

Carlos Alexandre Corrêa Wengerkievicz

**DESENVOLVIMENTO DE ALGORITMO PARA ESTIMAÇÃO  
DE VALORES DE PARÂMETROS DO CIRCUITO  
EQUIVALENTE DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS A  
PARTIR DE DADOS DE CATÁLOGO**

Dissertação submetida ao Programa de  
Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da  
Universidade Federal de Santa Catarina  
para a obtenção do Grau de Mestre em  
Engenharia Elétrica  
Orientador: Prof. Dr. Nelson Jhoe Batistela  
Coorientador: Prof. Dr. Nelson Sadowski

Florianópolis  
2016

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor através do  
Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Wengerkievicz, Carlos Alexandre Corrêa  
Desenvolvimento de algoritmo para estimação de valores  
de parâmetros do circuito equivalente de motores de indução  
trifásicos a partir de dados de catálogo / Carlos  
Alexandre Corrêa Wengerkievicz ; orientador, Nelson Jhoé  
Batistela ; coorientador, Nelson Sadowski. - Florianópolis,  
SC, 2016.  
113 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa  
Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Elétrica.

Inclui referências

1. Engenharia Elétrica. 2. Motor de indução trifásico.  
3. Circuito equivalente. 4. Estimação de parâmetros. 5.  
Algoritmos genéticos. I. Batistela, Nelson Jhoé. II.  
Sadowski, Nelson. III. Universidade Federal de Santa  
Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.  
IV. Título.

Carlos Alexandre Corrêa Wengerkievicz

**DESENVOLVIMENTO DE ALGORITMO PARA ESTIMAÇÃO  
DE VALORES DE PARÂMETROS DO CIRCUITO  
EQUIVALENTE DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS A  
PARTIR DE DADOS DE CATÁLOGO**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de “Mestre”, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.

Florianópolis, 18 de fevereiro de 2016.

---

Prof. Carlos Galup Montoro, Dr.  
Coordenador do Curso

**Banca Examinadora:**

---

Prof. Nelson Jhoe Batistela, Dr.  
Orientador  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Jean Viane Leite, Dr.  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Orlando José Antunes, Dr.  
Instituto Federal de Santa Catarina

---

Prof. Walter Pereira Carpes Junior, Dr.  
Universidade Federal de Santa Catarina



Este trabalho é dedicado à minha  
família e aos colegas do GRUCAD.



## **AGRADECIMENTOS**

À Tractebel Energia, pelo financiamento parcial deste trabalho pelo projeto PD-0403-0034/2013, intitulado “Avaliação em campo de rendimento de motores de indução trifásicos”, desenvolvido no âmbito do Programa de P&D da Tractebel Energia regulamentado pela ANEEL;

À CAPES – Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, pelo apoio financeiro prestado à execução deste trabalho;

Aos colegas e professores do GRUCAD, que possibilitaram a superação de diversos desafios;

A Deus.





## RESUMO

Motores de indução trifásicos podem ser modelados por circuitos elétricos equivalentes para facilitar o cálculo de grandezas elétricas e mecânicas. Ensaio descritos em norma são normalmente realizados para determinar os valores dos parâmetros do circuito equivalente, mas nem sempre são praticáveis, justificando a realização de métodos alternativos. É possível estimar os valores dos parâmetros a partir de informações fornecidas por fabricantes. Métodos de determinação de valores de parâmetros encontrados na literatura são brevemente apresentados e indicam bons resultados com minimização de desvios por algoritmos genéticos. Uma introdução a estes algoritmos é apresentada, indicando blocos típicos que compõem estes sistemas. Uma metodologia para obtenção dos parâmetros é elaborada a partir dos métodos encontrados na literatura e da teoria de algoritmos genéticos. Os resultados indicam convergência da solução para valores próximos de parâmetros de referência de cinco motores estudados. A metodologia é aplicada a 200 motores na faixa entre 1 e 650 cv e apresenta resultados satisfatórios.

**Palavras-chave:** Motor de indução trifásico. Circuito equivalente. Estimação de parâmetros. Algoritmo genético.



## ABSTRACT

Three-phase induction motors can be modeled as equivalent electric circuits in order to allow the calculation of electrical and mechanical quantities. Laboratory tests as described in technical standards are usually performed for the determination of the equivalent circuit parameters. However, the execution of these tests is sometimes impracticable, legitimating the use of alternative methods. It is possible to estimate the circuit parameters based on technical data published by manufacturers. Methods for parameter determination found in the literature are presented briefly and indicate that good results can be achieved through minimization of deviations by employing genetic algorithms. An introduction to these systems and their typical blocks is presented. A methodology for parameter estimation is formulated based on other methods found in the literature and on the theory of genetic algorithms. The results indicate that the solution converges to values that are close to reference values of five machines. The methodology is also applied to 200 motors ranging from 1 to 650 cv and presents satisfactory results.

**Keywords:** Three-phase induction motor. Equivalent circuit. Parameter estimation. Genetic algorithm.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Circuito equivalente de MIT proposto pela IEEE 112.....	23
Figura 2.1 – Circuito equivalente clássico do motor de indução. ....	29
Figura 2.2 – Fluxo de potência para funcionamento como motor.....	31
Figura 2.3 – Separação das perdas em vazio .....	35
Figura 3.1 – Modelo de gaiola simples sem perdas no ferro (GSS).....	41
Figura 3.2 – Modelo de gaiola simples com perdas no ferro (GSF) .....	41
Figura 3.3 – Modelo de gaiola dupla sem perdas no ferro (GDS) .....	41
Figura 3.4 – Modelo de gaiola dupla com perdas no ferro (GDF).....	41
Figura 4.1 – Estrutura tradicional de um AG.....	66
Figura 4.2 – Cruzamento simples entre indivíduos.....	71
Figura 4.3 – Cruzamento aritmético entre indivíduos.....	71
Figura 4.4 – Mutação simples entre indivíduos. ....	72
Figura 5.1 – Estrutura do algoritmo de busca de parâmetros.....	77
Figura 5.2 – Valores de $R_1$ e $R_2$ resultantes do método N-M. ....	78
Figura 5.3 – Valores de $X_2$ resultantes do método N-M. ....	79
Figura 5.4 – Valores de $R_f$ resultantes do método N-M. ....	79
Figura 5.5 – Valores de $X_m$ resultantes do método N-M.....	80
Figura 5.6 – Valores de $P_{const}$ resultantes do método N-M. ....	80
Figura 5.7 – Desvios resultantes de cada método em relação aos parâmetros de referência: (a) $R_1$ (b) $R_2$ (c) $X_2$ (d) $R_f$ (e) $X_m$ .....	82
Figura 5.8 – Estrutura do AG implementado .....	84
Figura 5.9 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para o catálogo simulado .....	88
Figura 5.10 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para o catálogo simulado, ênfase para a faixa de pequenos desvios .....	88
Figura 5.11 – Desvio das grandezas com relação à referência para o catálogo simulado .....	89
Figura 5.12 – Taxa de ocorrência de cada critério de parada para o catálogo simulado .....	89
Figura 5.13 – Desvios das grandezas com relação à referência para o catálogo real .....	91
Figura 5.14 – Desvios das grandezas com relação à referência para o catálogo real, ênfase na faixa de pequenos desvios.....	91
Figura 5.15 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para cinco motores do catálogo real.....	92
Figura 5.16 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para cinco motores do catálogo real, ênfase na faixa de pequenos desvios.....	92
Figura 5.17 – Taxa de ocorrência de cada critério de parada.....	93
Figura 5.18 – Desvios das grandezas com relação à referência para o catálogo real com e sem o torque máximo na função objetivo. Imagem rotacionada para melhor visualização. ....	95
Figura 5.19 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para cinco motores em estudo, com e sem o torque máximo na função objetivo.....	96

Figura 5.20 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para cinco motores em estudo, com e sem o torque máximo na função objetivo, ênfase na faixa de pequenos desvios .....	96
Figura 5.21 – Taxa de ocorrência de cada critério de parada ao desconsiderar o torque máximo.....	97

## LISTA DE QUADROS

Tabela 2.1 – Relação entre perdas e o carregamento mecânico .....	31
Tabela 2.2 – Relação entre reatâncias de dispersão conforme classe e norma de projeto.....	36
Tabela 2.3 – Porcentagem da potência nominal assumida como perdas suplementares a plena carga .....	37
Tabela 2.4 – Parcela da potência ativa atribuída às perdas suplementares a plena carga em função da potência nominal.....	38
Tabela 3.1 – Quantidade de parâmetros primitivos e invariantes por modelo ...	63
Tabela 5.1 – Estimação de valores esperados dos parâmetros. ....	81
Tabela 5.2 – Dados simulados de catálogo de cinco motores WEG .....	87
Tabela 5.3 – Dados reais de catálogo dos cinco motores em estudo.....	94





## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas  
AG – Algoritmo genético  
CE – Circuito equivalente  
 $\cos \varphi$  – Fator de deslocamento  
 $E_1, E_l$  – Fasor e valor eficaz, respectivamente, da força contra eletromotriz induzida em cada fase do estator, em volts  
 $f$  – Frequência da tensão de alimentação do motor em hertz  
 $F_{apt}$  – Função de aptidão do algoritmo genético  
 $fem$  – Força eletromotriz  
 $F_{esc}$  – Função de escalonamento da aptidão  
 $fmm$  – Força magnetomotriz  
GDF – Modelo de MIT de gaiola dupla incluindo perdas no ferro  
GDS – Modelo de MIT de gaiola dupla sem perdas no ferro  
GSF – Modelo de MIT de gaiola simples incluindo perdas no ferro  
GSS – Modelo de MIT de gaiola simples sem perdas no ferro  
 $g_r$  – Fator de variação da resistência do rotor  
 $g_x$  – Fator de variação da reatância do rotor  
IEC – *International Electrotechnical Commission*  
IEEE – *Institute of Electrical and Electronics Engineers*  
 $I_f, I_f$  – Fasor e valor eficaz, respectivamente, da componente de corrente devida às perdas no núcleo magnético, em amperes  
 $I_l$  – Valor eficaz da corrente de linha do motor de indução trifásico, em amperes  
 $I_m, I_m$  – Fasor e valor eficaz, respectivamente, da componente de corrente de magnetização, em amperes  
 $I_n$  – Corrente nominal do motor, em amperes  
 $I_p$  – Corrente do motor na partida, em amperes  
 $I_0, I_0$  – Fasor e valor eficaz, respectivamente, da corrente de fase durante o funcionamento em vazio, em amperes  
 $I_1, I_1$  – Fasor e valor eficaz, respectivamente, da corrente de fase do motor de indução trifásico, em amperes  
 $I_2, I_2$  – Fasor e valor eficaz, respectivamente, da corrente do rotor referida ao estator, em amperes  
 $I\varphi, I\varphi$  – Fasor e valor eficaz, respectivamente, da corrente de excitação do circuito magnético, em amperes  
 $k_1$  – Constante de correção de resistência por temperatura, em graus Celsius  
 $L_1$  – Indutância de dispersão do estator  
 $L_2$  – Indutância de dispersão do rotor referida ao estator

