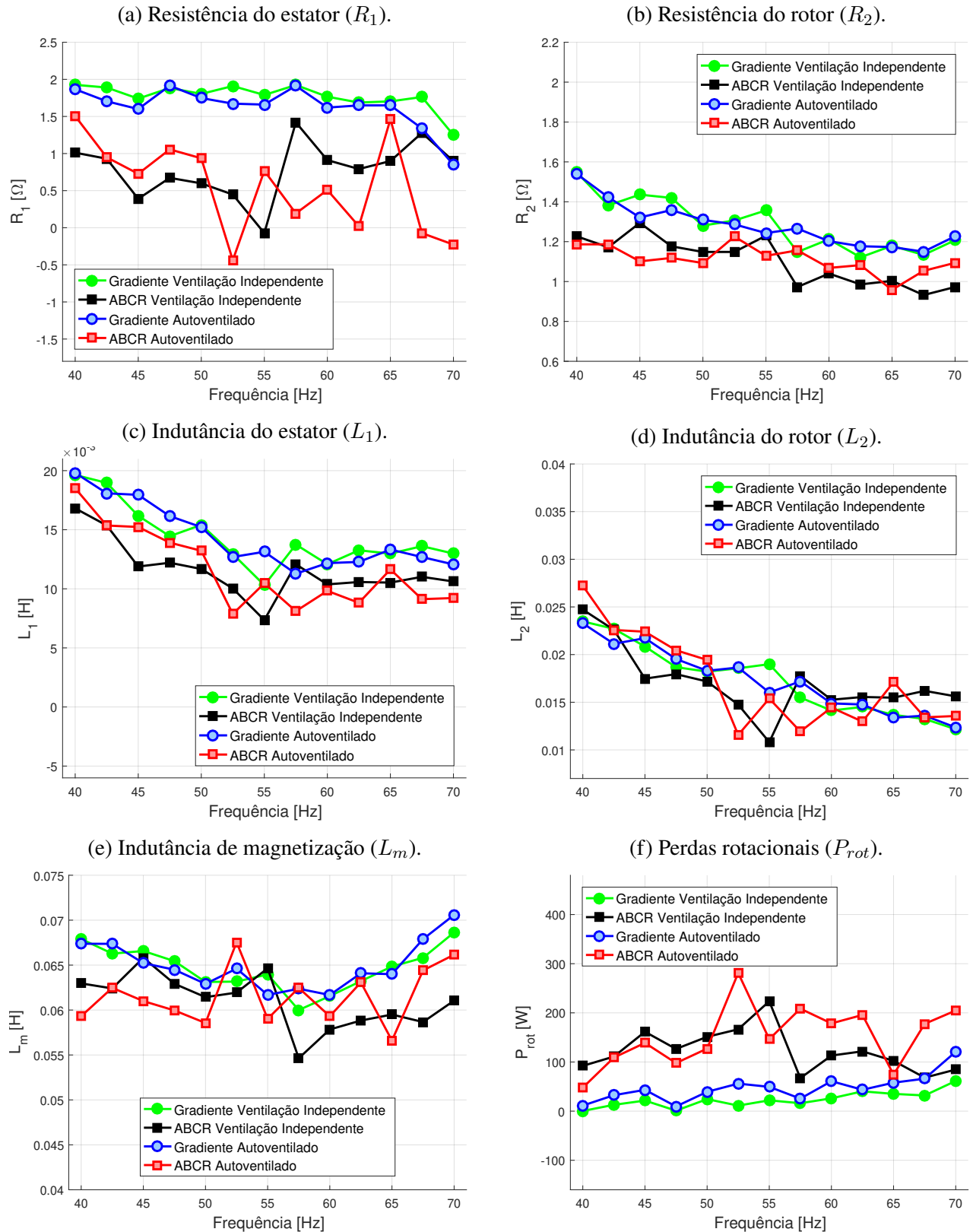
Outro ponto importante refere-se à faixa de frequências na qual foram realizadas as medições sob alimentação por inversor, compreendida entre 40 e 70 Hz. A ausência de dados experimentais em frequências inferiores limita a análise do impacto do regime de ventilação independente, uma vez que, nessa faixa investigada, a frequência de operação não foi suficientemente reduzida para comprometer de forma significativa a capacidade de resfriamento do motor. Como consequência, o efeito térmico observado foi limitado, dificultando a identificação clara de sua influência sobre a estimação dos parâmetros.

Figura 4.12 – Parâmetros do motor alimentado por inversor estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho), com aplicação da correção de tensão.



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 4.13 – Parâmetros do motor alimentado por inversor estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho), sem aplicação da correção de tensão.



Fonte: Elaborado pela autora.

Ademais, ao comparar os resultados obtidos com e sem a aplicação da correção de tensão (Figuras 4.12 e 4.13), não se observam diferenças significativas nos parâmetros estimados. Desse modo, conclui-se que, no intervalo de frequências considerado e para o motor analisado, as variações de tensão e os diferentes regimes de ventilação não exerceram influência dominante sobre o comportamento dos parâmetros, sendo este majoritariamente determinado pelas características do método de estimação e pela variação de frequência.

4.4 Validação da Modelagem do Motor de Indução

Uma vez estimados os parâmetros do circuito equivalente para as diferentes condições de operação e metodologias propostas, torna-se imprescindível avaliar a capacidade desses modelos em reproduzir o comportamento real da máquina. Nesta seção, realiza-se a validação da modelagem por meio da comparação entre as grandezas elétricas e mecânicas calculadas, obtidas a partir dos parâmetros estimados na Seção 4.3, e os valores medidos experimentalmente em laboratório.

Ressalta-se que a etapa de validação foi conduzida considerando níveis de carga distintos daqueles empregados no processo de estimação dos parâmetros. Tal procedimento visa avaliar a capacidade de generalização do modelo, verificando sua aptidão para prever o comportamento da máquina sob condições operacionais não utilizadas durante o ajuste paramétrico.

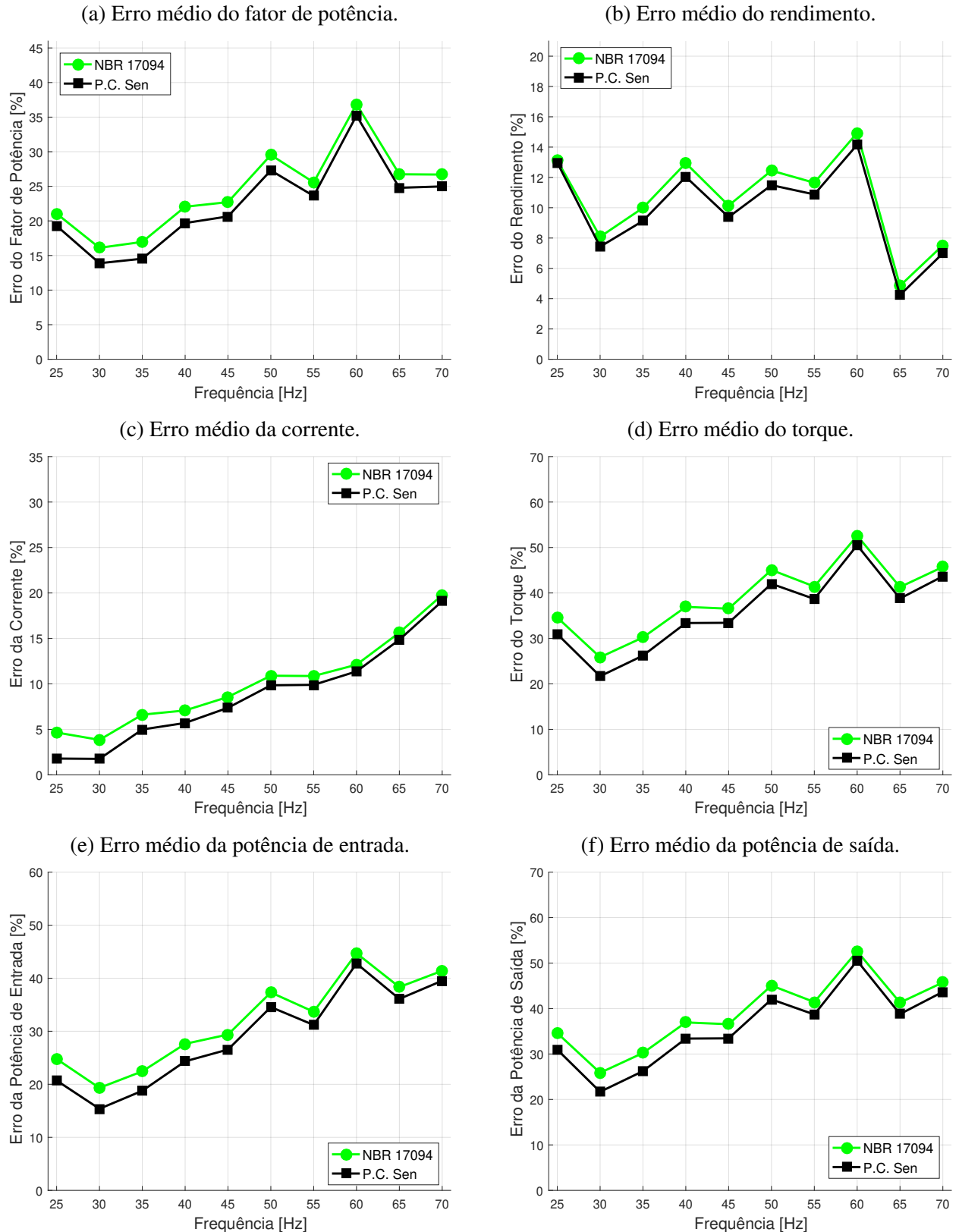
A análise considera o comportamento do fator de potência, do rendimento, da corrente do estator, do torque de saída, bem como das potências de entrada e de saída, ao longo da faixa de frequências considerada. Para quantificar a exatidão de cada método de estimação (VZ/RBL, ABCR e de sua versão aprimorada com o Gradiente) e analisar a influência dos diferentes cenários de alimentação (gerador síncrono e inversor de frequência) e de ventilação, adota-se como métrica a média do módulo do erro relativo, apresentada na Equação (3.25), entre os resultados das grandezas obtidas com os parâmetros estimados e os dados experimentais.

4.4.1 Ensaios a Vazio e de Rotor Bloqueado

As Figuras 4.14 e 4.15 apresentam os erros médios resultantes da validação dos parâmetros estimados a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, conforme as metodologias propostas por P. C. Sen e pela norma NBR 17094, considerando os casos com e sem aplicação da correção de tensão.

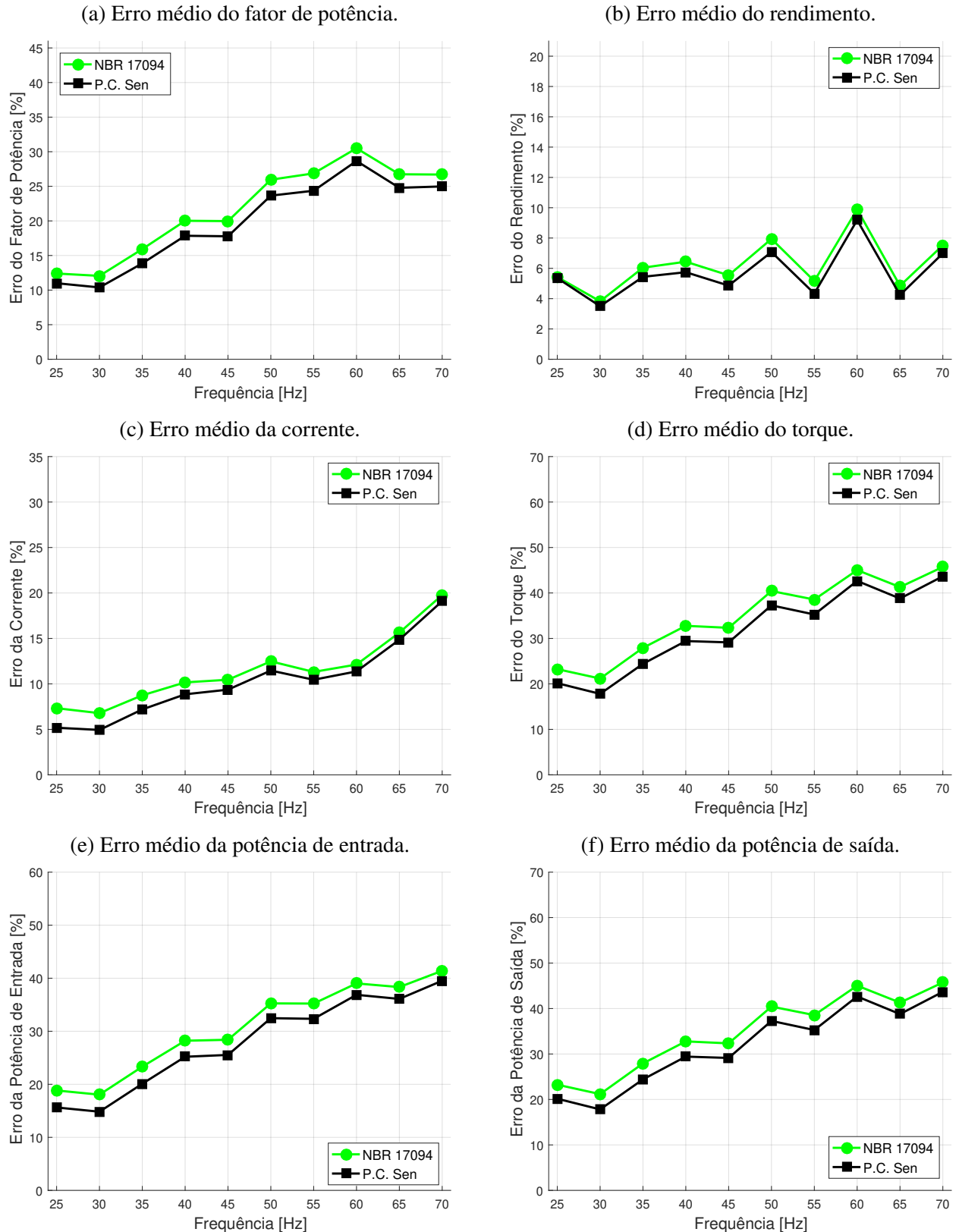
Em todos os gráficos apresentados nessas figuras, observa-se que os erros foram menores quando se utilizou o método proposto por P. C. Sen. Esse resultado indica que, embora essa metodologia constitua uma simplificação em relação à norma, os parâmetros estimados por esse procedimento proporcionaram um desempenho superior na etapa de validação. Tal resultado evidencia que, para o motor estudado, a metodologia proposta por P. C. Sen, apesar de sua formulação simplificada, foi capaz de fornecer parâmetros que reproduzem com maior acurácia o comportamento experimental da máquina quando comparada à abordagem normativa.