$M$  – Indutância relativa ao fluxo magnetizante referida ao estator  
 MIT – Motor de indução trifásico  
 $N$  – Velocidade do rotor em rotações por minuto  
 $N_{esp}$  – Número esperado de descendentes de um indivíduo no algoritmo genético  
 NEMA – *National Electrical Manufacturers Association*  
 NEQ – *Nameplate Equivalent Circuit Method*, ou Método do Circuito Equivalente de Dados de Placa, em tradução livre  
 $N_{ger}$  – Número de gerações executadas no algoritmo genético  
 $N_{pop}$  – Quantidade de indivíduos que compõem cada geração do algoritmo genético  
 $N_s$  – Velocidade síncrona em rotações por minuto  
 $p$  – Número de polos do enrolamento do motor  
 $P_0$  – Potência ativa desenvolvida pela máquina em vazio, em watts  
 $P_{av}$  – Perdas energéticas por atrito e ventilação, em watts  
 $P_{const}$  – Perdas consideradas constantes, igual à soma das perdas no ferro com as perdas por atrito e ventilação  
 $P_{conv}$  – Potência convertida para a forma mecânica e perdas suplementares, em watts  
 $p_{cr}$  – Probabilidade de ocorrência de cruzamento  
 $P_{ent}$  – Potência ativa desenvolvida pela máquina, em watts  
 $P_{fe}$  – Perdas no ferro, em watts  
 $P_{j1}$  – Perda por efeito Joule no enrolamento do estator, em watts  
 $P_{j2}$  – Perda por efeito Joule no enrolamento do rotor, em watts  
 $p_{mut}$  – Probabilidade de ocorrência de mutação  
 $P_n$  – Potência nominal da máquina, em quilowatts  
 $P_{sai}$  – Potência mecânica disponível no eixo, em watts  
 $P_{sup}$  – Perdas suplementares, em watts  
 $P_{tr}$  – Potência transferida pelo entreferro, em watts  
 PSO – *Particle Swarm Optimization*, ou Otimização por Enxame de Partículas  
 $Q_{ent}$  – Potência reativa desenvolvida pela máquina, em volt-ampères reativos  
 $R_a$  – Resistência elétrica antes da correção de temperatura, em ohms  
 $R_b$  – Resistência elétrica após correção de temperatura, em ohms  
 $R_f$  – Resistência que representa as perdas no ferro, em ohms  
 $R_{th}$  – Resistência de Thévenin vista pelo circuito do rotor, em ohms  
 $R_{tot}$  – Soma das resistências elétricas dos enrolamentos do estator e rotor referidas ao estator, em ohms  
 $R_1$  – Resistência elétrica do enrolamento do estator, em ohms  
 $R_2$  – Resistência elétrica do rotor referida ao estator, em ohms

$R_{20}$  – Resistência elétrica do rotor referida ao estator na condição de partida, em ohms  
 $R_{21}$ ,  $R_{21}$  – Resistência elétrica da gaiola interna e externa do rotor, respectivamente, referidas ao estator, em ohms  
 $s$  – Escorregamento do rotor por unidade  
 $s_m$  – Escorregamento por unidade na condição de máximo torque  
SA – *Simulated Annealing*, ou Recozimento Simulado  
 $t_a$  – Temperatura para a qual se deseja corrigir a resistência um valor, em graus Celsius  
 $t_b$  – Temperatura em que se conhece o valor a ser corrigido, em graus Celsius  
 $T$  – Torque produzido pela máquina  
 $T_m$  – Torque máximo produzido pela máquina  
 $T_n$  – Torque nominal produzido pela máquina  
 $T_p$  – Torque produzido pela máquina na partida  
 $\mathbf{V}_1$ ,  $V_1$  – Fasor e valor eficaz, respectivamente, da tensão de fase, em volts  
 $V_l$  – Valor eficaz da tensão de linha, em volts  
 $V_{th}$  – Módulo da tensão de Thévenin vista pelo circuito do rotor, em volts  
 $w$ ,  $w_s$  e  $w_l$  – Constantes de escalonamento do tipo janelamento, sigma e linear, respectivamente  
 $X_1$  – Reatância de dispersão do estator, em ohms  
 $X_2$  – Reatância de dispersão do rotor referida ao estator, em ohms  
 $X_{20}$  – Reatância de dispersão do rotor referida ao estator na condição de partida, em ohms  
 $X_{21}$ ,  $X_{21}$  – Reatâncias de dispersão da gaiola interna e externa do rotor, respectivamente, referidas ao estator, em ohms  
 $X_m$  – Reatância magnetizante, em ohms  
 $X_{th}$  – Reatância de Thévenin vista pelo circuito do rotor, em ohms  
 $\mathbf{Z}_1$ ,  $Z_1$  – Valor complexo e módulo, respectivamente, da impedância do estator, em ohms  
 $\mathbf{Z}_2$ ,  $Z_2$  – Valor complexo e módulo, respectivamente, da impedância equivalente do rotor referida ao estator, em ohms  
 $\mathbf{Z}_{eq}$ ,  $Z_{eq}$  – Valor complexo e módulo, respectivamente, da impedância equivalente por fase do motor, em ohms  
 $\mathbf{Z}_m$ ,  $Z_m$  – Valor complexo e módulo, respectivamente, da impedância do ramo de excitação do CE, em ohms  
 $\eta$  – Rendimento do motor

$\varphi$  – Ângulo de defasagem entre a tensão e a corrente de uma fase do estator

$\varphi_2$  – Ângulo de defasagem entre a tensão e a corrente do ramo do rotor no circuito equivalente

$\omega$  – Velocidade angular do rotor, em radianos por segundo

$\omega_s$  – Velocidade angular síncrona, em radianos por segundo

## SUMÁRIO

<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>23</b>
1.1 MOTIVAÇÃO	23
1.2 JUSTIFICATIVA	24
1.3 OBJETIVOS	25
1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO	25
<b>2 O MOTOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO</b>	<b>27</b>
2.1 PRINCÍPIO DE FUNCIONAMENTO	27
2.2 O CIRCUITO ELÉTRICO EQUIVALENTE	28
2.3 FLUXO DE POTÊNCIA NO MIT	30
2.4 DETERMINAÇÃO DO CE POR ENSAIOS PADRONIZADOS	33
<b>3 REVISÃO DA LITERATURA</b>	<b>39</b>
3.1 VISÃO GERAL	39
3.2 MÉTODOS PRINCIPAIS	44
3.3 ANÁLISE DA IDENTIFICAÇÃO DE PARÂMETROS	62
<b>4 ALGORITMOS GENÉTICOS</b>	<b>65</b>
4.1 INTRODUÇÃO	65
4.2 ESTRUTURA	66
4.3 ESCALONAMENTO	68
4.4 SELEÇÃO	69
4.5 OPERADORES	70
<b>5 DESENVOLVIMENTO DO ALGORITMO</b>	<b>73</b>
5.1 DADOS DE ENTRADA	73
5.2 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA	75
5.3 ÁREA DE BUSCA	78
5.4 ESTRUTURA DO ALGORITMO GENÉTICO	84
5.5 RESULTADOS	86
<b>6 CONCLUSÕES</b>	<b>99</b>
<b>REFERÊNCIAS</b>	<b>103</b>

**APÊNDICE A – Artigo apresentado no Induscon 2014  
(WENGERKIEVICZ et al, 2014). 107**

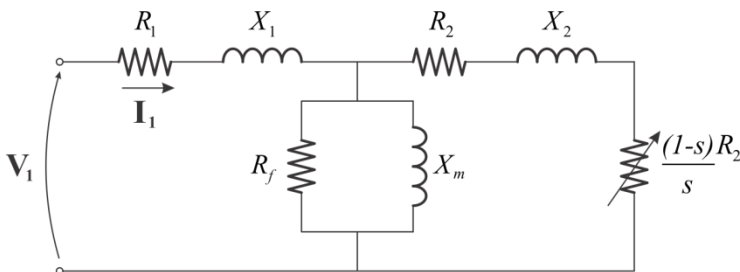
## INTRODUÇÃO

### 1.1 MOTIVAÇÃO

Motores de indução trifásicos (MIT) são máquinas elétricas largamente utilizadas na indústria devido à sua robustez e baixo custo de aquisição e manutenção em comparação com outros tipos de motores. Dada sua ampla participação no consumo de energia elétrica do setor industrial, máquinas deste tipo são alvos frequentes de ações de eficiência energética, que podem envolver a substituição de máquinas antigas por outras mais eficientes ou mesmo a instalação de inversores ou outros equipamentos para controlar sua operação (LU et al, 2006).

O funcionamento dos MIT pode ser modelado através de circuitos elétricos equivalentes, o que permite que se calculem grandezas como corrente, torque, potência e rendimento para uma ampla faixa de pontos de operação. Diversos modelos são encontrados na literatura, diferenciando-se conforme a aplicação pretendida (PEDRA, 2006). No contexto de análise em regime permanente, principalmente na determinação de rendimento, o circuito mostrado na Figura 1.1 é frequentemente utilizado e é sugerido na norma internacional IEEE 112 (IEEE, 2004) e na norma brasileira NBR 5383-1 (ABNT, 2002). Este modelo relaciona grandezas físicas de interesse (impedância equivalente, correntes, potências) com seis parâmetros fixos – de valores dependentes do projeto da máquina – e com o escorregamento do rotor.

Figura 1.1 – Circuito equivalente de MIT proposto pela IEEE 112.



Os valores dos seis parâmetros deste modelo são normalmente determinados por meio de ensaios em laboratório descritos nas próprias normas, e geralmente não são disponibilizados pelo fabricante da máquina. Outras possibilidades para a determinação destes valores consistem no cálculo analítico com base em dados construtivos ou na identificação de parâmetros por ajuste de curvas utilizando medidas

externas como corrente, torque e velocidade em vários pontos de operação. Entretanto, o emprego destes métodos pelo proprietário da máquina tende a ser inviabilizado pelos procedimentos e instrumentação envolvidos ou pela indisponibilidade dos dados construtivos. Por esse motivo, há uma linha de pesquisa na área de máquinas elétricas que objetiva a estimação dos valores destes parâmetros com base em dados fornecidos pelo fabricante. Este expediente é útil tanto para a análise de máquinas já instaladas e em operação, como em máquinas ainda não adquiridas, a respeito das quais se deseja realizar estudos aprofundados.

Fabricantes brasileiros e europeus de motores disponibilizam, em seus catálogos, dados como potência nominal, corrente de linha a plena carga, rendimento e fator de potência em três níveis de carregamento, velocidade a plena carga, entre outros. Relacionando estas grandezas com o modelo por um sistema de equações de dimensão adequada, formula-se um problema de identificação de parâmetros, que pode ser solucionado pela minimização do desvio entre os valores informados pelo fabricante e os calculados com o modelo.

A minimização do desvio acima mencionado pode ser alcançada através de métodos numéricos de otimização. No presente trabalho, foi escolhida a minimização por algoritmos genéticos (AG) devido à sua versatilidade, robustez contra mínimos locais e utilização frequente na literatura dentro deste contexto.

## 1.2 JUSTIFICATIVA

Este trabalho faz parte do escopo do projeto de pesquisa e desenvolvimento PD 0403-0034/2013 “Avaliação em campo de rendimento de motores de indução trifásicos”, uma parceria entre a Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC), o Instituto Federal de Santa Catarina (IFSC) e a Tractebel Energia. Paralelamente, também foi desenvolvida no contexto do projeto a tese de doutorado de Sandro Carlos Lima, intitulada “Contribuição ao Estudo de Métodos de Estimação do Rendimento de Motores de Indução Trifásicos”.

No contexto do projeto, é necessária uma ferramenta computacional que estime os valores aproximados dos parâmetros de motores de indução em operação a fim de possibilitar o cálculo do rendimento para uma vasta faixa de carregamento, sem interromper ou perturbar o funcionamento da máquina. A ferramenta será submetida ao processamento de dados de uma grande quantidade de motores. Por esse motivo, deseja-se que ela seja robusta para atingir convergência numérica em todas as execuções e prover resultados confiáveis, minimizando a dependência de interação com o usuário.



## 1.3 OBJETIVOS

### 1.3.1 Objetivo Geral

Este trabalho visa desenvolver um algoritmo para estimação dos valores dos parâmetros do modelo elétrico do MIT proposto na norma IEEE 112, com foco na possibilidade de estimação de rendimento, suficientemente robusto para ser aplicado a um banco de dados de motores com intervenção mínima por parte do usuário do programa.

### 1.3.2 Objetivos Específicos

Os objetivos metodológicos são os seguintes:

- Realizar um levantamento dos métodos publicados para estimação dos valores dos parâmetros do modelo;
- Avaliar a aplicabilidade dos métodos levantados para o problema proposto;
- Estudar topologias típicas de algoritmos genéticos;
- Estruturar um AG adequado ao problema proposto;
- Definir uma metodologia robusta para a determinação do espaço de busca do AG;
- Implementar um programa computacional que resulte em valores de parâmetros com base em dados disponibilizados por fabricantes;
- Aplicar o algoritmo a motores com valores de parâmetros conhecidos, para avaliar a coerência dos resultados do algoritmo;
- Aplicar o algoritmo a uma grande quantidade de motores, para testar a convergência do algoritmo;
- Traçar curvas de grandezas do motor em função do nível de carregamento e do escorregamento e comparar os resultados com valores de catálogo e experimentais;
- Propor estudos futuros para aprimoramento da técnica.