Figura 4.14 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, considerando correção de tensão e alimentação por gerador síncrono. A curva verde refere-se à NBR 17094-3, enquanto a curva preta corresponde à metodologia de P. C. Sen.



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 4.15 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem correção de tensão e alimentação por gerador síncrono. A curva verde refere-se à NBR 17094-3, enquanto a curva preta corresponde à metodologia de P. C. Sen.



Fonte: Elaborado pela autora.

A norma NBR 17094-3 emprega um procedimento iterativo para a separação das reatâncias do estator e do rotor, X_1 e X_2 , respectivamente. Na presença de ruído nos dados experimentais, esse processo de refinamento pode amplificar incertezas e introduzir erros nos parâmetros estimados.

Em contraste, o método proposto por P. C. Sen adota uma formulação simplificada, na qual se assume uma relação constante entre X_1 e X_2 , definida de acordo com a categoria do motor. No caso específico analisado, essa restrição matemática atuou como um mecanismo de robustez, limitando a sensibilidade do modelo a variações nos dados de entrada e resultando em parâmetros que representam de forma mais consistente o comportamento global da máquina quando comparados à separação detalhada prevista na norma.

Ademais, observa-se que as tendências apresentadas nas Figuras 4.14 e 4.15, correspondentes aos casos com e sem correção de tensão, são bastante semelhantes. Esse resultado valida a consistência da metodologia de obtenção dos parâmetros a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado para uma faixa de frequência. Adicionalmente, o desempenho superior do método proposto por P. C. Sen em ambos os cenários reforça que tal comportamento não é circunstancial, mas inerente às características do método quando aplicado ao motor em estudo.

4.4.2 Motor Autoventilado Alimentado por Gerador Síncrono

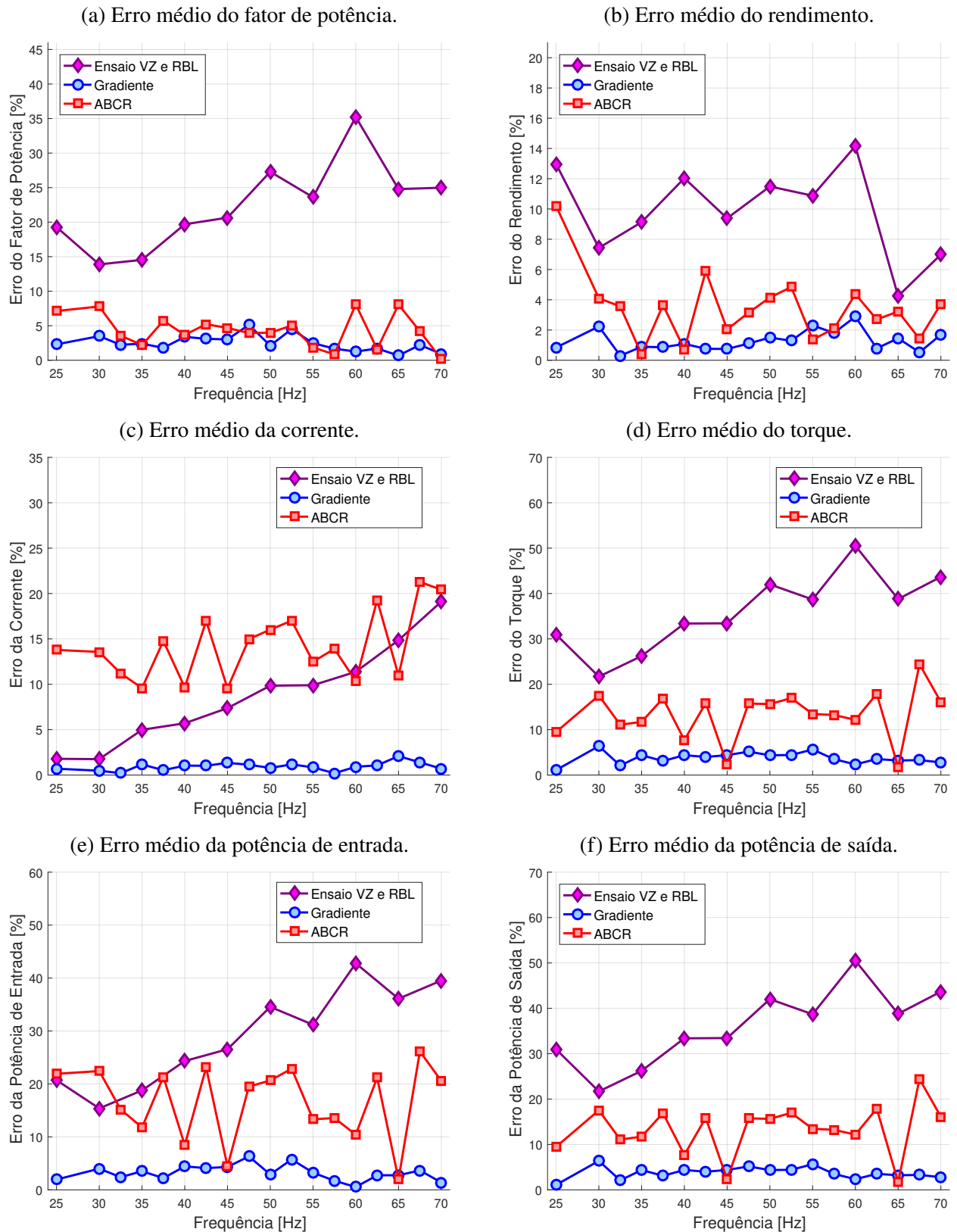
As Figuras 4.16 e 4.17 apresentam os erros médios resultantes da validação dos parâmetros estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original (curvas azuis e vermelhas), em comparação com aqueles obtidos a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (curvas roxas), considerando os casos com e sem aplicação da correção de tensão. Para essa análise, foi considerado o motor alimentado por gerador síncrono, operando em regime de autoventilação.

Ressalta-se que, nos resultados referentes aos ensaios em vazio e de rotor bloqueado apresentados a seguir, foi adotada a metodologia proposta por P. C. Sen. Essa escolha fundamenta-se no fato de que essa abordagem apresentou erros médios inferiores na etapa de validação, conforme evidenciado nas Figuras 4.14 e 4.15.

A partir da análise das Figuras 4.16 e 4.17, observa-se que a curva associada ao método ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente (curva azul) apresenta, para a maioria das grandezas e frequências analisadas, os menores valores de erro médio, tanto nos casos com correção quanto sem correção de tensão. Tal desempenho pode ser atribuído à natureza do método do Gradiente, que consiste em um processo de otimização matemática voltado à minimização da diferença entre a resposta do modelo e os dados experimentais. Dessa forma, o método é capaz de identificar um conjunto de parâmetros que reproduz o comportamento do motor com elevada exatidão, resultando em erros frequentemente inferiores a 5%.

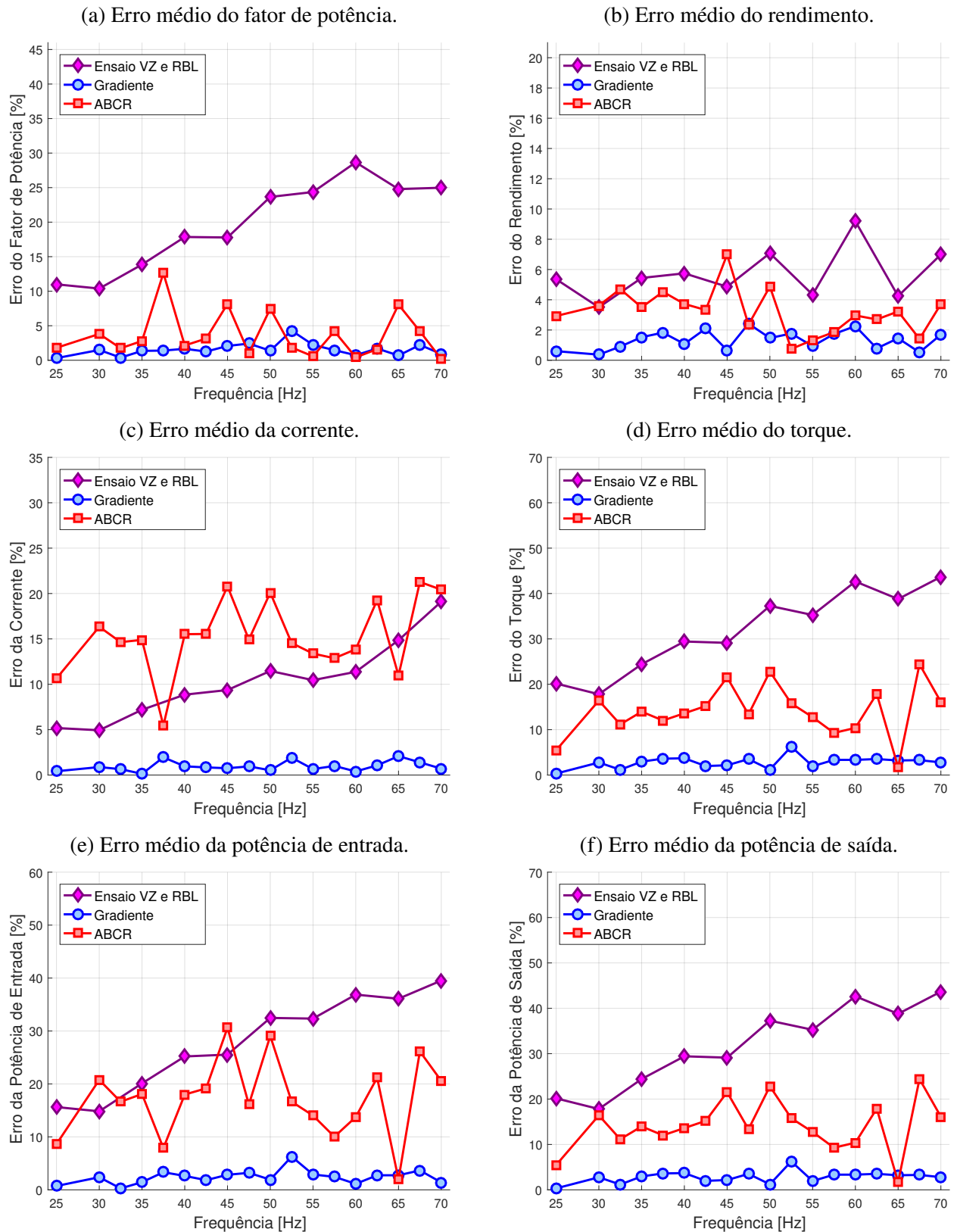
Ademais, observa-se que, na maioria dos casos, o método ABCR (curvas vermelhas) foi capaz de reduzir os erros em relação aos resultados obtidos a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado. Ainda assim, a aplicação subsequente do método do Gradiente possibilitou

Figura 4.16 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, considerando correção de tensão e alimentação por gerador síncrono. As metodologias consideradas são: ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo), método ABCR aprimorado com Gradiente (azul) e método ABCR em sua forma original (vermelho).