## 1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

O capítulo 2 traz uma revisão teórica sobre o MIT, seu funcionamento e o equacionamento do modelo adotado. Também é apresentado um breve resumo dos procedimentos normatizados para determinação do circuito equivalente.

No capítulo 3, apresenta-se uma revisão da literatura referente à identificação de modelos de MIT, incluindo os diferentes modelos adotados para diferentes objetivos e os procedimentos de cálculo.

No quarto capítulo, é dada uma visão geral sobre algoritmos genéticos, topologias comuns e operadores genéticos.

No capítulo 5, apresenta-se o algoritmo de identificação proposto. Com base nas seções anteriores, define-se uma metodologia para a definição do espaço de busca, formula-se o problema de otimização e estrutura-se o algoritmo genético. Os resultados são analisados em comparação com os dados disponibilizados por fabricantes e com dados experimentais.

## 2 O MOTOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO

### 2.1 PRINCÍPIO DE FUNCIONAMENTO

O motor de indução trifásico é uma máquina elétrica de corrente alternada composta por uma parte estacionária (estator) e uma parte rotativa (rotor). Do ponto de vista elétrico, o estator compõe-se de um núcleo magnético com ranhuras na parte interna onde se alojam enrolamentos trifásicos. Estes enrolamentos são dispostos espacialmente de forma que correntes trifásicas balanceadas criem um campo magnético girante, ou seja, um campo magnético resultante com amplitude aproximadamente constante e orientação rotativa. O rotor, por sua vez, é constituído por um núcleo magnético cilíndrico montado sobre um eixo, com condutores alojados em ranhuras paralelas a ele ou levemente inclinadas na periferia do núcleo. Os condutores do rotor podem ser bobinas trifásicas ligadas a anéis coletores ou barras condutoras ligadas em suas extremidades por anéis de curto circuito, ao que se dá o nome de “gaiola de esquilo”, ou simplesmente “gaiola”. No primeiro caso há acesso externo aos enrolamentos através de escovas condutoras em contato com os anéis coletores; no segundo, não. Justamente pelo fato de não possuir anéis coletores e escovas, os motores com rotor de gaiola necessitam de pouca manutenção, motivo pelo qual são largamente utilizados na indústria (KOSOW, 1993).

Quando se aplicam tensões trifásicas equilibradas aos enrolamentos do estator, induz-se no entreferro um campo girante com velocidade síncrona  $N_s$ , a qual é calculada em rotações por minuto através de (1.1), em que  $f$  é a frequência da tensão de alimentação em Hertz e  $p$  é o número de polos do campo girante (FITZGERALD, 1971).

$$N_s = 120 \frac{f}{p} \quad (1.1)$$

Assumindo inicialmente que o rotor gira a uma velocidade menor que a síncrona, infere-se que há movimento relativo entre o campo girante e o rotor. Sendo assim, o campo girante provoca variação da indução magnética nas espiras formadas pelos condutores do rotor, de forma que se induz força eletromotriz ( $fem$ ) e, conseqüentemente, corrente nestes condutores. De acordo com a lei de Lenz, o efeito das correntes induzidas é de gerar uma força magnetomotriz ( $fmm$ ) que se opõe à variação do fluxo imposta pelo campo girante. A interação do campo girante com a corrente induzida gera torque, que faz o rotor girar.

É importante ressaltar que, durante o funcionamento como motor em regime permanente e de maneira autônoma, a velocidade do rotor será sempre menor do que a do campo girante (síncrona). Se o rotor girasse na velocidade síncrona, não haveria indução de corrente no rotor e, por conseguinte, também não haveria torque gerado.

A diferença entre a velocidade do campo girante ( $N_s$ ) e a do rotor ( $N$ ) é chamada de velocidade de escorregamento. O escorregamento por unidade – ou simplesmente escorregamento -  $s$  é calculado conforme (1.2) (KOSOW, 1993).

$$s = \frac{N_s - N}{N_s} \quad (1.2)$$

A frequência da onda de indução nas espiras dos condutores do rotor – a qual é igual à frequência da corrente no rotor – e a amplitude da *fem* induzida no rotor são proporcionais ao escorregamento. Havendo um acréscimo na carga mecânica do motor, a velocidade do rotor tende a diminuir, fazendo com que esta frequência aumente, e como consequência a corrente induzida no rotor também irá aumentar (KOSOW, 1993). Com isso o torque produzido pelo motor também aumenta, equilibrando o sistema no novo ponto de carga. O caso inverso, com redução da carga mecânica, acontece de forma análoga.

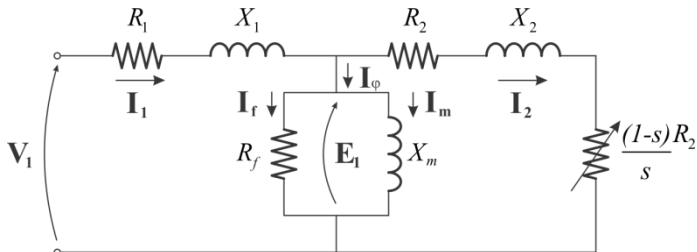
## 2.2 O CIRCUITO ELÉTRICO EQUIVALENTE

Do ponto de vista elétrico, podem-se analisar máquinas com enrolamentos polifásicos simétricos excitados por tensões polifásicas também simétricas por meio do seu circuito equivalente (CE) por fase (FITZGERALD, 1971). A máquina passa então a ser avaliada por técnicas de análise de circuitos aplicadas ao caso monofásico, dispensando uma análise mais complexa do circuito ou do circuito trifásico completo.

Na literatura, encontram-se diferentes modelos para MIT, conforme a aplicação a que se destinam. Nos livros didáticos, nas normas e em boa parte da literatura, utiliza-se o circuito clássico mostrado na Figura 2.1. O CE é semelhante ao de um transformador, o que se justifica pelo efeito transformador que ocorre entre estator e rotor. Nesse modelo,  $R_1$  e  $X_1$  são a resistência e a indutância de dispersão do estator,  $R_2$  e  $X_2$  são a resistência e a indutância de dispersão do rotor (referidos ao estator), e  $R_f$  e  $X_m$  são uma resistência e uma reatância que levam em conta as perdas no ferro e o fluxo de

magnetização do núcleo, respectivamente. A resistência variável representa o efeito da carga mecânica, e  $\mathbf{V}_1$  e  $\mathbf{I}_1$  representam fasores de tensão e corrente de fase, respectivamente. Todos os parâmetros são referidos ao estator.

Figura 2.1 – Circuito equivalente clássico do motor de indução.



Durante o funcionamento do motor, o fluxo no entreferro gera uma força contra eletromotriz (*fem*)  $\mathbf{E}_1$  em cada fase do enrolamento do estator, que difere da tensão terminal pela queda de tensão causada pela resistência ôhmica do enrolamento e sua reatância de dispersão, como indica a relação fasorial (1.3).

$$\mathbf{V}_1 = \mathbf{E}_1 + \mathbf{I}_1 (R_1 + jX_1) \quad (1.3)$$

Como no circuito equivalente de um transformador, a corrente do estator  $\mathbf{I}_1$  pode ser decomposta em uma componente de carga e uma de excitação (FITZGERALD, 1971). A componente de carga  $\mathbf{I}_2$  leva em conta o efeito da *fmm* da corrente do rotor, enquanto a corrente de excitação  $\mathbf{I}_\phi$  representa a corrente adicional para produzir o fluxo no entreferro. A última pode ser decomposta em uma componente de perdas no ferro  $\mathbf{I}_f$ , em fase com  $\mathbf{E}_1$ , e uma componente magnetizante  $\mathbf{I}_m$ , atrasada de  $90^\circ$  em relação a  $\mathbf{E}_1$ .

A influência do rotor sobre o estator se dá pelas ondas de fluxo no entreferro e de *fmm* produzida pelo rotor e é modelada como uma impedância equivalente vista pelo estator, que produza a mesma componente de carga na corrente (FITZGERALD, 1971). A influência da carga mecânica sobre a corrente é considerada através da resistência variável, dependente do escorregamento, o qual depende, por sua vez, do torque exigido pela carga.

Com esse circuito, definem-se as impedâncias do estator, do ramo de excitação, do rotor e impedância equivalente por (1.4) – (1.7), respectivamente.

$$\mathbf{Z}_1 = R_1 + jX_1 \quad (1.4)$$

$$\mathbf{Z}_m = \left( \frac{1}{R_f} - j \frac{1}{X_m} \right)^{-1} \quad (1.5)$$

$$\mathbf{Z}_2 = \frac{R_2}{s} + jX_2 \quad (1.6)$$

$$\mathbf{Z}_{eq} = Z_{eq} \angle \varphi = \mathbf{Z}_1 + \frac{\mathbf{Z}_2 \mathbf{Z}_m}{\mathbf{Z}_2 + \mathbf{Z}_m} \quad (1.7)$$

O fasor corrente em cada fase do estator e as potências ativa e reativa desenvolvidas pela máquina podem então ser calculadas por (1.8) – (1.10), em que  $V_l$  e  $I_l$  são valores eficazes de tensão e corrente de linha, respectivamente, e  $\varphi$  é o ângulo de defasagem entre a tensão e a corrente de fase.

$$\mathbf{I}_1 = \frac{\mathbf{V}_1}{\mathbf{Z}_{eq}} \quad (1.8)$$

$$P_{ent} = 3V_1 I_1 \cos \varphi = \sqrt{3} V_l I_l \cos \varphi \quad (1.9)$$

$$Q_{ent} = 3V_1 I_1 \sin \varphi = \sqrt{3} V_l I_l \sin \varphi \quad (1.10)$$

### 2.3 FLUXO DE POTÊNCIA NO MIT

Durante o funcionamento do motor, a potência ativa absorvida é convertida não só em potência mecânica entregue à carga, mas também em calor devido a perdas energéticas, as quais podem ser basicamente classificadas como:

1. Perdas nos condutores: Devem-se ao efeito Joule causado pela circulação de corrente elétrica nos condutores do estator e do rotor e nas escovas, quando estas estão presentes;
2. Perdas no núcleo magnético: São causadas pela histerese magnética e pela circulação de correntes parasitas induzidas no núcleo magnético;
3. Perdas mecânicas: Compreendem o efeito do atrito nos rolamentos e escovas, ventilação e bombeamento para resfriamento ou lubrificação;

4. Perdas suplementares: São perdas não contabilizadas nas outras categorias, geralmente causadas por laços de fluxo disperso em peças metálicas da máquina.

O fluxo de potência da máquina operando como motor é mostrado na Figura 2.2. A Tabela 2.1 resume a dependência entre cada perda e o carregamento mecânico a que o motor é submetido.

Figura 2.2 – Fluxo de potência para funcionamento como motor

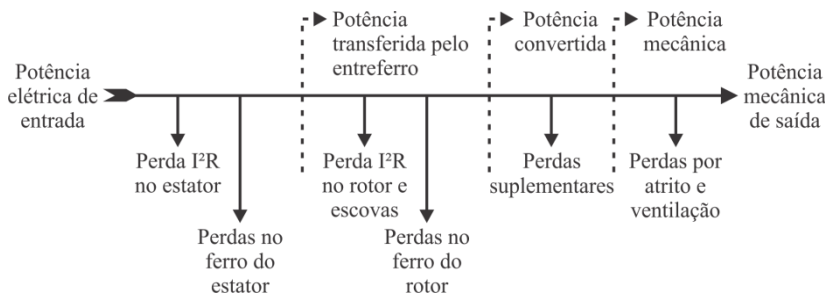


Tabela 2.1 – Relação entre perdas e o carregamento mecânico

<b>Perdas energéticas</b>	<b>Efeitos da aplicação de carga</b>
Perda Joule no estator	Aumenta com o quadrado da corrente
Perda Joule no rotor	Aumenta com o quadrado da corrente
Perda nas escovas	Aumenta com a corrente
Perdas no ferro	São aproximadamente constantes a tensão e frequência constantes, variam com o fluxo e a frequência
Perdas mecânicas	São constantes à velocidade constante, variam diretamente com a velocidade
Perdas suplementares	Aumenta com o quadrado da carga

Fonte: KOSOW, 1993

Quando a máquina é alimentada diretamente pela rede elétrica, sem inversores ou outros equipamentos semelhantes, a velocidade depende primariamente da carga mecânica, e sua variação entre os pontos em vazio e em plena carga costuma ser muito pequena (menor do que 5%). As perdas mecânicas, portanto, podem ser consideradas constantes, desde que a operação se dê numa faixa praticamente constante de velocidade.