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 4.17 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem correção de tensão e alimentação por gerador síncrono. As metodologias consideradas são: ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo), método ABCR aprimorado com Gradiente (azul) e método ABCR em sua forma original (vermelho).



Fonte: Elaborado pela autora.

uma redução adicional dos erros. Esse resultado indica que a modelagem adotada foi capaz de se aproximar de forma ainda mais precisa das grandezas medidas experimentalmente.

Adicionalmente, a partir da análise das Figuras 4.16(d), 4.16(f), 4.17(d) e 4.17(f), verifica-se que o método clássico, baseado nos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL – curva roxa), apresenta erros elevados na estimação do torque e da potência de saída, atingindo valores da ordem de 40 a 50%. Esse resultado indica que os parâmetros obtidos a partir desses ensaios, embora fisicamente coerentes, conforme discutido na Seção 4.3, não são suficientes para prever com exatidão o comportamento da máquina sob carga ao longo de uma faixa ampla de frequências.

Tal limitação decorre do fato de que o modelo clássico, fundamentado nos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, apresenta dificuldade em representar adequadamente efeitos não lineares que se manifestam sob carga, como a saturação magnética e o efeito pelicular no rotor.

Conforme apresentado na Seção 4.3, verificou-se que o método ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente pode conduzir à estimação de parâmetros com comportamento oscilatório e valores fisicamente irreais, como, por exemplo, perdas rotacionais negativas. Esse resultado evidencia que o método, ao buscar minimizar a discrepância entre as grandezas simuladas e as medidas experimentalmente, tende a compensar limitações inerentes ao modelo ajustando os parâmetros para valores que, embora matematicamente adequados, carecem de consistência física. Dessa forma, o método ABCR aprimorado com Gradiente privilegia a acurácia da resposta do modelo na etapa de validação em detrimento da representatividade física dos parâmetros internos do circuito equivalente.

Ademais, a partir da análise das Figuras 4.16 e 4.17, correspondentes aos casos com e sem correção de tensão, respectivamente, conclui-se que o método com otimização por Gradiente apresenta robustez não apenas em relação à variação da frequência de alimentação, mas também quanto ao nível de magnetização da máquina. Tanto na operação com fluxo nominal (com correção de tensão) quanto em regime de enfraquecimento (sem correção), o algoritmo é capaz de convergir para um conjunto de parâmetros solução do problema de otimização matematicamente consistente, resultando, em todos os cenários analisados, em erros inferiores a 5%.

4.4.3 Motor com Ventilação Independente Alimentado por Gerador Síncrono

As Figuras 4.18 e 4.19 apresentam os erros médios obtidos na validação dos parâmetros estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando o motor operando sob regimes de autoventilação (curvas azul e vermelho) e ventilação independente (curvas verde e preto), em comparação com os resultados provenientes dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (curvas roxas). A análise considera os casos com e sem aplicação da correção de tensão, sendo o motor alimentado por gerador síncrono.

Na Seção 4.3, observou-se que a utilização da ventilação independente não resultou em alterações significativas nos parâmetros estimados. Tal comportamento pode ser atribuído ao

Figura 4.18 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, considerando a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo), e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho).

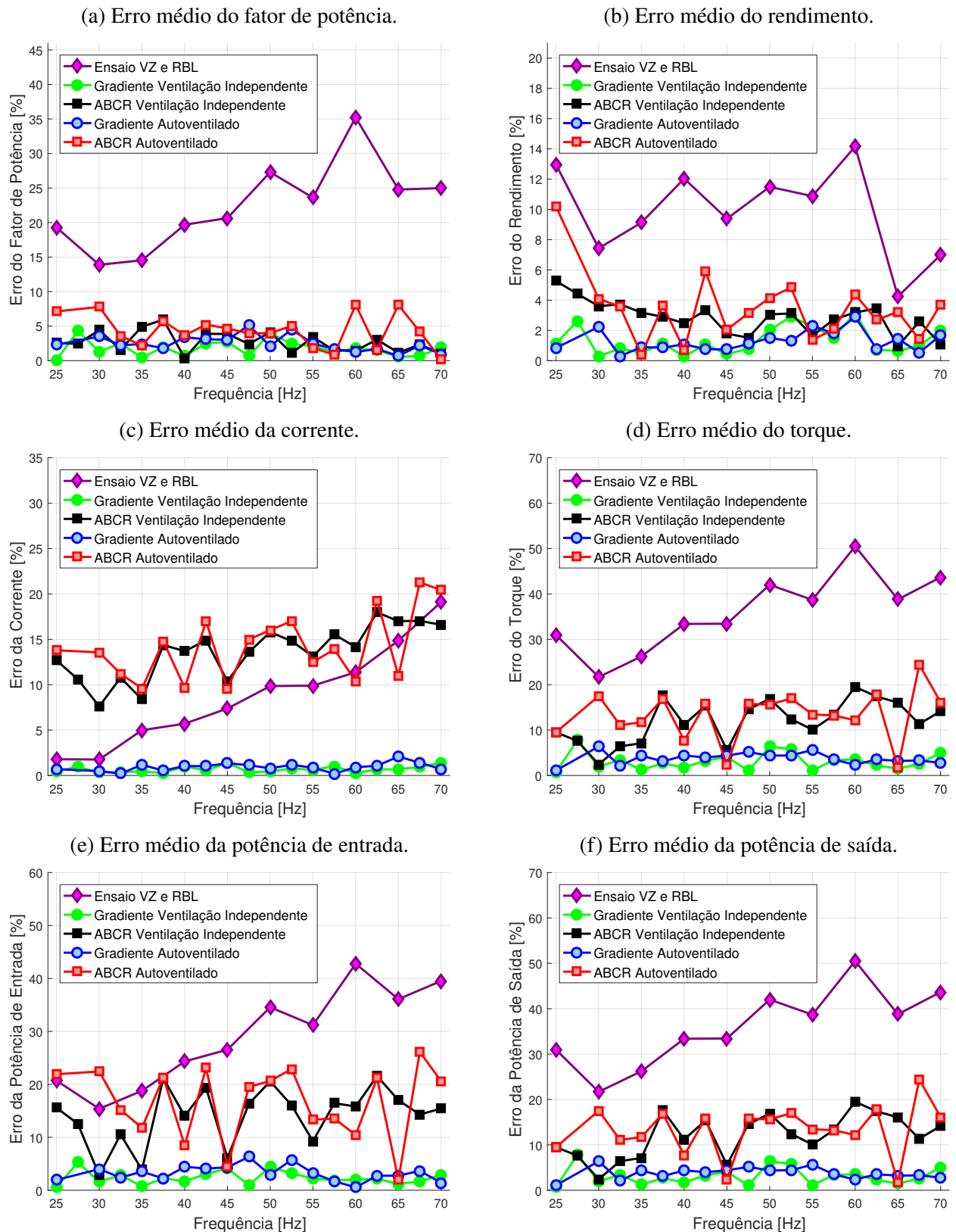
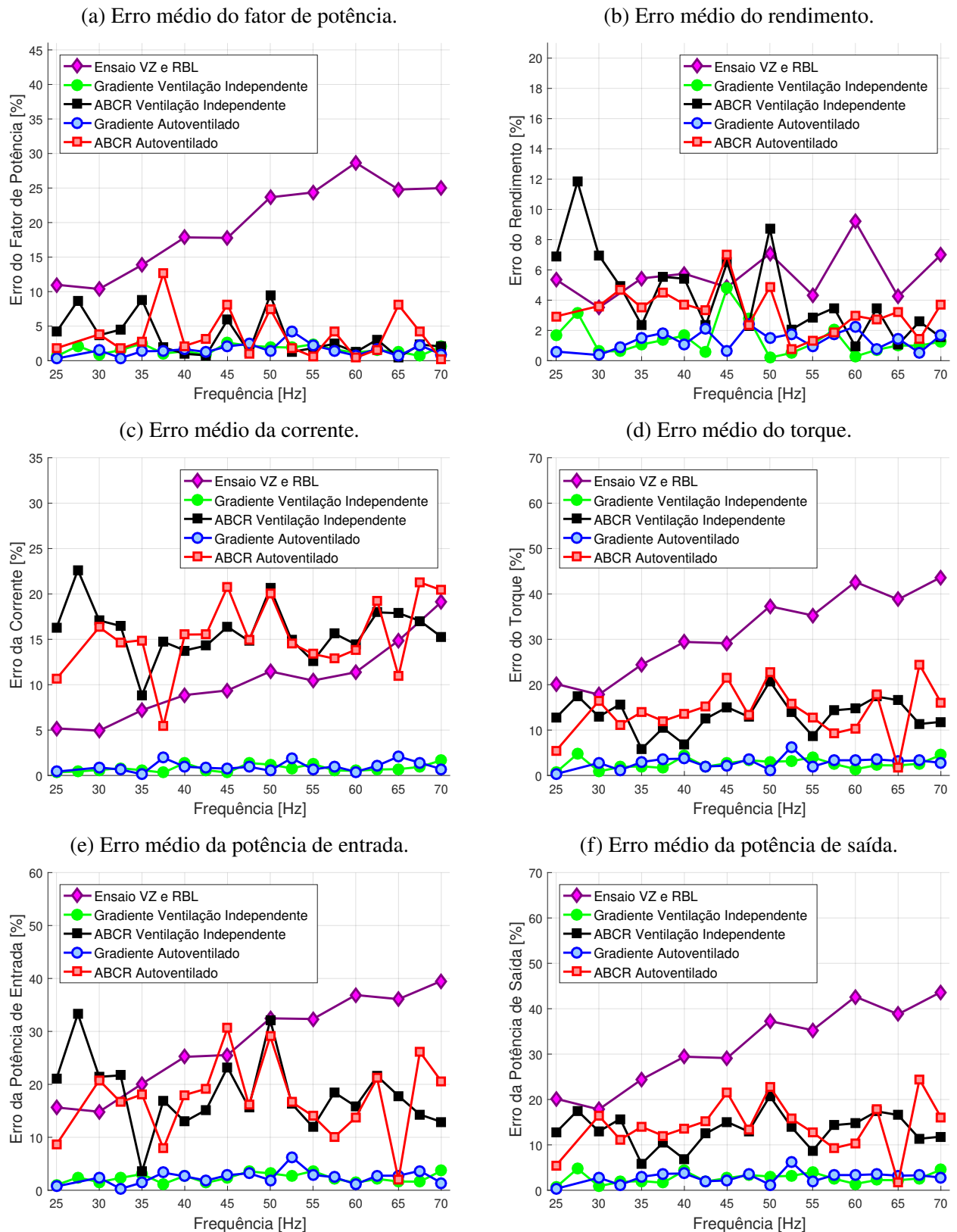


Figura 4.19 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo), e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho).



fato de que a aquisição dos dados experimentais foi suficientemente rápida para que a inércia térmica do cobre limitasse o aumento de temperatura no caso de autoventilação, não ocasionando, portanto, variações expressivas nos valores dos parâmetros.

Em consonância com essa observação, a análise dos gráficos apresentados nas Figuras 4.18 e 4.19 evidencia uma forte proximidade entre as curvas de erro associadas aos dois regimes de ventilação. Tanto para o método ABCR aprimorado (Gradiente), quanto para o método ABCR em sua forma original, os resultados obtidos com ventilação independente mostraram-se semelhantes àqueles obtidos sob autoventilação. Essa similaridade corrobora as conclusões da Seção 4.3, na qual se verificou que os parâmetros estimados apresentaram baixa sensibilidade às diferentes condições térmicas analisadas.

Esse comportamento permite concluir que, para as condições de ensaio consideradas, o efeito térmico decorrente da redução da velocidade da ventoinha acoplada ao eixo, no caso de autoventilação, não constituiu o fator dominante na determinação da exatidão do modelo. A magnitude dos erros de validação mostra-se governada primordialmente pelas limitações intrínsecas do circuito equivalente e dos métodos de estimação em representar adequadamente a variação da frequência, e não pela variação da resistência elétrica associada ao aumento de temperatura.