De forma semelhante, se a máquina for excitada com tensão e frequência constantes, consideram-se as perdas no ferro também constantes na faixa de operação normal.

O circuito elétrico equivalente contempla as perdas por efeito Joule no estator e no rotor e as perdas no ferro. As perdas mecânicas e suplementares, entretanto, não são representadas no modelo, de forma que devem ser consideradas *a posteriori*.

As potências e perdas envolvidas podem ser calculadas por (1.11) – (1.17), em que  $P_{ent}$  representa a potência ativa absorvida pela máquina,  $P_{j1}$  a perda ôhmica no enrolamento do estator,  $P_{fe}$  as perdas no ferro,  $P_{tr}$  a potência transmitida através do entreferro,  $P_{j2}$  a perda ôhmica no enrolamento do rotor,  $P_{conv}$  a potência convertida,  $P_{sai}$  a potência mecânica de saída,  $P_{av}$  as perdas mecânicas e  $P_{sup}$  as perdas suplementares. A potência elétrica ativa consumida pelo motor é igual à soma das perdas no estator ( $P_{j1}$  e  $P_{fe}$ ) com a potência transferida ao rotor através do entreferro ( $P_{tr}$ ). Neste modelo, considera-se que as perdas no ferro concentram-se no estator. Parte da potência transferida através do entreferro – a qual é igual ao torque eletromagnético interno ( $T_{em}$ ) vezes a velocidade angular síncrona – é atribuída às perdas Joule no rotor ( $P_{j2}$ ), enquanto à parte restante dá-se o nome de potência convertida ( $P_{conv}$ ). Subtraindo de  $P_{conv}$  as perdas mecânicas e suplementares, obtém-se finalmente o valor da potência mecânica entregue à carga ( $P_{sai}$ ).

$$P_{ent} = P_{j1} + P_{fe} + P_{tr} \quad (1.11)$$

$$P_{j1} = 3I_1^2 R_1 \quad (1.12)$$

$$P_{fe} = 3 \frac{E_1^2}{R_f} \quad (1.13)$$

$$P_{tr} = T_{em} \omega_s = 3I_2^2 \frac{R_2}{s} = P_{j2} + P_{conv} \quad (1.14)$$

$$P_{j2} = 3I_2^2 R_2 = sP_{tr} \quad (1.15)$$

$$P_{conv} = 3I_2^2 \frac{(1-s)}{s} R_2 = (1-s)P_{tr} \quad (1.16)$$

$$P_{sai} = P_{conv} - P_{av} - P_{sup} \quad (1.17)$$

De forma semelhante, o fluxo de potência reativa pode ser expresso pela soma das componentes de dispersão e magnetização conforme (1.18).



$$Q_{ent} = 3I_1^2 X_1 + 3 \frac{E_1^2}{X_m} + 3I_2^2 X_2 \quad (1.18)$$

Conforme (1.14), a potência transferida pelo entreferro é igual ao produto entre torque eletromagnético e uma constante  $\omega_s$ . Sendo assim, quando a potência for máxima, o torque interno também será máximo. Aplicando o teorema da máxima transferência de potência em (1.14), é possível calcular o valor máximo da potência transferida pelo entreferro em função dos parâmetros do modelo e, por conseguinte, o torque interno máximo, expresso por (1.19). A tensão e a impedância equivalente de Thévenin são calculadas por (1.20) e (1.21). O torque interno máximo, no entanto, difere do torque máximo no eixo devido aos efeitos das perdas mecânicas e suplementares. O escorregamento correspondente ao torque máximo pode ser calculado por (1.22).

$$T_m = 3 \frac{1}{\omega_s} \frac{0,5V_{th}^2}{R_{th} + \sqrt{R_{th}^2 + (X_{th} + X_2)^2}} \quad (1.19)$$

$$V_{th} = \left| \frac{\mathbf{Z}_m}{\mathbf{Z}_1 + \mathbf{Z}_m} \right| V_1 \quad (1.20)$$

$$R_{th} + jX_{th} = \frac{\mathbf{Z}_1 \mathbf{Z}_m}{\mathbf{Z}_1 + \mathbf{Z}_m} \quad (1.21)$$

$$s_m = \frac{R_2}{\sqrt{R_{th}^2 + (X_{th} + X_2)^2}} \quad (1.22)$$

## 2.4 DETERMINAÇÃO DO CE POR ENSAIOS PADRONIZADOS

No Brasil, os ensaios em laboratório com motores de indução trifásicos são definidos pela norma NBR 5383-1, intitulada “Máquinas elétricas girantes – Parte 1: Motores de indução trifásicos – Ensaios”. A referência principal desta norma é a norma IEEE 112 – “*IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators*” (“Procedimento padrão para testes de motores e geradores de indução trifásicos”, em tradução livre), que difere muito pouco da norma brasileira. Por ser mais detalhada, a IEEE 112 foi adotada como referência para este trabalho.

Segundo a norma, o procedimento para determinação dos valores dos parâmetros do CE demanda três ensaios: medição direta da

resistência do enrolamento do estator, ensaio em vazio e ensaio de impedância.

#### 2.4.1 Medição de resistência a frio

Inicialmente, com os enrolamentos do estator ligados em estrela, a resistência elétrica em corrente contínua entre cada par de terminais é medida com o motor em temperatura ambiente. A média aritmética dos valores lidos é corrigida para a temperatura de operação da máquina a plena carga através de (1.23) e então é dividida por dois, para considerar a resistência de apenas uma fase. O valor resultante é atribuído a  $R_l$ . Na equação,  $R_b$  é o valor corrigido da resistência  $R_a$ , (conhecida na temperatura  $t_a$ ) para a temperatura  $t_b$ , e  $k$  é uma constante que depende do material de que é feito o condutor.

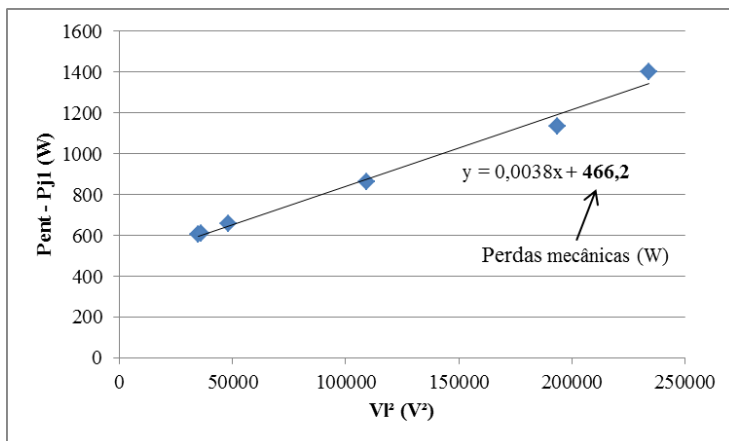
$$R_b = \frac{t_b + k_1}{t_a + k_1} R_a \quad (1.23)$$

#### 2.4.2 Ensaio em vazio

No ensaio em vazio, o motor é acionado sem carga mecânica acoplada ao seu eixo. Medem-se tensão, corrente e potência ativa enquanto a tensão é reduzida gradualmente desde 125 % de seu valor nominal. O ensaio é finalizado quando se observa um acréscimo de corrente com um decréscimo de tensão.

A potência ativa em vazio compõe-se basicamente da perda joule no estator, perdas no ferro e perdas mecânicas. As perdas joule no rotor e perdas suplementares são desprezíveis nessa condição, e não há potência útil entregue no eixo. Os valores de  $P_{fe}$  e  $P_{av}$  são determinados através de uma regressão linear da potência ativa ( $P_{ent}$ ) subtraída de  $P_{jl}$  em função do quadrado da tensão, como mostra a Figura 2.3. O valor de  $P_{jl}$  em cada ponto de medição é determinado utilizando (1.12), com o valor medido de corrente e o valor de  $R_l$  corrigido para a temperatura do ensaio. O coeficiente linear da regressão é então atribuído ao valor das perdas mecânicas. A determinação do valor das perdas no ferro sob tensão nominal é feita utilizando o ponto experimental com tensão nominal, subtraindo da potência ativa as duas parcelas já conhecidas.

Figura 2.3 – Separação das perdas em vazio



### 2.4.3 Ensaio de impedância

Segundo a norma, há quatro possibilidades para o ensaio de impedância:

1. Ensaio de rotor travado com corrente nominal a no máximo 25 % da frequência nominal;
2. Ensaio de rotor travado com corrente nominal em três frequências – nominal, aproximadamente 50 % da nominal e no máximo 25 % da nominal.
3. Ensaio com escorregamento aproximadamente nominal. Para atingir esta condição, o motor pode operar em vazio com tensão reduzida ou com carga.
4. Quando os métodos anteriores não forem praticáveis, utiliza-se o ensaio de rotor travado com corrente e frequência nominais, seguido por um teste de carga.

Nas quatro possibilidades, medem-se tensão, corrente, potência ativa, temperatura do enrolamento do estator e, no caso 3, a velocidade. A ordem apresentada define a prioridade devida a cada possibilidade, de forma que a opção 1 confere maior precisão e é mais recomendada do que a opção 4.

Nos quatro casos, medem-se tensão, corrente, potência ativa, temperatura do enrolamento do estator e, no caso 3, a velocidade. Nos casos em que o rotor é bloqueado, a tensão de alimentação do motor deve ser menor do que a nominal, visto que sua impedância equivalente é muito menor do que quando o motor está em regime permanente. Por

este motivo, demanda-se uma fonte de alimentação com tensão ajustável para a realização dos testes 1, 2 e 4. Nos casos 1 e 2, a frequência da fonte também deve ser ajustável. Para a opção 3, requer-se que a fonte tenha tensão ajustável ou que haja meio de impor carregamento mecânico suficiente à máquina em teste para levá-la à condição de escorregamento nominal.

#### 2.4.4 Procedimento de cálculo

A opção escolhida para o ensaio de impedância define o procedimento de cálculo dos parâmetros. De modo geral, os procedimentos envolvem cálculos iterativos aplicando os valores medidos nos três ensaios em equações de balanço de corrente e de potência ativa e reativa. Emprega-se também uma relação fixa entre as reatâncias de dispersão do estator e rotor. Caso não seja conhecida, devem-se utilizar valores tabelados conforme a classe do motor e o padrão segundo o qual o projeto foi feito, os quais são indicados na Tabela 2.2. Dois padrões são encontrados nas normas IEEE 112 e NBR 5383-1, e são apresentados na Tabela 2.2: o americano NEMA – *National Electrical Manufacturers Association* e o europeu IEC – *International Electrotechnical Commission*.

Tabela 2.2 – Relação entre reatâncias de dispersão conforme classe e norma de projeto.

<b>Norma e classe de projeto</b>	<b><math>X_1/X_2</math></b>
NEMA: A, D e rotor bobinado	1.0
NEMA: B	0.67
NEMA: C	0.43
IEC: D e rotor bobinado	0.78
IEC: N	0.68
IEC: H	0.58

Fonte: ABNT, 2002; IEEE, 2004.

Os cálculos propostos na norma, todavia, não são exatos, visto que se assumem aproximações e simplificações. Um estudo do efeito de algumas destas considerações e de maneiras de corrigi-las resultou na publicação de um artigo no escopo deste trabalho (WENGERKIEVICZ et al, 2014).

### 2.4.5 Determinação das perdas suplementares

Ainda que não sejam especificadas no CE, o valor das perdas suplementares deve ser determinado para que seja possível calcular a potência útil entregue no eixo, bem como o rendimento do motor. Segundo as normas citadas, a quantificação destas perdas pode ocorrer de três formas.

A primeira opção é a medição direta das perdas em duas componentes. A componente em frequência fundamental é medida removendo-se o rotor e submetendo o enrolamento do estator a uma determinada corrente. A segunda componente, em frequências superiores, é determinada num ensaio de rotação reversa, em que o rotor é acionado mecanicamente por outra máquina enquanto se submete o enrolamento do estator a uma determinada corrente.