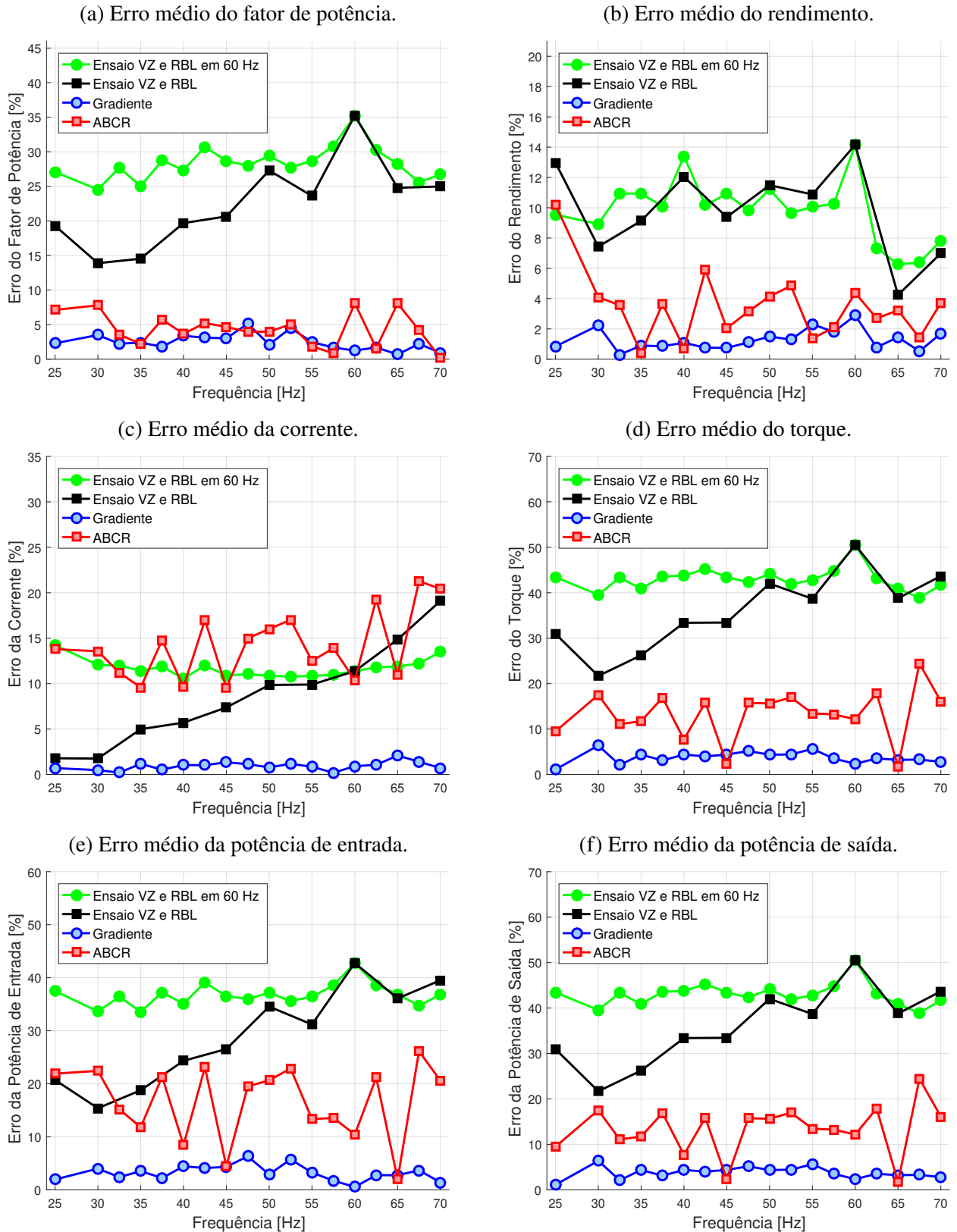
Em síntese, a utilização da ventilação independente atuou como um mecanismo de controle experimental, permitindo descartar a hipótese de que o aquecimento excessivo fosse a principal causa de possíveis erros elevados em baixas rotações. Dessa forma, uma vez que os erros permaneceram em níveis semelhantes mesmo sob condições de temperatura controlada, confirma-se a robustez dos parâmetros estimados frente a diferentes condições térmicas.

4.4.4 Ensaios a Vazio e de Rotor Bloqueado na Frequência Nominal

Em contextos práticos reais, é comum a realização dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado apenas em frequência nominal, seguida da utilização dos parâmetros obtidos para as demais frequências de operação. Nesses casos, assume-se que as indutâncias e resistências do circuito equivalente permanecem constantes, sendo ajustados apenas a frequência empregada no cálculo das reatâncias, a velocidade síncrona e a tensão aplicada, no cálculo das grandezas elétricas e mecânicas do motor.

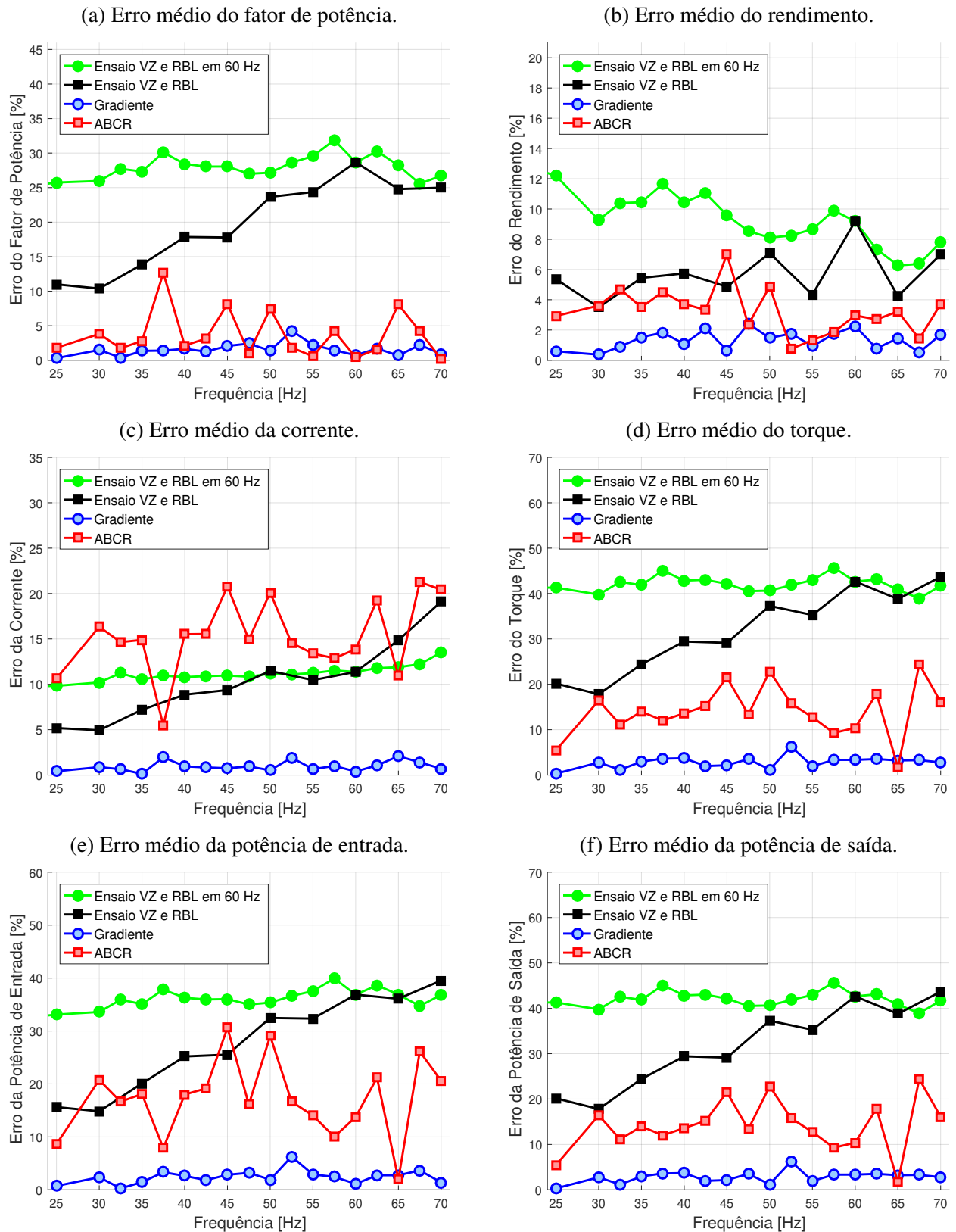
Nesse contexto, as Figuras 4.20 e 4.21 apresentam os erros médios obtidos na validação dos parâmetros com e sem correção de tensão, respectivamente. As curvas em verde representam os resultados calculados a partir dos parâmetros obtidos nos ensaios em vazio e de rotor bloqueado realizados em 60 Hz, os quais foram utilizados para as demais frequências de operação. Esses resultados são comparados com aqueles obtidos a partir de parâmetros estimados individualmente em cada frequência por meio dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, bem como pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, representados, respectivamente, pelas curvas em preto, azul e vermelho. De modo que, a análise foi realizada considerando o motor alimentado por gerador síncrono e operando em regime de

Figura 4.20 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, considerando a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, na frequência nominal e para cada frequência (verde e preto), e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original (azul e vermelho).



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 4.21 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado, na frequência nominal e para cada frequência (verde e preto), e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original (azul e vermelho).



Fonte: Elaborado pela autora.

autoventilação.

A análise gráfica das Figuras 4.20 e 4.21 revela que a simplificação do modelo, representada pela curva verde, resultou, na maioria dos casos, em erros relativos superiores àqueles obtidos pelo método de estimação ponto a ponto, representado pela curva preta. Observa-se que a curva verde se posiciona sistematicamente acima da curva preta ao longo das frequências analisadas.

Esse aumento nos erros evidencia as limitações associadas à utilização dos parâmetros para as demais frequências de operação. Ao assumir que as indutâncias e resistências permanecem inalteradas, a abordagem simplificada não é capaz de capturar adequadamente fenômenos não lineares que se manifestam em cada ponto de operação específico, tais como a variação da resistência do rotor (R_2) em decorrência do efeito pelicular e as alterações na indutância de magnetização (L_m) associadas a diferentes níveis de saturação, particularmente em baixas frequências. Em contrapartida, o método ponto a ponto (curva preta), ao estimar os parâmetros para cada frequência, incorpora essas variações físicas ao modelo, resultando em uma representação mais fiel do comportamento da máquina e, conseqüentemente, em menores erros de validação.

Contudo, observa-se nas Figuras 4.20(c) e 4.21(c) uma exceção na região de enfraquecimento de campo, correspondente às frequências superiores a 60 Hz, na qual a metodologia simplificada apresentou desempenho superior na estimativa da corrente. Tal comportamento decorre do fato de que o ensaio de rotor bloqueado realizado em frequências elevadas tende a superestimar o efeito pelicular quando comparado à condição real de operação do motor, introduzindo distorções nos parâmetros estimados. Nesse contexto, a extrapolação dos parâmetros obtidos em 60 Hz tende a mitigar essas distorções na região de enfraquecimento de campo, resultando em estimativas mais adequadas da corrente.

Portanto, conclui-se que, embora a utilização dos parâmetros obtidos em frequência nominal constitua uma abordagem prática para estimativas iniciais, a realização de ensaios dedicados para cada frequência de operação mostra-se justificável quando busca-se maior exatidão na modelagem. Ressalta-se, contudo, que tal procedimento implica a necessidade de uma fonte de tensão com frequência variável, bem como maior complexidade experimental, o que pode limitar sua aplicação em contextos onde essa infraestrutura não esteja disponível.

Ainda assim, destaca-se que mesmo o método clássico mais rigoroso, representado pela estimação ponto a ponto, apresentou desempenho inferior ao método de otimização numérica que utiliza o Gradiente (curva azul) em todas as grandezas analisadas, tanto nos casos com quanto sem aplicação da correção de tensão.

4.4.5 Metodologia ABCR na Frequência Nominal

Outra possibilidade consiste na utilização dos parâmetros obtidos pela metodologia ABCR em 60 Hz, utilizando-os para as demais frequências de operação, mantendo-se constantes as resistências e indutâncias do circuito equivalente. Tal abordagem mostra-se justificável, uma vez que essa metodologia foi originalmente proposta e validada em 60 Hz por Amaral et al. (2021). Dessa forma, em aplicações práticas, pode ser mais conveniente utilizar os parâmetros estimados

em frequência nominal, em vez de reaplicar o método de estimação para cada frequência considerada.

As Figuras 4.22 e 4.23 apresentam os erros médios de validação, com e sem aplicação da correção de tensão, respectivamente, para a metodologia ABCR aplicada exclusivamente aos dados obtidos na frequência nominal de 60 Hz (curva verde), cujos parâmetros foram utilizados para as demais frequências de operação. Esses resultados são comparados com aqueles obtidos a partir das metodologias aplicadas individualmente em cada frequência, a saber: ensaios em vazio e de rotor bloqueado (curva preta), método ABCR aprimorado com Gradiente (curva azul) e método ABCR em sua forma original (curva vermelha). A análise considera o motor autoventilado alimentado por gerador síncrono.

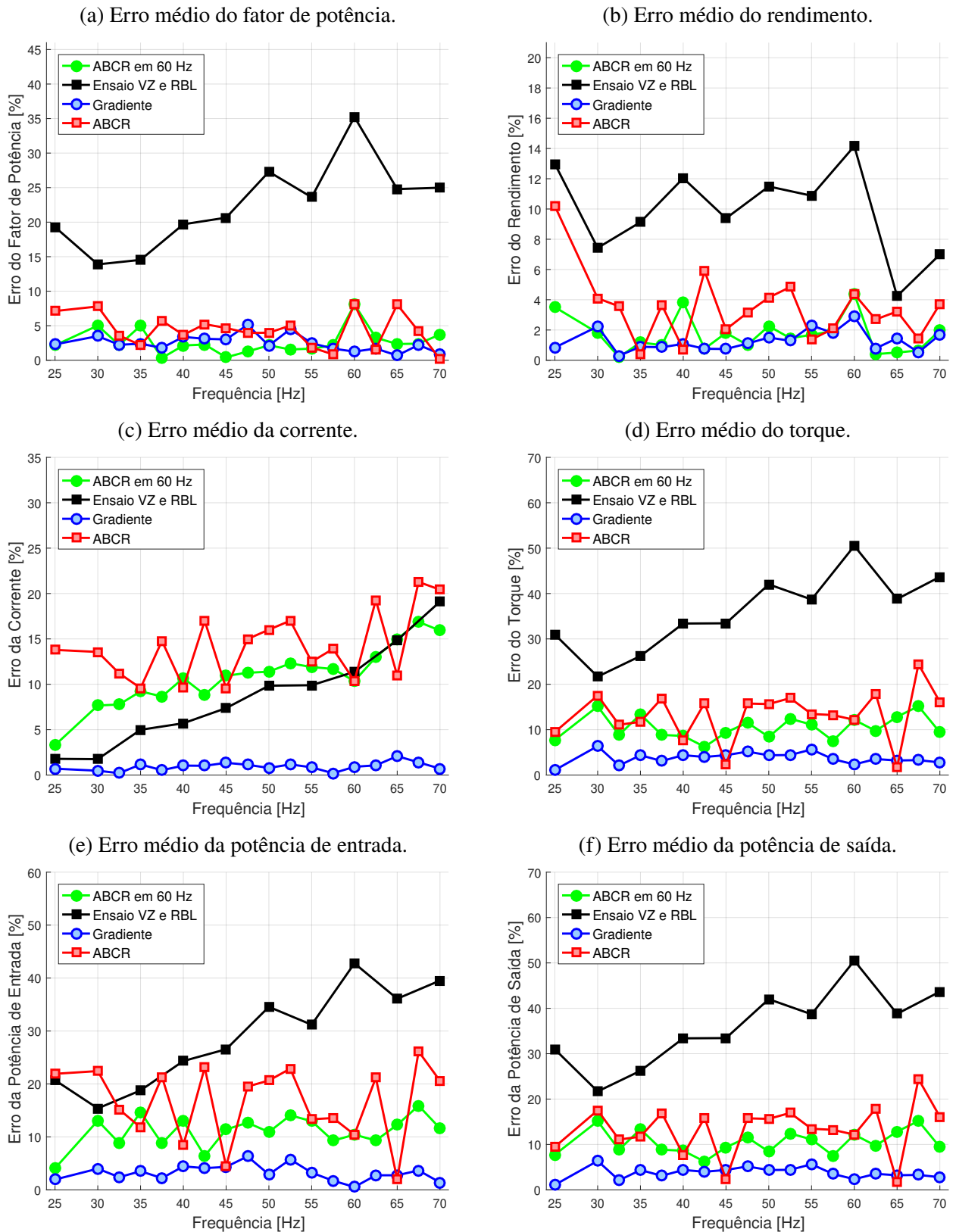
A análise comparativa dessas figuras revela que a metodologia ABCR aplicada à frequência nominal (curva verde) apresentou desempenho consistentemente superior ao da metodologia clássica de ensaios em vazio e de rotor bloqueado (curva preta) na predição do comportamento do motor sob operação em frequência variável, para a maior parte das grandezas analisadas. Essa vantagem torna-se particularmente evidente na estimativa do torque, conforme ilustrado nas Figuras 4.22(d) e 4.23(d). Enquanto o método clássico resultou em erros de torque situados entre 20% e 50%, a abordagem baseada na metodologia ABCR reduziu esses erros para valores inferiores a 15% na maior parte do espectro de frequências.

Além disso, a comparação entre a metodologia ABCR aplicada exclusivamente à frequência nominal (curva verde) e a caracterização ponto a ponto (curva vermelha) indica que a utilização dos parâmetros obtidos em 60 Hz não introduziu erros significativos. Pelo contrário, em diversas faixas de frequência, observa-se que a curva verde acompanha a tendência da curva vermelha, sugerindo que os parâmetros estimados em 60 Hz são capazes de capturar adequadamente o comportamento da máquina ao longo da faixa de frequência considerada.

Destaca-se ainda que, em alguns pontos, a abordagem simplificada (curva verde) apresentou resultados de validação superiores à caracterização ponto a ponto (curva vermelha). Tal comportamento pode ser atribuído à maior sensibilidade da estimação pontual às incertezas experimentais, uma vez que a determinação dos parâmetros em cada frequência individual tende a absorver ruídos e oscilações presentes nas medições locais, propagando-os para o modelo. Em contrapartida, a utilização de parâmetros constantes atua como um mecanismo de regularização, atenuando essas flutuações de medição e conferindo maior robustez ao modelo, o que se reflete em curvas de erro mais suaves e consistentes.

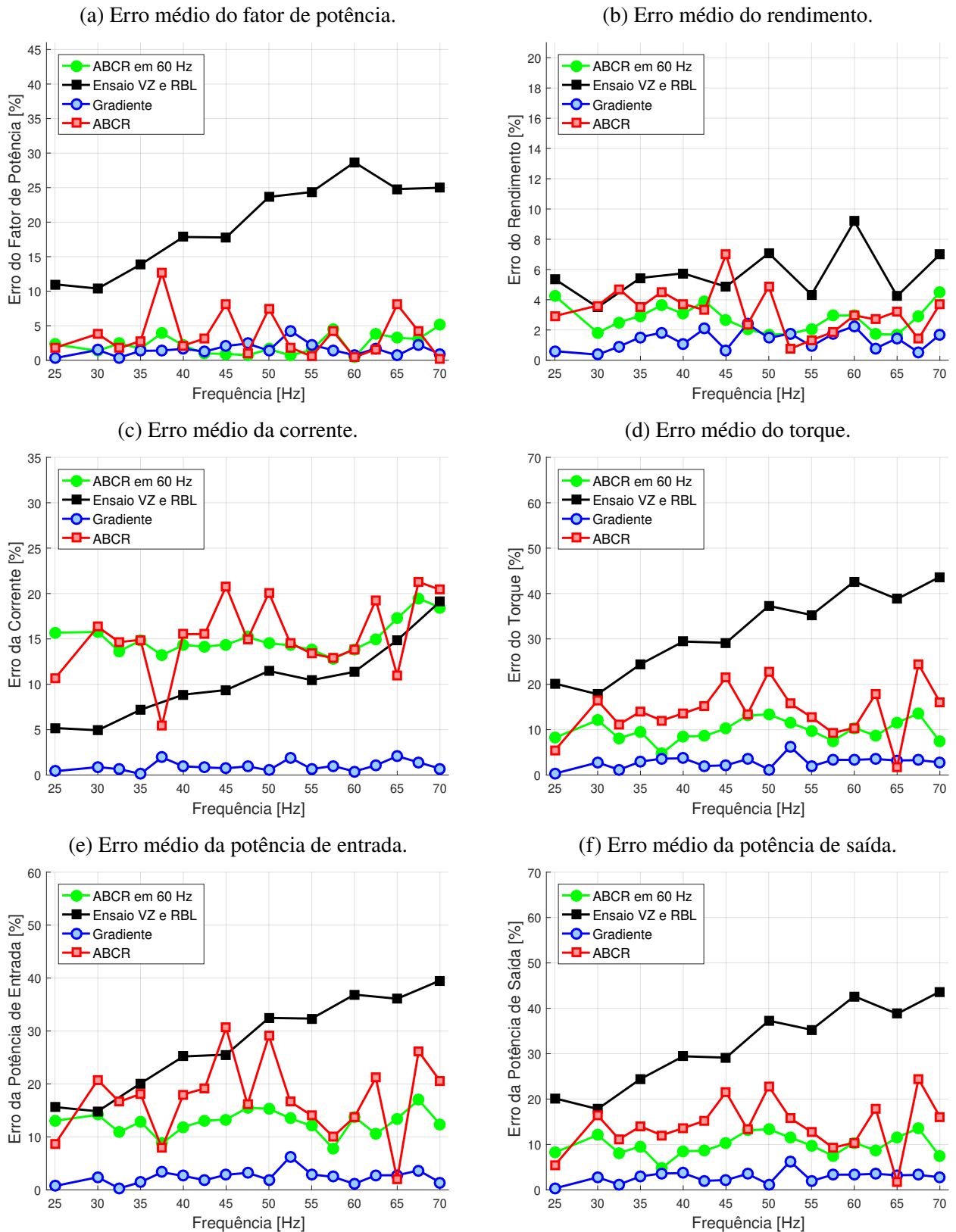
Ainda assim, de forma consistente com os resultados previamente discutidos, o método ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente (curva azul) manteve desempenho superior em termos de exatidão ao longo de toda a faixa de frequência analisada. A comparação entre as curvas evidencia que os erros de validação obtidos pelo método ABCR aprimorado (Gradiente) permanecem sistematicamente inferiores aos da metodologia ABCR em sua forma original, independentemente de esta ser aplicada de forma pontual ou apenas na frequência nominal. Esse resultado reforça que, embora a extrapolação dos parâmetros obtidos em 60 Hz pela metodologia

Figura 4.22 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, com a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos métodos ABCR na frequência nominal (verde), ensaios em vazio e de rotor bloqueado (preto), método ABCR aprimorado com Gradiente (azul) e método ABCR em sua forma original para cada frequência (vermelho).



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 4.23 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos pelos métodos ABCR na frequência nominal (verde), ensaios em vazio e de rotor bloqueado (preto), método ABCR aprimorado com Gradiente (azul) e método ABCR em sua forma original para cada frequência (vermelho).



Fonte: Elaborado pela autora.

ABCR constitua uma alternativa robusta e de baixo custo experimental para aplicações gerais, o método com Gradiente permanece indispensável em situações que demandem elevada fidelidade na representação do comportamento da máquina, garantindo erros médios predominantemente inferiores a 5% para as grandezas eletromecânicas.

4.4.6 Motor Autoventilado Alimentado por Inversor e Gerador Síncrono

Na sequência, são comparados os desempenhos das estimativas de parâmetros considerando alimentação por gerador síncrono e por inversor de frequência. Essa análise tem por objetivo avaliar a robustez das metodologias de estimação mesmo na presença de distorções harmônicas adicionais introduzidas pelo inversor.

As Figuras 4.24 e 4.25 apresentam os erros médios das grandezas estimadas em relação aos valores medidos experimentalmente, considerando, respectivamente, os casos com e sem aplicação da correção de tensão.

Nessas figuras são comparados erros com os parâmetros obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado sob alimentação por gerador síncrono (curva roxa) com aqueles estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, aplicados sob alimentação por gerador (curvas verde e preta) e por inversor de frequência (curvas azul e vermelha).

A análise das Figuras 4.24 e 4.25 permite constatar que, para cada método de estimação avaliado, o erro manteve-se em magnitudes semelhantes, independentemente da alimentação utilizada. Tais resultados demonstram que a variação no contexto de alimentação não exerce impacto significativo na validação dos resultados obtidos.

Apesar da similaridade geral, nota-se uma sutil diminuição da magnitude do erro quando o sistema é alimentado pelo inversor. Tal discrepância justifica-se pelo método de aquisição dos dados. Visto que, enquanto no cenário com o gerador síncrono utilizou-se um osciloscópio para a coleta instantânea dos dados, nos ensaios com o inversor empregou-se um analisador de energia. Este equipamento realizou a aquisição calculando a média dos valores em intervalos de 5 segundos. Tal procedimento filtrou oscilações momentâneas que, na leitura instantânea, seriam incorporadas, resultando assim na consequente redução dos erros de estimação.

Entretanto, ao analisar os resultados específicos do método ABCR aprimorado com Gradiente, observa-se que essa redução de erro entre as fontes de alimentação é marginal. Mesmo sob a alimentação do gerador síncrono, os erros mantiveram-se inferiores a 5%, evidenciando a capacidade desta metodologia em reproduzir com elevada exatidão as grandezas do motor de indução. O contraste torna-se ainda mais evidente ao comparar os métodos de otimização (curvas verde e azul) com os resultados dos ensaios tradicionais em vazio e de rotor bloqueado (curva roxa). Verifica-se uma divergência expressiva entre as abordagens, indicando desempenho substancialmente superior do método ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente em termos de acurácia na estimação das grandezas analisadas.

Figura 4.24 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas em relação aos valores medidos experimentalmente, considerando a aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, em roxo) e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, sob alimentação por gerador síncrono (curvas verde e preta) e por inversor de frequência (curvas azul e vermelha).