Uma segunda opção é a medição indireta, em que as perdas suplementares são quantificadas por exclusão das demais perdas, cujos valores são determinados previamente.

Uma terceira opção, caso as anteriores não sejam praticáveis, é adotar um valor assumido para as perdas suplementares. Segundo as normas IEEE 112 e NBR 5383-1, o valor pode ser assumido como uma porcentagem da potência nominal da máquina, conforme indicado na Tabela 2.3.

Tabela 2.3 – Porcentagem da potência nominal assumida como perdas suplementares a plena carga

Potência nominal (kW)	$P_{sl}/P_n$ (%)
1 - 90	1,8
91 – 375	1,5
376 - 1850	1,2
Acima de 1851	0,9

Fonte: ABNT, 2002; IEEE, 2004.

Já a norma europeia IEC 60034-2, em sua versão mais recente, referencia a perda suplementar à potência de entrada a plena carga, conforme indicado pela Tabela 2.4. Para máquinas entre 1 kW e 10 MW, o valor deve ser calculado por (1.24), em que  $P_n$  é a potência nominal da máquina em quilowatts. Em sua versão anterior, a mesma norma sugeria o valor de 0,5 % da potência de entrada nominal para todas as potências, o qual era um valor subestimado (Boglietti, 2011). Comparando os percentuais, e assumindo que os motores têm em média 90% de rendimento (WEG, 2014), pode-se concluir que o limite inferior

assumido pela IEEE chega a ser 60 % maior do que o assumido pela IEC, enquanto o limite superior é aproximadamente 30 % menor.

Tabela 2.4 – Parcela da potência ativa atribuída às perdas suplementares a plena carga em função da faixa de potência nominal

Potência nominal (kW)	$P_{sll}/P_{in}$ (%)
< 1	2,5
1 – 10.000	Conforme (1.24)
> 10.000	0,5

Fonte: Boglietti, 2011

$$P_{sup} = P_{ent} \left[ 0,025 - 0,005 \log_{10} \left( \frac{P_n}{1 \text{ kW}} \right) \right] \quad (1.24)$$

Com o valor das perdas suplementares conhecido para a condição de carregamento nominal, é possível estimar seu valor em outros pontos de operação, considerando-a proporcional ao quadrado do torque ou ao quadrado da corrente no rotor, como indicado em (1.25) e (1.26).

$$P_{sup}' = \frac{I'^2}{I_2^2} P_{sup} \quad (1.25)$$

$$P_{sup}' = \frac{T'^2}{T^2} P_{sup} \quad (1.26)$$

### 3 REVISÃO DA LITERATURA

Os procedimentos recomendados em norma para o cálculo do circuito equivalente proporcionam resultados confiáveis, porém seus requisitos podem ser proibitivos em certos contextos. A instrumentação necessária e a fonte de alimentação com tensão controlável dificilmente estarão disponíveis numa indústria em que se deseja avaliar o rendimento de um motor. A interrupção do funcionamento da máquina para efetuar a medição da resistência do enrolamento do estator ou o desacoplamento mecânico do eixo podem ser inaceitáveis ou impraticáveis em processos industriais críticos. Em outro cenário, caso um engenheiro deseje realizar um estudo de estabilidade ou uma simulação transitória utilizando o CE antes de adquirir a máquina, ele deve possuir outros meios de determinar os valores dos parâmetros que não por ensaios em laboratório. Ainda que a máquina já tenha sido adquirida, os ensaios descritos em norma podem não ser suficientes para determinar um modelo com precisão adequada para sua aplicação.

Desafios como estes motivaram pesquisadores a desenvolver métodos alternativos para determinar ou estimar os valores de parâmetros, que vão desde relações analíticas baseadas em dados de placa até a análise da resposta em frequência do circuito.

#### 3.1 VISÃO GERAL

Segundo Lindenmeyer et al (2001), os métodos de identificação dos valores de parâmetros de MIT podem ser classificados da seguinte maneira:

1. *Cálculo a partir de dados construtivos:* Requer o conhecimento detalhado da geometria da máquina e dos materiais empregados, além de software para cálculo de campo magnético, geralmente pelo método de elementos finitos. É o procedimento mais preciso, porém bastante custoso, sendo aplicado principalmente na fase de projeto.
2. *Estimação baseada em modelos de regime permanente:* Emprega geralmente a solução de equações obtidas de modelos em regime permanente utilizando dados de testes, medições ou fornecidos pelo fabricante.
3. *Estimação no domínio da frequência:* Os valores dos parâmetros são estimados a partir de uma função de transferência no domínio da frequência observada durante um teste. Apesar da precisão, não é uma prática industrial comum.

4. *Estimação no domínio do tempo*: Os valores dos parâmetros são ajustados para que a resposta calculada empregando um sistema de equações diferenciais corresponda à resposta medida no domínio do tempo. Os dados necessários geralmente não estão disponíveis.
5. *Estimação em tempo real*: Geralmente é utilizada em acionamentos para ajustar valores em modelos simplificados, evitando que o controle saia de sintonia com a planta por variação paramétrica devida à variação de temperatura ou de frequência.

O foco deste trabalho se encontra nos métodos do segundo tipo, especialmente nos que empregam apenas dados fornecidos pelo fabricante na placa de identificação da máquina ou nos catálogos técnicos. Estes dados contêm informações de potência mecânica, torque, corrente, eficiência, fator de potência, velocidade de rotação, entre outras.

Os artigos encontrados na literatura acadêmica sobre identificação de modelos de motores de indução são destinados a três aplicações principais. Uma série de trabalhos dedica-se à determinação de valores para possibilitar o cálculo do rendimento da máquina através do circuito equivalente. Outros autores focam-se na obtenção de curvas de torque e corrente de linha que reflitam adequadamente o funcionamento da máquina. Um terceiro grupo de artigos visa à obtenção de valores de parâmetros necessários para estudos transitórios e aplicações de controle.

Conforme a aplicação pretendida, diferentes modelos são adotados para a máquina. Quando se deseja calcular o torque e a corrente, o modelo de gaiola simples sem perdas no ferro, mostrado na Figura 3.1, geralmente fornece precisão suficiente (LEE et al, 2012). Já quando se deseja determinar o rendimento a partir do circuito equivalente, é necessário considerar as perdas no ferro, além das perdas externas ao modelo, ou seja, as perdas suplementares e mecânicas, como mostra a Figura 3.2. Ambos os modelos com parâmetros constantes são adequados para a faixa de operação entre o funcionamento em vazio e o ponto de torque máximo. No entanto, para contemplar a partida e aceleração até o regime permanente, é necessário utilizar o modelo de gaiola dupla (PEDRA; CORCOLES, 2004) ou tornar os parâmetros dependentes do escorregamento (HAQUE, 2008). As figuras 3.3 e 3.4 indicam os modelos de gaiola dupla sem e com perdas no ferro, respectivamente.



Figura 3.1 – Modelo de gaiola simples sem perdas no ferro (GSS)

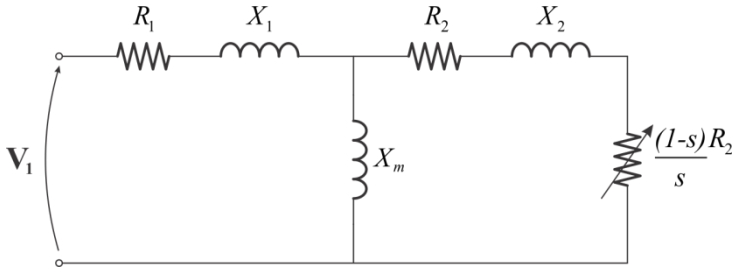


Figura 3.2 – Modelo de gaiola simples com perdas no ferro (GSF)

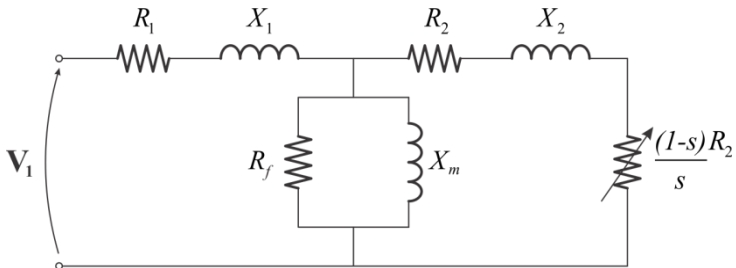


Figura 3.3 – Modelo de gaiola dupla sem perdas no ferro (GDS)

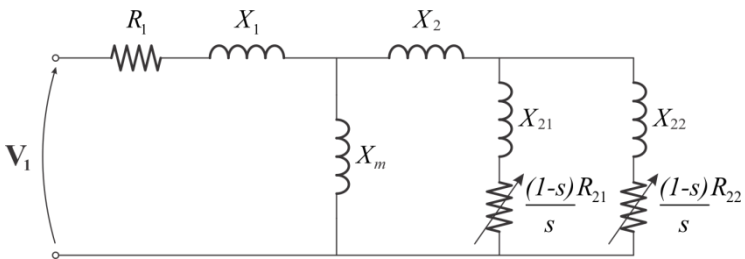
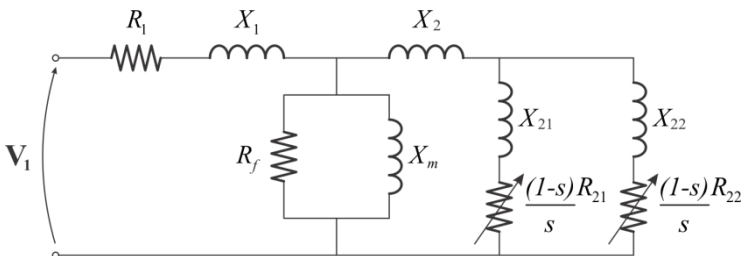


Figura 3.4 – Modelo de gaiola dupla com perdas no ferro (GDF)



Em um dos primeiros trabalhos acadêmicos a tratar do assunto (BELLINI et al, 1976), os valores do modelo de gaiola simples de cinco parâmetros (modelo GSS) são identificados através de ajuste iterativo de curvas por mínimos quadrados a partir de medições de torque e corrente em vários pontos desde a partida até a velocidade síncrona. Em 1989, Natarajan e Misra publicaram o primeiro trabalho sobre identificação a partir de dados fornecidos por fabricantes, determinando através de equações analíticas os valores do modelo de gaiola simples de seis parâmetros (GSF) aplicado à construção de curvas de eficiência e fator de potência. No mesmo ano, Ansuji (1989) empregou análise de sensibilidade utilizando outras informações de catálogo – incluindo o fator de potência com rotor travado e o escorregamento no ponto de torque máximo, valores normalmente não fornecidos – para determinar os valores do GSF e constantes de correção de  $R_2$  e  $X_2$  em função do escorregamento para aplicações de simulação transitória.

Os métodos de busca aplicados até então dependiam fortemente de um bom ponto inicial para o processo iterativo, de forma que a solução poderia convergir para um mínimo local (NOLAN, 1994). Para contornar este problema, Bishop e Richards (1990) aplicaram algoritmos genéticos (AG) para buscar os valores de quatro parâmetros do GSF com base em poucos dados experimentais. Estes algoritmos são mais robustos contra mínimos locais do que métodos tradicionais de descida, visando o encontro do mínimo global dentro de um amplo espaço de busca. Os autores reduzem o número de incógnitas ao considerar que a resistência do estator pode ser medida experimentalmente em corrente contínua e que as reatâncias de dispersão são vinculadas por uma constante conhecida.

Em 1993, Haque sugere um procedimento iterativo para calcular todos os parâmetros do GSF e as perdas mecânicas a partir de dados de catálogo, mostrando a superioridade de seu método frente ao de Natarajan e Misra no cálculo de rendimento e fator de potência. No ano seguinte, Nolan aplica algoritmos genéticos para determinar o modelo GSS também com dados de fabricantes, para geração de curvas de torque e corrente (NOLAN et al, 1994). Quatro versões de algoritmos são comparadas entre si e com o método de Newton a respeito da convergência. Nota-se que uma pequena diferença no ponto inicial pode causar divergência com o método de Newton, enquanto uma versão de AG com seleção determinística se destaca pelo desempenho.