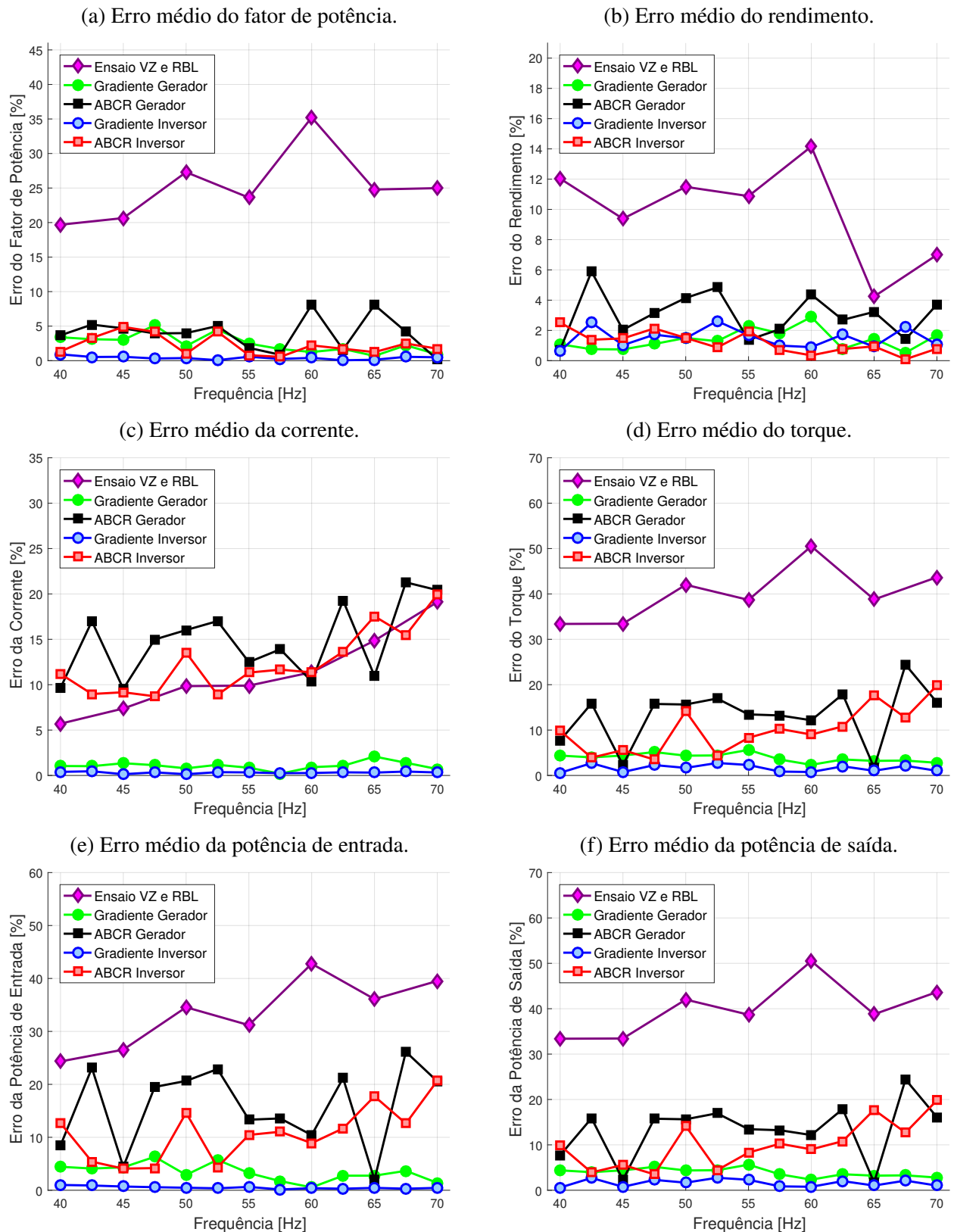


Figura 4.25 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas em relação aos valores medidos experimentalmente, sem aplicação da correção de tensão. Os parâmetros foram obtidos a partir dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, em roxo) e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, sob alimentação por gerador síncrono (curvas verde e preta) e por inversor de frequência (curvas azul e vermelha).

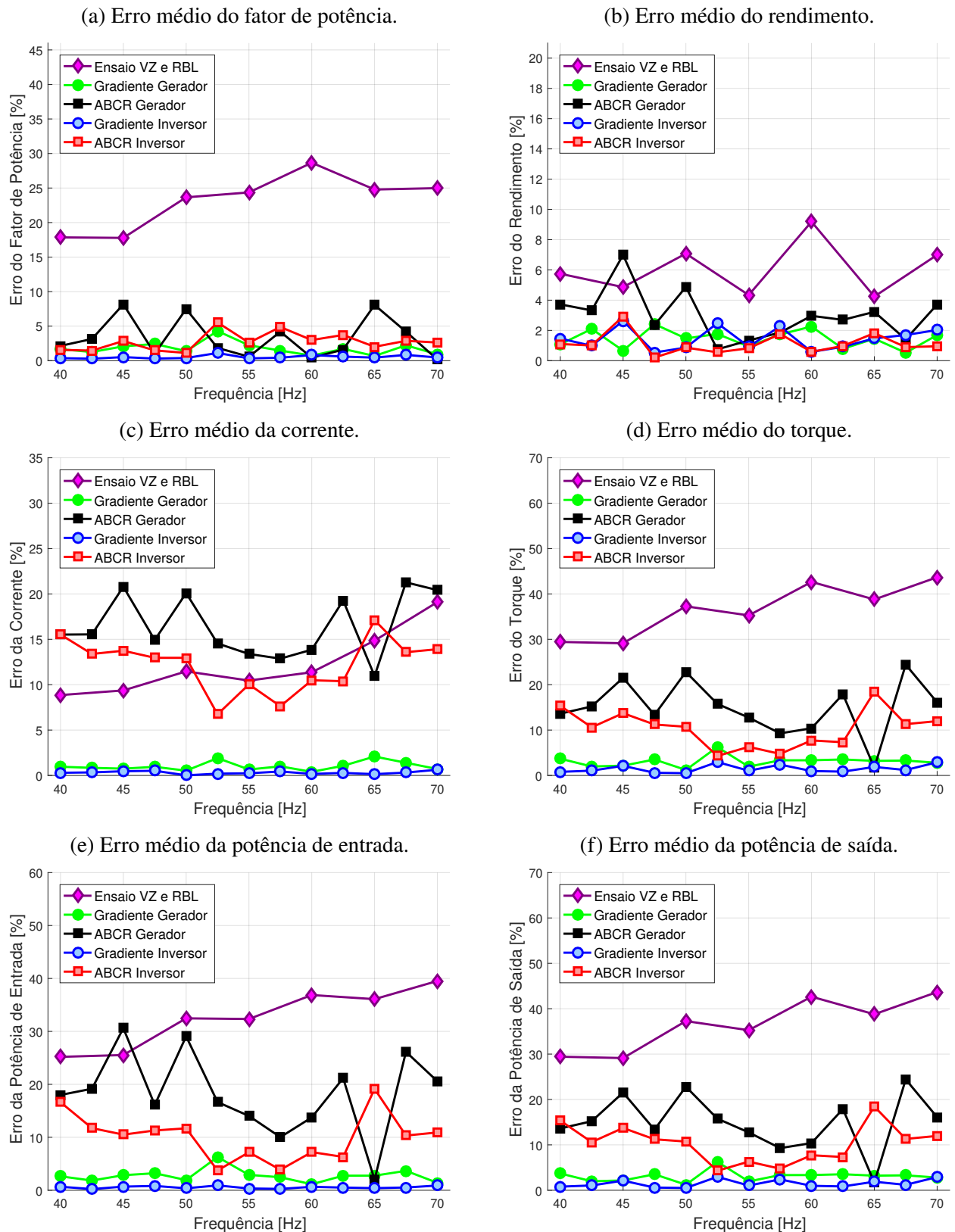
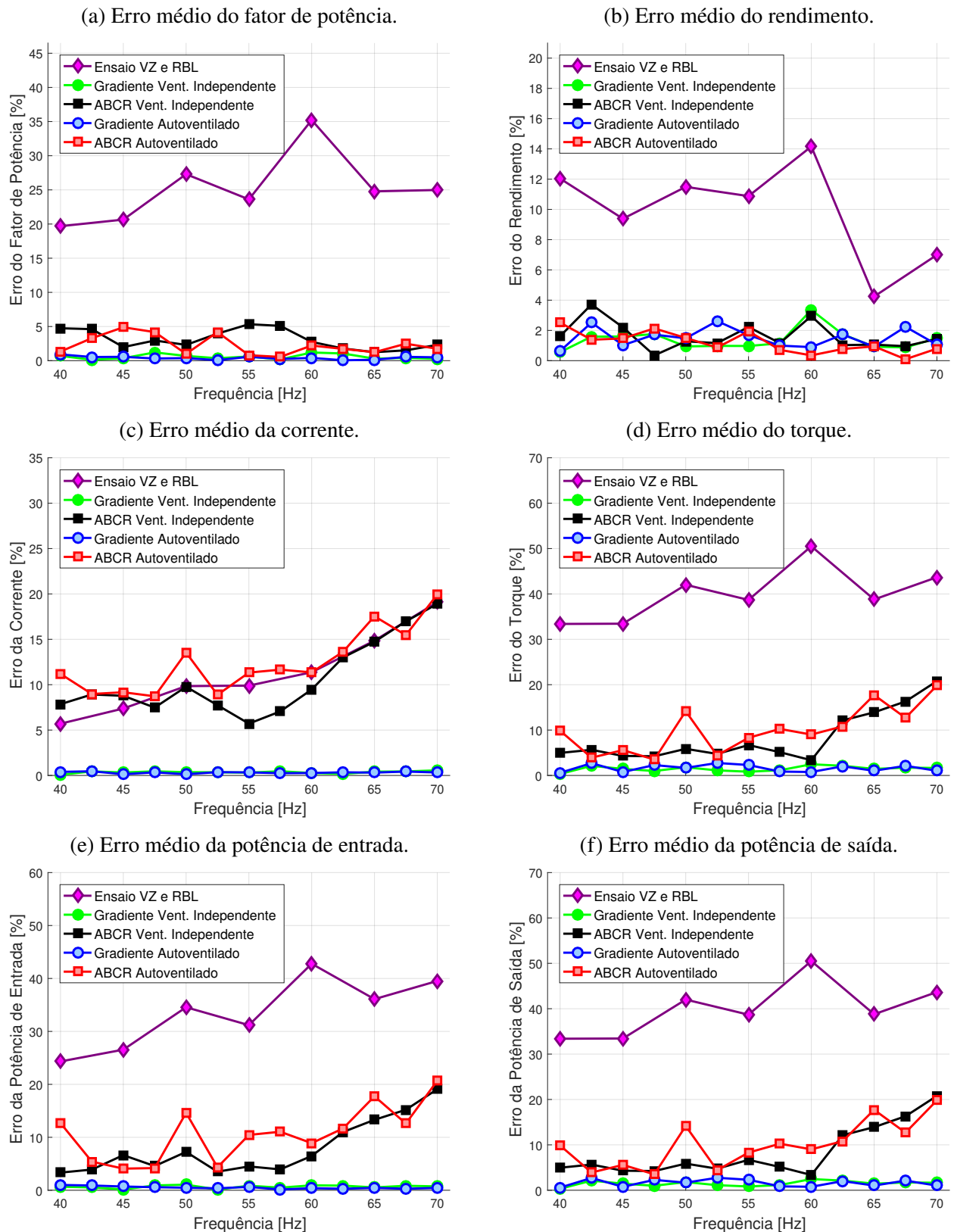
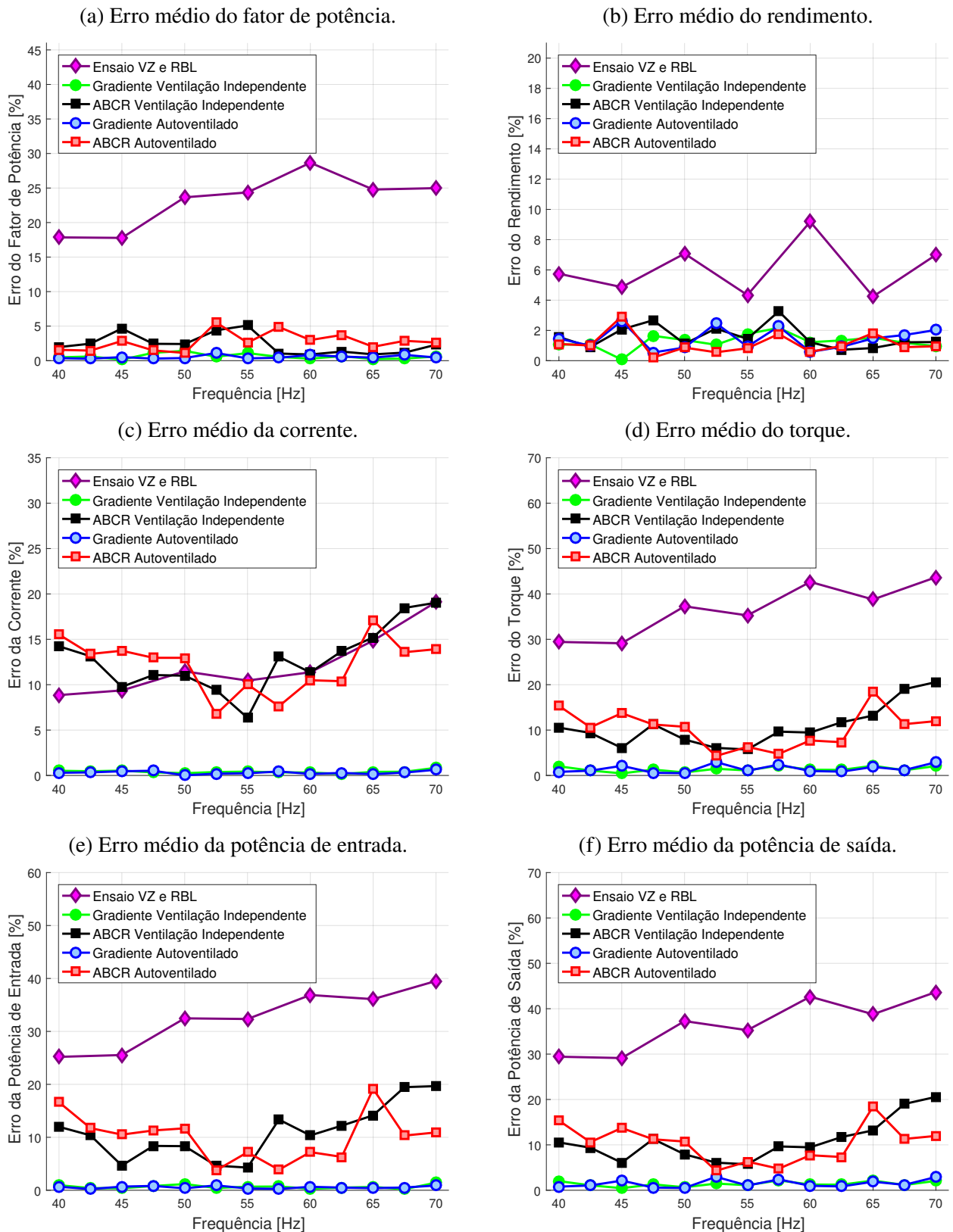


Figura 4.26 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, considerando a aplicação da correção de tensão e alimentação por inversor. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo) e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho).



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 4.27 – Média do módulo do erro relativo das grandezas estimadas, em relação aos valores medidos, sem a aplicação da correção de tensão e alimentação por inversor. Os parâmetros foram obtidos pelos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (VZ e RBL, roxo), e pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando ventilação independente (verde e preto) e autoventilação (azul e vermelho).



4.4.7 Motor com Ventilação Independente Alimentado por Inversor

As Figuras 4.26 e 4.27 apresentam os erros médios obtidos na validação dos parâmetros estimados pelos métodos ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente e ABCR em sua forma original, considerando o motor operando sob regimes de autoventilação (curvas azul e vermelha) e ventilação independente (curvas verde e preta), quando alimentado por inversor de frequência. Esses resultados são comparados com aqueles provenientes dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado (curvas roxas), cujos parâmetros foram obtidos sob alimentação por gerador síncrono e motor autoventilado. A análise contempla os casos com e sem aplicação da correção de tensão.

A partir das Figuras 4.26 e 4.27, verifica-se uma elevada proximidade entre as curvas de erro associadas aos dois regimes de ventilação. Tanto para o método do ABCR aprimorado (Gradiente), quanto para o método ABCR em sua forma original, os resultados obtidos com ventilação independente mostraram-se semelhantes àqueles obtidos sob autoventilação. Essa similaridade corrobora as conclusões da Seção 4.3, na qual se verificou que os parâmetros estimados apresentaram baixa sensibilidade às diferentes condições térmicas analisadas.

Essa mesma tendência foi observada para o caso com alimentação por gerador síncrono, conforme discutido na Seção 4.4.3. Portanto, independentemente da fonte de alimentação, as condições térmicas analisadas exercem baixo impacto sobre a exatidão do modelo.

Além disso, destaca-se o desempenho superior do método do ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente, que apresentou, de forma consistente, os menores erros dentre as metodologias avaliadas. Além de demonstrar maior robustez frente às variações de ventilação e de fonte de alimentação, esse método evidenciou melhor capacidade de ajuste aos dados experimentais, consolidando-se como a abordagem mais precisa e confiável entre as técnicas analisadas.

5 CONCLUSÕES

5.1 Considerações Finais

O presente trabalho tem como objetivo geral desenvolver e validar, a partir de medições experimentais, a modelagem do circuito equivalente de um motor de indução trifásico submetido à variação de frequência, no contexto do controle escalar de velocidade. A investigação concentrou-se na análise comparativa de quatro diferentes metodologias de estimação paramétrica, bem como na avaliação do impacto da correção da queda de tensão no ramo do estator sobre a fidelidade global do modelo.

Com base nos ensaios experimentais em vazio e de rotor bloqueado, verificou-se que a simples manutenção da relação V/f constante não é suficiente para assegurar condições adequadas de magnetização em baixas frequências. Em decorrência da queda de tensão na resistência do estator (R_1), observa-se uma redução significativa do fluxo magnético no entreferro, comprometendo diretamente a capacidade de produção de torque máximo. A adoção de uma estratégia de compensação da queda de tensão mostrou-se fundamental para restabelecer o nível de fluxo na máquina, possibilitando a manutenção do torque máximo mesmo em regimes de baixa rotação. A comparação entre as curvas de torque versus velocidade obtidas com e sem a referida correção evidenciou a relevância dessa estratégia para a preservação do desempenho eletromecânico do motor sob variação de frequência.

Adicionalmente, os resultados dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado foram analisados segundo o procedimento estabelecido pela ABNT, por meio da norma NBR 17094-3 (ABNT, 2018), e comparados com a metodologia proposta por Sen (2013). As maiores discrepâncias, para o motor em estudo, nas estimativas paramétricas foram observadas nas indutâncias de dispersão do estator e do rotor, evidenciando a sensibilidade dessas grandezas às hipóteses adotadas em cada abordagem. Embora a metodologia proposta por Sen constitua uma formulação simplificada, seu desempenho na etapa de validação mostrou-se sistematicamente superior ao procedimento iterativo recomendado pela norma, para o motor analisado. Ao impor uma relação fixa entre as reatâncias de dispersão, o método simplificado conferiu maior robustez ao modelo frente aos ruídos experimentais, além de mitigar a propagação de incertezas inerentes ao processo iterativo previsto na abordagem normativa.

Um aspecto constatado nesta investigação diz respeito à coerência física dos parâmetros estimados. Os resultados obtidos através dos ensaios clássicos (em vazio e com rotor bloqueado) demonstraram ser compatíveis com o comportamento esperado para a máquina elétrica. Como prova desta fidelidade física, observou-se o aumento da resistência do rotor (R_2) à medida que a frequência de operação se eleva, um reflexo direto do efeito pelicular.

Em contraste com os ensaios clássicos, as metodologias numéricas de estimação avaliadas (algoritmo ABCR e sua versão aprimorada com a incorporação do método do Gradiente) revelaram não assumir um compromisso rigoroso com a coerência física individual de cada parâmetro do circuito equivalente. Dessa forma, esses métodos não impõem, de forma explícita,

restrições físicas aos parâmetros internos do modelo, como a não negatividade das perdas. Dessa forma, a estimação prioriza o ajuste das grandezas de entrada e saída do motor, em detrimento da coerência física individual dos parâmetros, o que pode resultar em valores não fisicamente realistas.

Contudo, embora tais abordagens não imponham um compromisso estrito com a interpretação isolada da fenomenologia física de cada parâmetro, é relevante destacar que, na etapa de validação, os métodos numéricos (ABCR e Gradiente) apresentaram desempenho significativamente superior àquele obtido por meio dos ensaios em vazio e de rotor bloqueado. Em outras palavras, essas técnicas mostraram-se mais exatas na reprodução do comportamento global do motor.

A elevada acurácia na representação das variáveis terminais confere a esses modelos grande aplicabilidade em contextos contemporâneos da engenharia, como na implementação de sombras digitais e gêmeos digitais, nos quais a reprodução fidedigna das relações entrada-saída do sistema real constitui requisito essencial para estratégias de monitoramento e diagnóstico de falhas.

Adicionalmente, essa acurácia das estimações de entrada-saída revela-se determinante para análises rigorosas de eficiência energética, para o adequado dimensionamento de sistemas de proteção e para o ajuste refinado de algoritmos de controle baseados em inversores de frequência. Nesses cenários, a capacidade de prever com exatidão as grandezas em diferentes condições de operação assume relevância superior à identificação individualizada e estritamente física de cada parâmetro interno do modelo.

Ao comparar os diferentes métodos de determinação de parâmetros investigados, verificou-se que o método desenvolvido neste trabalho, referente ao ABCR aprimorado com a aplicação da técnica de otimização por Gradiente, constituiu o principal diferencial em termos de representatividade do motor. Essa técnica destacou-se como a abordagem de maior acurácia dentre as avaliadas. Embora o método privilegie a minimização do erro global entre os dados experimentais e as saídas do modelo, eventualmente em detrimento da estrita coerência física individual de cada parâmetro, tal abordagem mostrou-se altamente eficaz na reprodução do comportamento eletromecânico da máquina. Na etapa de validação, as grandezas estimadas apresentaram erros inferiores a 5% ao longo de toda a faixa de frequência, evidenciando a elevada capacidade preditiva do modelo ajustado por essa estratégia.

O estudo evidenciou as limitações da prática recorrente de realizar ensaios exclusivamente na frequência nominal (60 Hz) e extrapolar os parâmetros obtidos de forma invariável para outras frequências de operação. Tal procedimento mostra-se inadequado por não contemplar os fenômenos físicos não lineares inerentes à máquina quando submetida simultaneamente à carga e à variação de frequência, desconsiderando, portanto, a dependência paramétrica em relação ao ponto de operação.

Os resultados obtidos na etapa de validação corroboram essa constatação, uma vez que os erros médios associados a essa abordagem foram superiores àqueles verificados quando os ensaios

foram conduzidos individualmente em cada frequência analisada. Esses resultados reforçam a necessidade de incorporar explicitamente a variação paramétrica contínua na modelagem, a fim de assegurar maior fidelidade na representação do comportamento eletromecânico do motor ao longo de toda a faixa de operação.

Adicionalmente, a metodologia ABCR, quando aplicada a partir dos parâmetros estimados na frequência nominal (60 Hz) e posteriormente extrapolada para outras condições de operação, apresentou, no geral, resultados superiores àqueles obtidos por meio dos ensaios clássicos em vazio e de rotor bloqueado. A comparação entre a aplicação da metodologia na frequência nominal e a caracterização ponto a ponto indica que a utilização dos parâmetros obtidos em 60 Hz não introduziu erros significativos. Destaca-se ainda que, em alguns casos, essa abordagem apresentou resultados de validação superiores à caracterização ponto a ponto, o que pode ser atribuído à maior sensibilidade desta última às incertezas experimentais. Esses resultados evidenciam que a técnica constitui uma alternativa prática e de baixo custo experimental, capaz de fornecer estimativas satisfatórias mesmo sem a necessidade de ensaios em múltiplas frequências.

Sob a perspectiva de viabilidade técnica e operacional, essa abordagem destaca-se por equilibrar simplicidade de implementação e qualidade de ajuste, configurando-se como solução atrativa para aplicações industriais nas quais restrições de tempo, infraestrutura laboratorial ou disponibilidade de instrumentação limitam a adoção de procedimentos mais sofisticados.

Entretanto, apesar da robustez apresentada, os resultados obtidos por meio do método ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente mostraram-se sistematicamente mais satisfatórios em termos de exatidão e capacidade de representação do comportamento global da máquina. Assim, esse método se sobressai como a abordagem de maior desempenho quando o objetivo principal é maximizar a acurácia do modelo.

Outro resultado relevante demonstrou que a comparação entre os regimes de autoventilação e de ventilação independente evidenciou o caráter secundário dos efeitos térmicos, quando comparados ao impacto predominante da variação da frequência sobre o comportamento da máquina. Os erros permaneceram semelhantes entre os dois cenários, indicando que o modelo proposto apresenta robustez frente às condições de sobreaquecimento associadas à operação em baixas rotações.

Ademais, os ensaios conduzidos sob alimentação por inversor de frequência confirmaram que os modelos desenvolvidos mantêm sua capacidade analítica mesmo diante dos elevados níveis de distorção harmônica decorrentes do chaveamento eletrônico do conversor. Tal resultado reforça a consistência da modelagem proposta, evidenciando sua aplicabilidade em condições reais de acionamento eletrônico.