Em 1996, o Oak Ridge National Laboratory (ORNL) publicou o relatório “*Assessment of Methods for Estimating Motor Efficiency and Load Under Field Conditions*” (KUECK et al, 1996), que estuda

métodos para estimação de rendimento de motores em campo com diferentes níveis de intrusividade, isto é, de interferência no funcionamento normal da máquina. No contexto de baixa intrusão, o mais recomendado foi o método *Nameplate Equivalent Circuit* (NEQ), no qual um circuito equivalente do tipo GSF é inferido a partir dos dados de placa por um processo iterativo. No estudo, o desvio do rendimento calculado foi de aproximadamente 3,6 %, ainda que se tenha assumido um valor típico para o fator de potência a plena carga, dada sua ausência na placa. Com um valor mais preciso de fator de potência, a precisão tende a aumentar.

Com o objetivo de determinar o rendimento em campo, Pillay (1998) aplica AG para determinar quatro parâmetros do GSF com base em medições de corrente e potência ativa em quatro pontos de carga. Adota-se o valor de perdas suplementares sugerido pela IEEE 112, medição direta de  $R_l$  e vínculo entre as reatâncias de dispersão. Um ano depois, Nangsue, Pillay e Conry aplicam AG à identificação do modelo gaiola dupla sem perdas no ferro (GDS) a partir de dados de catálogo para traçar curvas de torque. O emprego de AG é novamente sugerido por Abdelhadi et al (2005) para identificar o modelo GSS no contexto de controle, tomando por referência curvas de corrente e adaptando o espaço de busca para acelerar a convergência.

Huang (1999) propõe a identificação de parâmetros do modelo GSS pela medição da forma de onda de corrente durante a partida do motor, para fins de controle. Lindenmeyer (2001) aplica otimização não linear restrita para identificar todos os parâmetros dos modelos GSS e GDS a partir de dados de placa, levando em consideração efeitos de saturação.

Uma extensa revisão sobre estimação de parâmetros de MIT é desenvolvida por Toliyat (2003), baseada em 207 referências. O trabalho é focado em métodos destinados a aplicações de controle, muitos deles utilizando o próprio sistema de acionamento do motor para realizar testes ou impor excitações especiais e avaliar a resposta do sistema.

Com o objetivo de obter curvas de torque, Pedra (2004) emprega apenas poucos valores informados em catálogo para determinar os modelos GSS e GDS através da função *fsolve* fornecida no software Matlab. O mesmo expediente é adotado por Haque (2008), que visa ao cálculo do rendimento e torque com o modelo GSF.

No contexto de estimação de rendimento, Sabharwal (2006) identifica o modelo GSF empregando relações analíticas e dados de catálogo. Lu et al (2006) comparam o desempenho dos métodos de

Newton, Otimização por Enxame de Partículas e *Simulated Annealing* para determinar quatro parâmetros do modelo GSF a partir de medições pouco intrusivas em campo. Wang e Park (2014) empregam um método de mínimos quadrados linear iterativo para buscar todos os parâmetros deste modelo com base em valores de rendimento e fator de potência em quatro níveis de carregamento, ainda que fabricantes usualmente disponibilizem dados de apenas três níveis.

Sundareswaran et al (2008) empregam um método híbrido, buscando também o valor dos mesmos quatro parâmetros com base em medições de corrente, fator de potência e velocidade. Inicialmente se utiliza um AG para encontrar a região aproximada do mínimo global, aplicando-se em seguida um método de busca local para atingi-lo.

O modelo completo GSF é obtido por Lee et al (2012) a partir de dados de catálogo por um procedimento analítico iterativo, valores típicos para determinadas perdas em função da perda total a plena carga. Um método analítico e direto é proposto por Guimarães et al (2014) para estimar todos os parâmetros do modelo GSF, visando à obtenção de curvas de torque, corrente e eficiência e a aplicação a uma extensa planilha de motores.

### 3.2 MÉTODOS PRINCIPAIS

Entre as publicações encontradas na literatura acadêmica sobre identificação de modelos de MIT, algumas merecem destaque e um estudo aprofundado pelo seu alinhamento com o escopo deste trabalho ou por conterem informações úteis ao presente objetivo.

Normalmente, catálogos de fabricantes de máquinas apresentam os seguintes dados, em que os subscritos entre parênteses indicam a porcentagem de carregamento a que a grandeza se refere:

- Potência mecânica nominal ( $P_n$  [hp, CV, kW]);
- Tensão de linha ( $V_l$  [V]);
- Corrente nominal de linha ( $I_n$  [A]);
- Corrente de partida, em função da corrente nominal ( $I_p/I_n$ );
- Torque nominal ( $T_n$  [kgfm, Nm]);
- Torque de partida, em função do torque nominal ( $T_p/T_n$ );
- Torque máximo, em função do torque nominal ( $T_m/T_n$ );
- Rendimento com 100 %, 75 % e 50 % do carregamento nominal ( $\eta_{(100)}$ ,  $\eta_{(75)}$ ,  $\eta_{(50)}$  [%]);
- Fator de potência com 100 %, 75 % e 50 % do carregamento nominal ( $\cos\varphi_{(100)}$ ,  $\cos\varphi_{(75)}$ ,  $\cos\varphi_{(50)}$ );
- Rotação a plena carga ( $N$  [rpm]);

- Frequência ( $f$  [Hz]);
- Norma e categoria de projeto;
- Tipo de carcaça;

Já na placa de identificação, que é fixada à máquina, geralmente são informados apenas potência mecânica nominal, tensão, corrente a plena carga e de partida, rendimento, fator de potência e rotação a plena carga, frequência e categoria de projeto.

### 3.2.1 Natarajan e Misra (1989)

O artigo de Natarajan e Misra “*Parameter estimation of induction motors using a spreadsheet program on a personal computer*”, de 1989, é comumente referenciado como a publicação pioneira no contexto de determinação de modelo a partir de dados de fabricante. A aplicação a que se destina é semelhante à do presente trabalho, identificando o modelo GSF para determinação de rendimento e fator de potência através de um procedimento aplicável a uma planilha com diversos motores.

Algumas considerações são assumidas pelos autores: a alimentação é tomada como sinusoidal, negligenciando-se os efeitos de harmônicas; são desprezados efeitos de saturação magnética; são desprezadas as perdas mecânicas e suplementares.

As correntes nos carregamentos de 75 % e 50 % são calculadas por (2.1), utilizando as informações de rendimento e fator de deslocamento.

$$I_{1(75)} = \frac{0,75P_n}{3V_1\eta_{(75)} \cos \varphi_{(75)}} \quad (2.1)$$

$$I_{1(50)} = \frac{0,5P_n}{3V_1\eta_{(50)} \cos \varphi_{(50)}} \quad (2.2)$$

Uma primeira aproximação das perdas é dada por (2.3), que contabiliza perdas constantes ( $P_{const}$ , iguais à soma das perdas no ferro e mecânicas) e dependentes do valor da corrente, com  $R_{tot} = R_1 + R_2$ . Aplicando a expressão aos pontos de carga disponíveis, obtém-se o sistema linear (2.4), que pode ser resolvido algebricamente para  $R_{tot}$  e  $P_{const}$  tomando duas das três equações. Atribui-se arbitrariamente a metade das perdas constantes às perdas no ferro.

$$P_{sai} \left( \frac{1}{\eta} - 1 \right) = 3I_1^2 R_{tot} + P_{const} \quad (2.3)$$

$$\begin{cases} P_n \left( \frac{1}{\eta_{(100)}} - 1 \right) = 3I_{1(100)}^2 R_{tot} + P_{const} \\ 0,75P_n \left( \frac{1}{\eta_{(75)}} - 1 \right) = 3I_{1(75)}^2 R_{tot} + P_{const} \\ 0,5P_n \left( \frac{1}{\eta_{(50)}} - 1 \right) = 3I_{1(50)}^2 R_{tot} + P_{const} \end{cases} \quad (2.4)$$

A resistência de perdas no ferro ( $R_f$ ) e a parte real da corrente em vazio, assumida igual a  $I_{fs}$ , são calculadas por (2.5) e (2.6).

$$R_f = \frac{3V_1^2}{0,5P_{const}} \quad (2.5)$$

$$I_f = \sqrt{\frac{0,5P_{const}}{3R_f}} \quad (2.6)$$

A corrente de magnetização é calculada pela resolução do sistema (2.7), em que ( $I_2 \sin \varphi_2$ ) representa a parte imaginária da corrente no rotor à plena carga. A componente real e o módulo da corrente no rotor são calculados por (2.9) e (2.10).

$$\begin{cases} (I_2 \sin \varphi_2) + I_m = I_{1(100)} \sin \varphi_{1(100)} \\ 0,75(I_2 \sin \varphi_2) + I_m = I_{1(75)} \sin \varphi_{1(75)} \end{cases} \quad (2.7)$$

$$X_m = \frac{V_1}{I_m} \quad (2.8)$$

$$I_2 \cos \varphi_2 = I_1 \cos \varphi - I_f \quad (2.9)$$

$$I_2 = \sqrt{(I_2 \cos \varphi_2)^2 + (I_2 \sin \varphi_2)^2} \quad (2.10)$$

Com o valor de  $I_2$ , da potência nominal e do escorregamento nominal, calcula-se o valor de  $R_2$  por (2.11) e, posteriormente, de  $R_l$  por

(2.12). O valor de  $X_2$  é calculado com os valores de torque de partida ( $T_p$ ) e torque máximo ( $T_m$ ), além do já determinado para  $R_2$ . Por fim,  $X_2$  é obtido pela razão entre as reatâncias de dispersão, conforme a Tabela 2.2.

$$R_2 = \frac{sP_n}{3I_2^2(1-s)} \quad (2.11)$$

$$R_1 = R_{tot} - R_2 \quad (2.12)$$

$$X_2 = \frac{R_2 \left( \frac{T_p}{T_m} \right)}{1 - \sqrt{1 - \left( \frac{T_p}{T_m} \right)^2}} \quad (2.13)$$

$$X_1 = X_2 \left( \frac{X_1}{X_2} \right) \quad (2.14)$$

### 3.2.2 Haque (1993)

M. H. Haque, em 1993, propõe um método iterativo para identificar o modelo GSF visando estimar rendimento e fator de potência e mostra a superioridade de seus resultados em comparação com os de Natarajan e Misra.

O cálculo iterativo se dá pelos seguintes passos:

1. A corrente de linha a 50 % de carga  $I_{1(50)}$  é determinada por (2.2);
2. Determinam-se os seguintes valores iniciais:  $E_1 = V_1$ ,  $P_{av} = 0$  e correntes do rotor iguais à componente real da corrente de linha;
3.  $R_2$  é calculado por (2.15),  $R_1$  e  $P_{const}$  resultam do sistema linear (2.16) e  $R_f$  de (2.17).  $X_1$  e  $X_2$  são calculados com (2.18) e com os valores da tabela Tabela 2.2.  $X_m$  é calculado com (2.19);
4. Os valores de  $E_1$ ,  $I_2$  e  $P_{av}$  são atualizados com (2.20), (2.21) e (2.22);
5. Repetem-se os passos 3 e 4 até alcançar a convergência dos valores dos parâmetros.

$$R_2 = \frac{(P_n + P_{av})s}{3I_2^2(1-s)} \quad (2.15)$$

$$\begin{cases} 3I_{1(100)}^2 R_1 + 3I_{2(100)}^2 R_2 + P_{const} = P_n \left( \frac{1}{\eta_{(100)}} - 1 \right) \\ 3I_{1(50)}^2 R_1 + 3I_{2(50)}^2 R_2 + P_{const} = 0,5P_n \left( \frac{1}{\eta_{(50)}} - 1 \right) \end{cases} \quad (2.16)$$

$$R_f = \frac{3E_1^2}{0,5P_{const}} \quad (2.17)$$

$$(X_1 + X_2) = \sqrt{\frac{T_n}{T_p} \frac{3V_1^2 R_2}{P_n} (1-s) - (R_1 + R_2)^2} \quad (2.18)$$

$$X_m = \frac{E_1^2}{V_1 I_{1(100)} \sin \varphi_{(100)} - I_{1(100)}^2 X_1 - I_{2(100)}^2 X_2} \quad (2.19)$$

$$E_1 = |\mathbf{V}_1 - \mathbf{I}_1 (R_1 + jX_1)| \quad (2.20)$$

$$I_2 = \left| \mathbf{I}_1 - \frac{\mathbf{E}}{\mathbf{Z}_m} \right| \quad (2.21)$$

$$P_{av} = 0,5P_{const} \quad (2.22)$$

### 3.2.3 Nolan et al (1994)

A publicação de Nolan et al (1994) possui um objetivo diferente dos trabalhos anteriores, focando-se na obtenção de um modelo que produza curvas confiáveis de torque e corrente desde a partida até a velocidade síncrona. Para tanto, os autores empregam métodos de otimização por algoritmos genéticos (AG) para identificar os cinco parâmetros do modelo GSS, tomando por referência os valores de torque de partida, torque máximo, torque à plena carga e fator de potência. A velocidade à plena carga fornecida pelo fabricante também é empregada.