Em suma, os resultados evidenciam que a consideração explícita da variação paramétrica e a adoção de técnicas numéricas de estimação, como o método ABCR aprimorado com Gradiente, garantem a construção de modelos de alta fidelidade. Este nível de exatidão na modelagem constitui um alicerce fundamental para a implementação futura de arquiteturas de Sombras Digitais e Gêmeos Digitais aplicadas a acionamentos elétricos na indústria.

5.2 Trabalhos Futuros

Como desdobramento deste trabalho, propõem-se algumas direções promissoras para investigações futuras, as quais podem ser exploradas no aprofundamento dos estudos relacionados. Dentre as possibilidades destacam-se:

- Considerando que as metodologias numéricas (ABCR e sua versão aprimorada com a incorporação do Gradiente) apresentaram elevada eficácia na estimação *offline*, um desdobramento natural consiste na implementação de algoritmos de estimação paramétrica em tempo real (*online*). Tal estratégia permitiria a atualização contínua dos parâmetros durante a operação do motor, compensando variações térmicas e efeitos de saturação magnética sem a necessidade de interrupção para ensaios experimentais.
- Com base na acurácia terminal alcançada pelos métodos numéricos, vislumbra-se como possível desdobramento a aplicação da modelagem proposta em arquiteturas baseadas no conceito de Gêmeo Digital. Nesse contexto, o modelo matemático otimizado poderia operar em paralelo ao motor físico, permitindo a comparação contínua entre as grandezas medidas e aquelas estimadas pelo modelo. Tal aplicação abriria caminho para o desenvolvimento de estratégias de monitoramento e manutenção preditiva, nas quais a análise de desvios entre o sistema real e o modelo virtual serviria como indicador de anomalias operacionais ou degradação de desempenho. Embora não constitua o foco central desta dissertação, essa perspectiva reforça o potencial prático da metodologia desenvolvida.
- O presente trabalho concentrou-se na operação sob controle escalar de velocidade. Como continuidade, propõe-se a aplicação do modelo paramétrico otimizado, em especial aquele ajustado pelo ABCR aprimorado com Gradiente, em arquiteturas de controle dinâmico de elevado desempenho, como o Controle Vetorial Orientado ao Campo. O objetivo dessa investigação consistiria em quantificar os ganhos efetivos em desempenho transitório, margem de estabilidade e eficiência energética do acionamento quando alimentado por parâmetros estimados com elevada precisão, avaliando de forma sistemática o impacto da acurácia paramétrica sobre a qualidade do controle.
- A aplicação do Método ABCR aprimorado com a incorporação do Gradiente demonstrou elevada exatidão na estimação paramétrica, porém, exigiu a medição direta do torque mecânico no eixo da máquina. Em ambientes industriais práticos, a instalação de torquímetros é frequentemente inviável devido a restrições de custo, espaço físico ou intrusividade no processo mecânico. Como trabalhos futuros, propõe-se o estudo de técnicas de estimação indireta de torque, utilizando exclusivamente grandezas elétricas de fácil acesso nos terminais do motor, como tensões e correntes. A partir disso, deve-se investigar rigorosamente o impacto que as incertezas e os desvios inerentes a essa estimação matemática de torque provocariam na convergência do algoritmo e, consequentemente, na acurácia da modelagem.

- A exatidão alcançada pelos métodos numéricos na predição do comportamento de entrada e saída viabiliza aplicações na área de diagnóstico de falhas. Um trabalho futuro poderia induzir falhas controladas no motor (como um curto-circuito incipiente entre espiras no estator ou uma barra do rotor partida) e aplicar as metodologias de otimização. O estudo analisaria como essas falhas se refletem nos valores dos parâmetros estimados do circuito equivalente, criando assinaturas de falha baseadas no desvio paramétrico.
- Considerando que o presente trabalho foi desenvolvido e validado experimentalmente com base na modelagem de um único motor de indução de baixa potência (1,5 cv), recomenda-se a extensão da metodologia proposta a um conjunto mais amplo e representativo de máquinas. A realização de ensaios e procedimentos de estimação paramétrica em motores de diferentes faixas de potência, níveis de tensão e categorias construtivas permitiria avaliar a generalidade dos resultados obtidos, verificando se os comportamentos físicos identificados e a superioridade dos métodos numéricos observados neste estudo se mantêm de forma transversal. Tal investigação possibilitaria ainda analisar eventuais particularidades associadas à escala de potência e às características construtivas específicas de cada classe de máquina.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ACCETTA, A.; ALONGE, F.; CIRRINCIONE, M.; D'IPPOLITO, F.; PUCCI, M.; SFERLAZZA, A. Ga-based off-line parameter estimation of the induction motor model including magnetic saturation and iron losses. *IEEE Open Journal of Industry Applications*, v. 1, p. 135–147, 2020.
- AGUIRRE, L. A. *Introdução à identificação de sistemas: técnicas lineares e não-lineares aplicadas a sistemas reais*. 4. ed. Belo Horizonte: Editora UFMG, 2014.
- ALEXANDER, C. K.; SADIKU, M. N. O. *Fundamentals of Electric Circuits*. 6. ed. New York: McGraw-Hill Education, 2017.
- AMARAL, G. F. V.; BACCARINI, J. M. R.; COELHO, F. C. R.; RABELO, L. M. A high precision method for induction machine parameters estimation from manufacturer data. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 36, n. 2, p. 1226–1233, 2021.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. *NBR 17094-3: Máquinas elétricas girantes - parte 3: Motores de indução trifásicos - métodos de ensaio*. Rio de Janeiro, 2018.
- BORGES, J. C. da S.; SOBRINHO, C. A. N.; FILHO, A. C. L.; BELO, F. A. Métodos e técnicas de medição de torque diretamente em eixos rotativos. *Revista Principia*, n. 28, p. 121–129, 2015.
- BOSE, B. K. *Modern Power Electronics and AC Drives*. Upper Saddle River, NJ: Prentice Hall, 2002. ISBN 978-0130167439.
- CASTOLDI, M. F.; BAZAN, G. H.; SOUZA, W. A.; GRACIOLA, C. L.; SILVA, R. M.; GOEDTEL, A. Parameter estimation for three-phase induction motor based on performance curves and differential evolution. *IEEE Access*, v. 13, p. 133891–133908, 2025.
- CHAPMAN, S. J. *Electric Machinery Fundamentals*. 5th. ed. New York: McGraw Hill, 2012. 704 p. ISBN 978-0-07-352954-7.
- DAVEY, K. R. The equivalent T circuit of the induction motor: Its nonuniqueness and use to the magnetic field analyst. *IEEE Transactions on Magnetics*, IEEE, v. 43, n. 4, p. 1745–1748, 2007.
- FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY, C.; KUSKO, A.; UMANS, S. D. *Máquinas Elétricas*. 7. ed. Porto Alegre: McGraw Hill Brasil, 2013.
- GULBAHCE, M.; KARAASLAN, M. Estimation of induction motor equivalent circuit parameters from manufacturer's datasheet by particle swarm optimization algorithm for variable frequency drives. *Electrica*, v. 22, p. 16–26, 12 2021.
- HANNAN, M.; ALI, J. A.; MOHAMED, A.; HUSSAIN, A. Optimization techniques to enhance the performance of induction motor drives: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, v. 81, p. 1611–1626, 2018. ISSN 1364-0321. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1364032117308948>>.
- HEMBRAM, M.; CHATTERJEE, D.; TUDU, B. Assessment of three phase induction motor parameters suitable for variable frequency drive system. In: *2024 IEEE Calcutta Conference (CALCON)*. [S.l.: s.n.], 2024. p. 1–5.
- IEEE. *IEEE – Institute of Electrical and Electronics Engineers - Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators (ANSI), IEEE Std 112-2017*. 2017.

JAGDALE, S. G.; MORE, V. A.; MURMUDE, P. B. Digital twin-driven predictive maintenance: A review of induction motor bearing fault detection and prognostics. In: IEEE. *2025 international conference on sustainable energy technologies and computational intelligence (SETCOM)*. [S.l.], 2025. p. 1–6.

KRON MEDIDORES. *Manual do Usuário: Multimedidor Mult-K Gráfico*. São Paulo, 2012.

KURTOVIĆ, G.; ŽIVKOVIĆ, L.; BENŠIĆ, T.; HEDERIĆ, Ž.; STOJKOV, M. Towards digital twinning of electrical motors – simulation models. *Journal of Energy Technology*, v. 18, n. 2, p. 65–74, 2025. Disponível em: <<https://journals.um.si/index.php/jet/article/view/5391>>. Acesso em: 18 fev. 2026.

LUENBERGER, D. G.; YE, Y. *Linear and Nonlinear Programming*. 3rd. ed. New York, NY: Springer US, 2008. v. 116. 546 p. (International Series in Operations Research Management Science, v. 116). ISBN 978-0-387-74502-2.

PAREKH, R. *AC Induction Motor Fundamentals: Application note an887*. Chandler, 2003. Disponível em: <<https://ww1.microchip.com/downloads/en/AppNotes/00887a.pdf>>. Acesso em: 18 fev. 2026.

PEREIRA, A. H. *Freio Eletromagnético para Ensaio de Motores Elétricos de Indução*. Dissertação (Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica)) — Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, nov. 2006.

PETRUSHIN, V.; BENDAHDANE, B.; YAHIAOUI, B.; YAKIMETS, A. Influence of magnetic circuit saturation and skin effects on the adjustable induction motor characteristics. *International Journal of Hydrogen Energy*, v. 42, n. 48, p. 29006–29013, 2017. ISSN 0360-3199. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S036031991733135X>>.

RECH, C.; BALAFA, P.; RITTER, G.; MAIDANA, C. F.; CALDEIRA, A. F.; VENTURINI, S. F. Projeto de freio de foucault aplicado para medição de potência em turbina eólica savonius. In: *Congresso Brasileiro de Automática-CBA*. [S.l.: s.n.], 2020. v. 2, n. 1.

REPO, A.-K.; HINKKANEN, M.; ARKKIO, A. Parameter estimation for induction motors to study the effects of voltage, frequency and slip. In: *2007 European Conference on Power Electronics and Applications*. [S.l.: s.n.], 2007. p. 1–10.

SADIKU, M. N. O. *Elements of Electromagnetics*. 7. ed. New York, NY, USA: Oxford University Press, 2018. ISBN 9780190698614.

SAIDUR, R.; MEKHILEF, S.; ALI, M. B.; SAFARI, A.; MOHAMMED, H. A. Applications of variable speed drive (vfd) in electrical motors energy savings. *Renewable and sustainable energy reviews*, Elsevier, v. 16, n. 1, p. 543–550, 2012.

SEN, P. C. *Principles of Electric Machines and Power Electronics*. 3rd. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2013. ISBN 978-1-118-07887-7.

SENGAMALAI, U.; ANBAZHAGAN, G.; THENRAL, T. M. T.; VISHNURAM, P.; KHURSHAD, T.; KAMEL, S. Three phase induction motor drive: A systematic review on dynamic modeling, parameter estimation, and control schemes. *Energies*, v. 15, n. 21, 2022. ISSN 1996-1073. Disponível em: <<https://www.mdpi.com/1996-1073/15/21/8260>>.

SEPASGOZAR, S. M. E. Differentiating digital twin from digital shadow: Elucidating a paradigm shift to expedite a smart, sustainable built environment. *Buildings*, v. 11, n. 4, 2021. ISSN 2075-5309. Disponível em: <<https://www.mdpi.com/2075-5309/11/4/151>>.

SILVA, L. A. R. da. *Projeto e implementação de um acionamento elétrico embarcado para auxílio à tração humana em sistemas de transporte de carga*. Tese (Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica)) — Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Belo Horizonte, 2014.

TANG, J.; YANG, Y.; BLAABJERG, F.; CHEN, J.; DIAO, L.; LIU, Z. Parameter identification of inverter-fed induction motors: A review. *Energies*, v. 11, n. 9, 2018. ISSN 1996-1073. Disponível em: <<https://www.mdpi.com/1996-1073/11/9/2194>>.

TORO, V. D. *Fundamentos de Máquinas Elétricas*. Rio de Janeiro: LTC, 1999. ISBN 978-85-216-1184-4.

VÉLIZ-TEJO, A.; TRAVIESO-TORRES, J. C.; PETERS, A. A.; MORA, A.; LEIVA-SILVA, F. Normalized-model reference system for parameter estimation of induction motors. *Energies*, v. 15, n. 13, 2022. ISSN 1996-1073. Disponível em: <<https://www.mdpi.com/1996-1073/15/13/4542>>.

WANG, G.; SONG, L.; PARK, S.-W. Estimation of induction motor circuit parameters and efficiency under variable frequencies. *ASHRAE Transactions*, American Society of Heating, Refrigeration and Air Conditioning Engineers, Inc., v. 119, p. 118, 2013.

YOKOGAWA TEST & MEASUREMENT CORPORATION. *Model CW240 Clamp-on Power Meters*. 2026. Disponível na seção de produtos descontinuados. Disponível em: <<https://tmi.yokogawa.com/solutions/discontinued/model-cw240-clamp-on-power-meters/>>. Acesso em: 17 fev. 2026.