Algoritmos genéticos são uma classe genérica de algoritmos numéricos de otimização inspirada na seleção natural de indivíduos de acordo com sua aptidão ao ambiente. Um estudo aprofundado sobre AG é apresentado no capítulo seguinte. Resumidamente, um grupo de possíveis soluções (indivíduos) é avaliado de acordo com uma função de aptidão que se deseja maximizar. Selecionam-se pares de indivíduos (pais) de acordo com sua aptidão, de forma que indivíduos mais aptos têm maior probabilidade de ser selecionados. Aplicam-se a estes pares operadores genéticos, tipicamente cruzamento e mutação, que combinam “características” dos dois pais, para formar uma nova



população, e assim sucessivamente. Os operadores podem tomar diferentes formas, bem como os métodos de seleção e a própria codificação numérica dos indivíduos, a qual pode ser binária ou real.

A partir do modelo GSS, pode-se aproximar o torque nominal ( $T_n$ ), torque de partida ( $T_p$ ) e torque máximo ( $T_m$ ) por (2.23), (2.24) e (2.25), respectivamente, em função de  $R_1$ ,  $R_2$  e da reatância total de dispersão. Esta reatância é posteriormente dividida em suas duas parcelas conforme as relações dadas na Tabela 2.2. Considera-se que todos os parâmetros são constantes para toda a faixa de velocidade, e que a reatância de magnetização praticamente não tem influência na corrente de partida.

$$T_n = \frac{V_1^2 \frac{R_2}{s}}{\omega_s \left[ \left( R_1 + \frac{R_2}{s} \right)^2 + (X_1 + X_2)^2 \right]} \quad (2.23)$$

$$T_p = \frac{V_1^2 R_2}{\omega_s \left[ (R_1 + R_2)^2 + (X_1 + X_2)^2 \right]} \quad (2.24)$$

$$T_m = \frac{V_1^2}{2\omega_s \left( R_1 + \sqrt{R_1^2 + (X_1 + X_2)^2} \right)} \quad (2.25)$$

Com estas equações, desenvolve-se um sistema de três funções (2.26) que expressam os resíduos entre os valores fornecidos pelo fabricante e os calculados através do modelo. Uma função erro a ser minimizada é composta pela soma dos quadrados dos três resíduos.

$$\left\{ \begin{array}{l} F_1(R_1, R_2, X_t) = T_n - \frac{V_1^2 \frac{R_2}{s}}{\omega_s \left[ \left( R_1 + \frac{R_2}{s} \right)^2 + (X_1 + X_2)^2 \right]} \\ F_2(R_1, R_2, X_t) = T_p - \frac{V_1^2 R_2}{\omega_s \left[ (R_1 + R_2)^2 + (X_1 + X_2)^2 \right]} \\ F_3(R_1, R_2, X_t) = T_m - \frac{V_1^2}{2\omega_s \left( R_1 + \sqrt{R_1^2 + (X_1 + X_2)^2} \right)} \end{array} \right. \quad (2.26)$$

$$\varepsilon(R_1, R_2, X_t) = F_1^2 + F_2^2 + F_3^2 \quad (2.27)$$

Os AG, entretanto, maximizam uma função de aptidão, a qual é formulada como (2.28).

$$F_{apt} = \frac{1}{\varepsilon} \quad (2.28)$$

Uma vez determinados os valores de  $R_1$ ,  $R_2$ ,  $X_1$  e  $X_2$ , o valor de  $X_m$  é calculado com base no fator de potência informado pelo fabricante.

Os autores testam quatro configurações de AG, todas com codificação binária:

1. Seleção estocástica (roleta), um cruzamento e uma mutação por indivíduo;
2. Seleção determinística, um cruzamento e uma mutação por indivíduo;
3. Seleção determinística, dois cruzamentos e uma mutação por indivíduo;
4. Seleção determinística, um cruzamento por parâmetro e uma mutação por indivíduo.

A quarta configuração apresentou a melhor convergência, resultando em menores desvios em relação aos parâmetros de referência para os motores testados.

O método Newton-Raphson também é testado, apresentando rápida convergência quando executado com uma boa estimativa inicial. Entretanto, com uma pequena perturbação em apenas um parâmetro da

estimativa inicial, o método passa a divergir. Isto indica que a robustez desse método seria insuficiente para a aplicação do presente trabalho.

### 3.2.4 Kueck et al (1996)

Em 1996, uma equipe de pesquisadores do *Oak Ridge National Laboratory* (ORNL) publicou um relatório avaliando métodos para estimação de rendimento de motores em campo. Os métodos são divididos em três graus de intrusividade, isto é, relativos à interferência na operação normal da máquina. Entre os métodos de baixa intrusividade, o *Nameplate Equivalent Circuit Method* (NEQ) destacou-se entre os demais, com uma precisão típica de 3,6 %. Apesar de serem dedicados ao contexto de campo, estes métodos podem ser adaptados para a aplicação com dados de catálogo.

No NEQ, o modelo GSF é estimado a partir dos dados de placa da máquina. Numa primeira abordagem, a resistência do enrolamento do estator é medida diretamente. Quando isto for impossível ou indesejável, o parâmetro  $R_l$  de motores da categoria B (NEMA) pode ser estimado por (2.29), em que  $p$  é o número de polos,  $P_n$  é a potência mecânica nominal em hp e  $V_l$  é a tensão em volts.

$$R_l = 1,1 \cdot 10^{-4} p^{0,52} P_n^{-1,26} V_l^2 \quad (2.29)$$

As perdas suplementares são estimadas conforme os percentuais da IEEE 112 e incluídas no circuito como uma resistência em série com o ramo do rotor, uma vez que são proporcionais ao quadrado da corrente deste ramo. As perdas mecânicas são assumidas como uma porcentagem fixa da potência ativa a plena carga, que para motores de quatro polos da categoria B corresponde a 1,2 %. Com base nos valores nominais de escorregamento, resistência e reatância equivalente, razão  $X_1/X_2$  e magnitude da corrente de partida, são calculados iterativamente os valores dos cinco parâmetros restantes. Assume-se que todos os parâmetros têm valor constante entre as condições de partida e velocidade síncrona. Os autores chamam a atenção para o fato de a NEMA permitir até 20 % de desvio no valor do escorregamento nominal informado pelo fabricante. Este fato, quando ocorre, provoca imprecisão nos resultados quando forem baseados no valor do escorregamento nominal de placa.

Entre os métodos de média intrusividade, destaca-se o *Ontario Hydro Modified Method* (OHM) (KUECK et al, 1996), que simplifica os

procedimentos da IEEE 112 ao assumir que as perdas em vazio correspondem a 3,5 % da potência ativa a plena carga.

### 3.2.5 Sabharwal (2006)

Sabharwal (2006) identifica os seis parâmetros do modelo GSF a partir de dados de catálogo de forma analítica. O modelo encontrado é aplicado na estimação de torque, rendimento e fator de potência em diferentes pontos de operação.

As perdas suplementares e mecânicas são desprezadas, enquanto o restante das perdas é dividido em duas parcelas, uma constante e a outra proporcional ao quadrado da potência entregue à carga. Estas parcelas constituem uma equação de reta, a qual é aplicada aos níveis de carregamento de 100 % e 50 % no sistema (2.30). O coeficiente linear  $b$  da equação corresponde às perdas no ferro nas três fases, e  $R_f$  é calculado por (2.31) desprezando a queda de tensão na impedância do estator.

$$\begin{cases} \left( \frac{1}{\eta_{(100)}} - 1 \right) P_n = aP_n^2 + b \\ \left( \frac{1}{\eta_{(50)}} - 1 \right) 0,5P_n = a(0,5P_n)^2 + b \end{cases} \quad (2.30)$$

$$R_f = \frac{3V_1^2}{b} \quad (2.31)$$

Assumindo que durante a partida a impedância do ramo do rotor é muito menor que a do ramo de excitação e, portanto, que a corrente de partida flui quase totalmente pelo ramo do rotor,  $R_2$  é aproximado por (2.32) baseado na potência transferida pelo entreferro nessa condição, acrescentando as perdas no ferro.

$$R_2 = \frac{T_p \omega_s - \frac{3V_1^2}{R_f}}{3I_p^2} \quad (2.32)$$

Considerando que o torque é proporcional ao quadrado da corrente do rotor, ou seja, inversamente proporcional à sua impedância,

os valores de torque nominal e de partida são relacionados às respectivas impedâncias, resultando na expressão de  $X_2$  dada em (2.33). O valor de  $X_1$  é obtido em seguida pela razão  $X_1/X_2$ .

$$X_2 = R_2 \sqrt{\frac{\left(\frac{1}{s^2} - \frac{T_p}{T_n}\right)}{\left(\frac{T_p}{T_n} - 1\right)}} \quad (2.33)$$

A magnitude e a fase da corrente do rotor a plena carga são calculadas empregando potência de saída por (2.34) e (2.35). A corrente que flui por  $X_m$  é calculada por (2.36), permitindo a determinação de  $X_m$  por (2.37).

$$I_2 = \sqrt{\frac{sP_{sai}}{3R_2(1-s)}} \quad (2.34)$$

$$\theta_{I_2} = -\arccos\left(\frac{R_2/s}{V_1/I_2}\right) \quad (2.35)$$

$$I_m = \text{Im}\{\mathbf{I}_1\} - I_2 \sin \theta_{I_2} \quad (2.36)$$

$$X_m = \frac{V_1}{I_m} \quad (2.37)$$

Por fim, a perda Joule no estator é isolada da perda total pela subtração das parcelas Joule no rotor e de perdas no ferro, possibilitando a obtenção de  $R_1$  por (2.38).

$$R_1 = \frac{\left(\frac{1}{\eta} - 1\right)P_n - \frac{s}{(1-s)}P_n - P_{fe}}{3I_1^2} \quad (2.38)$$

O autor não apresenta comparações com valores de referência ou medições experimentais para validar seu método.

### 3.2.6 Lu et al (2006)

Lu et al (2006) propõem um método para avaliação do rendimento de motores em campo com poucas medições, sem que haja necessidade de desacoplar a carga mecânica ou retirar a máquina de seu local de operação.

A resistência do estator é medida diretamente após o desligamento do motor ou durante a operação com a injeção de uma componente de tensão contínua por um dispositivo previamente instalado. A relação tabelada entre  $X_1$  e  $X_2$  é utilizada, bem como os percentuais de perdas suplementares sugeridos pela IEEE, as quais são adicionadas ao circuito do rotor como uma resistência como em Kueck et al (1996). As perdas rotacionais são assumidas como 1,2 % da potência nominal para motores de quatro polos da categoria B abaixo de 200 hp.

Restam assim quatro parâmetros a serem identificados:  $X_1$ ,  $R_f$ ,  $X_m$  e  $R_2$ . Estes são encontrados pelo emprego de um algoritmo de otimização que minimiza a soma dos quadrados das diferenças entre grandezas medidas e simuladas. Medindo-se a tensão e a corrente do motor em avaliação, é possível determinar a impedância equivalente que pode ser separada em uma parte real e uma imaginária, equacionadas em (2.39). Realizando esse procedimento em dois níveis de carregamento suficientemente espaçados, obtêm-se quatro equações para determinar quatro incógnitas.

$$\left\{ \begin{array}{l} \operatorname{Re} \left\{ \frac{\mathbf{V}_1}{\mathbf{I}_1} \right\} = R_1 + R_f X_m \frac{\left( \frac{R_2}{s} + R_{sup} \right) A - \frac{X_1}{(X_1/X_2)} B}{A^2 + B^2} \\ \operatorname{Im} \left\{ \frac{\mathbf{V}_1}{\mathbf{I}_1} \right\} = X_1 + R_f X_m \frac{\frac{X_1}{(X_1/X_2)} A + \left( \frac{R_2}{s} + R_{sup} \right) B}{A^2 + B^2} \\ A = R_f X_m + R_f \frac{X_1}{(X_1/X_2)} + \left( \frac{R_2}{s} + R_{sup} \right) X_m \\ B = R_f \left( \frac{R_2}{s} + R_{sup} \right) - X_m \frac{X_1}{(X_1/X_2)} \end{array} \right. \quad (2.39)$$

Todavia, as equações são altamente não lineares, de modo que sua solução não é trivial. Para resolvê-las, os autores testam três

métodos: Método de Newton, Enxame de Partículas (PSO – *Particle Swarm Optimization*) e *Simulated Annealing* (SA).

O método de Newton é um método de otimização passo a passo que aproxima sucessivamente a função objetivo por uma função quadrática e encontra um mínimo aproximado. O algoritmo converge rapidamente, porém depende de uma boa estimativa inicial para convergir. Para determiná-la, define-se uma razão  $\alpha = X_1/X_m$  entre 0,02 e 0,07 e que o módulo da corrente em vazio vale certa porcentagem da corrente nominal, sugerida como 20 %. Com o valor medido de  $R_1$ , encontram-se valores iniciais para  $X_1$  e  $X_m$  por (2.40).  $R_2$  pode ser estimado na mesma ordem de magnitude de  $R_1$  e  $R_f$  uma ordem maior que  $X_m$ .

$$X_1 = \frac{\alpha}{\alpha + 1} \sqrt{\left(\frac{V_1}{I_{1(\text{vazio})}}\right)^2 - R_1^2} \quad (2.40)$$

Os demais métodos, PSO e SA, buscam paralelamente várias soluções e não dependem criticamente das estimativas iniciais. O PSO é baseado no comportamento de enxames de insetos ou bandos de pássaros, que buscam a melhor posição. Já o SA é inspirado no processo de recozimento de metais.

Originalmente, esta metodologia é destinada à aplicação em campo com base em valores provenientes de medições em dois pontos de carga. Substituindo os valores medidos por valores obtidos a partir dos dados de catálogo, viabiliza-se o emprego deste método no contexto deste trabalho, desde que se conheça ou se estime o valor da resistência do estator.

### 3.2.7 Sundaeswaran et al (2008)

Assim como Lu et al (2006), a publicação de Sundaeswaran et al (2008) se propõe a identificar o modelo GSF de uma máquina operando em campo de maneira pouco intrusiva. O destaque está no método numérico utilizado, um híbrido de algoritmo genético com um método de busca local.

A resistência do estator é medida diretamente com a máquina desligada, e adota-se a razão  $X_1/X_2$  sugerida pela IEEE. Para determinar  $X_1$ ,  $R_f$ ,  $X_m$  e  $R_2$ , emprega-se apenas uma medição de corrente, fator de potência e velocidade com o motor em operação normal. Utiliza-se, então, um algoritmo de otimização para minimizar uma função objetivo

dada pela soma dos módulos dos desvios de magnitude e fase da corrente simulada ( $I_{1(c)}$  e  $\theta_{1(c)}$ ) em relação aos valores medidos ( $I_{1(m)}$  e  $\theta_{1(m)}$ ), expressa por (2.41).

$$\varepsilon = \left| I_{1(c)} - I_{1(m)} \right| + \left| \theta_{1(c)} - \theta_{1(m)} \right| \quad (2.41)$$

O algoritmo usado consiste em duas etapas. Na primeira, um AG encontra uma solução quase ótima, isto é, próxima do mínimo global da função objetivo. O AG é implementado com codificação binária, seleção por roleta e cruzamento múltiplo. A função de aptidão  $F_{apt}$  adotada no AG é dada por (2.42), em que  $\varepsilon$  é a função erro a ser minimizada. Adotam-se restrições de valor mínimo e máximo que cada parâmetro pode assumir.

$$F_{apt} = \frac{1}{1 + \varepsilon} \quad (2.42)$$

O AG é executado por 300 iterações. Em seguida, um método de busca local (Método de Coordenadas Cíclicas de Rosenbrock) refina a solução obtida na primeira etapa. Em poucas palavras, este método atualiza iterativamente os valores das variáveis dando passos em direções ortogonais num determinado sistema de coordenadas. Após a varredura de todas as direções, o sistema de coordenadas é rotacionado de forma que a direção do primeiro passo coincida com a direção do gradiente da função objetivo, e a varredura das direções recomeça.

Com este algoritmo híbrido, atinge-se uma solução ótima ao mesmo tempo em que se obtém robustez adicional contra mínimos locais para o processo de busca local. Os autores, todavia, não chamam atenção para o fato de determinarem quatro variáveis com base em apenas duas equações, o que implica num sistema com infinitas soluções.

### 3.2.8 Haque (2008)

Haque, em 2008, estuda novamente a identificação do modelo GSF de MIT, desta vez considerando os parâmetros do rotor não mais constantes, porém dependentes do escorregamento, para obter maior precisão em toda a faixa de velocidades.

O autor emprega uma rotina pronta de solução de equações denominada *fsolve*, do *software* MATLAB. O sistema de equações a ser



resolvido consiste nos resíduos de: potência mecânica, potência ativa e potência reativa a plena carga; torque máximo; e torque de partida. Os quadrados dos resíduos são somados para compor uma única função a ser minimizada pela rotina *fsolve*.

Um destaque deste trabalho é a separação de  $P_{const}$  em suas parcelas mecânica e no ferro por meio de uma constante pré-definida que estipula as frações correspondentes a cada parcela. Os resultados indicam que a proporção adotada praticamente não influencia o desvio de rendimento, desde que o valor total das perdas constantes não se altere.

### 3.2.9 Lee et al (2012)

Tendo como objetivo a estimação da característica torque versus velocidade, Lee et al (2012) determinam todos os parâmetros do modelo GSF aplicando o método de Gauss Seidel. Um dos destaques desta publicação é o emprego apenas dos dados que constam na placa de identificação, um aspecto muito útil na avaliação de motores cujo catálogo não está disponível.

Empregam-se os valores da potência mecânica, do rendimento, do fator de potência, da velocidade, todos a plena carga, e a corrente de partida. Para suprir a escassez de valores de referência, certas perdas são assumidas com valores usuais. As perdas mecânicas são tomadas como 14 % do total de perdas, que pode ser calculado diretamente com o rendimento e a potência nominal, enquanto as perdas no ferro são assumidas como 12 %. As perdas suplementares são quantificadas conforme os percentuais sugeridos na IEEE 112.

Uma vez determinados os valores destas perdas, a manipulação de (1.16) e (1.17) permite o cálculo de  $P_{tr}$  empregando o dado informado de velocidade, de onde se calcula o escorregamento nominal. Com este valor, podem-se determinar  $P_{j1}$  e  $P_{j2}$  por (2.43) e (2.44), provenientes de (1.11) e (1.14), respectivamente.

$$P_{j1} = P_{ent} - P_{fe} - P_r \quad (2.43)$$

$$P_{j2} = P_r - P_{conv} \quad (2.44)$$

Com o valor recém-calculado de  $P_{j1}$ , o valor de  $R_1$  pode ser determinado diretamente com o valor nominal da corrente em (1.12). Os demais parâmetros do modelo são estimados por um processo iterativo, baseado no equacionamento que segue. A tensão sobre o ramo de excitação e a corrente no ramo do rotor são calculadas por (2.45) e

(2.46), respectivamente. Substituindo a expressão de  $I_2$  em (1.14), obtém-se uma equação de segundo grau com relação a  $R_2/s$  (2.47). Tomando sua maior raiz, calcula-se  $R_2$  diretamente com o valor inferido de escorregamento.

$$E_1 = |\mathbf{V}_1 - \mathbf{I}_1 (R_1 + jX_1)| \quad (2.45)$$

$$\dots \quad (2.46)$$

$$P_{tr} \left( \frac{R_2}{s} \right)^2 - E_1^2 \frac{R_2}{s} + P_{tr} X_2^2 = 0 \quad (2.47)$$

$$R_2 = s \left( \frac{E_1^2 + \sqrt{E_1^4 - 4P_{tr} X_2^2}}{2P_{tr}} \right) \quad (2.48)$$

Com os valores de  $R_1$  e  $R_2$ , assumindo que não haja variação paramétrica significativa na partida, o somatório das reatâncias de dispersão é calculado com a corrente de partida (2.49), e posteriormente separado em suas parcelas conforme as razões tabeladas entre reatâncias de dispersão. Em seguida, determina-se  $X_m$  pelo balanço de potência reativa já indicado em (2.19), enquanto o valor de  $R_f$  é calculado com as perdas no ferro previamente estimadas e o valor calculado de  $E_1$  em (2.50).

$$(X_1 + X_2) = \sqrt{\frac{V_1^2}{I_p^2} - (R_1 + R_2)^2} \quad (2.49)$$

$$R_f = \frac{3E_1^2}{P_{fe}} \quad (2.50)$$

O procedimento iterativo se dá nos seguintes passos:

1. Estimar as perdas no ferro, mecânicas e suplementares;
2. Calcular  $R_1$  com (2.43) e (1.12);
3. Inicializar demais parâmetros com valor zero e definir estimativas iniciais  $E_1 = V_1$  e corrente do rotor igual à componente real da corrente do estator, similarmente a Haque (1993);
4. Atualizar  $R_2$  com (2.48);
5. Atualizar  $X_1$  e  $X_2$  com (2.49) e Tabela 2.2;
6. Atualizar  $X_m$  com (2.19);

7. Atualizar  $R_f$  com (2.50);
8. Comparar  $X_1$ ,  $R_2$ ,  $X_2$ ,  $R_f$  e  $X_m$  com valores anteriores:
  - a. Parar se convergência for atingida;
  - b. Se não, atualizar  $E_1$  e  $I_2$  com (2.45) e (2.46) e retornar ao passo 4.

Ainda que se desconsidere a variação paramétrica existente entre a condição de partida e a de regime permanente, os autores apresentam parâmetros resultantes bastante próximos aos de referência. No entanto, o modelo utilizado para validação do método não inclui a resistência de perdas no ferro. Além disso, apenas curvas de torque são apresentadas, não havendo comparação de outras grandezas.

### 3.2.10 Guimarães et al (2014)

Um método analítico e não iterativo para identificar o modelo GSF de MIT é proposto por Guimarães et al (2014), abordando tanto a possibilidade de se possuírem os dados completos de catálogo como a de se conhecerem apenas os dados de placa. O estudo considera a variação dos parâmetros do rotor em função do escorregamento pelas expressões (2.51) e (2.52), em que  $R_{20}$  e  $X_{20}$  representam os valores de  $R_2$  e  $X_2$  na partida, respectivamente, e  $g_r$  e  $g_x$  são coeficientes característicos de cada motor abordados adiante.

$$R_2(s) = R_{20} \exp(g_r \sqrt{1-s}) \quad (2.51)$$

$$X_2(s) = X_{20} \exp(g_x \sqrt{1-s}) \quad (2.52)$$

Manipulando (1.11) e (1.16), e considerando que  $P_{const}$  contempla as perdas no ferro, mecânicas e suplementares, obtém-se (2.53), que pode ser escrita para mais de um nível de carregamento com as informações de corrente, rendimento, fator de potência e velocidade informadas em catálogo. Um escorregamento  $s'$  decorrente de um carregamento qualquer pode ser estimado por (2.54) em função da potência de saída  $P_o$ . Realizando uma regressão linear do sistema (2.55) tendo como variável independente os valores de  $3I_1^2$  e o lado direito das equações como o vetor conhecido, o coeficiente angular resulta em  $R_1$ .

$$3R_1 I_1^2 + P_{const} = \frac{P_{sai}}{\eta} - \frac{P_{sai}}{1-s} \quad (2.53)$$

$$s' = 0,5 \left[ 1 - \sqrt{1 - 4s(1-s) \frac{P_{sai}}{P_n}} \right] \quad (2.54)$$

$$\begin{cases} 3R_1 I_{1(100)}^2 + P_{const} = P_n \left( \frac{1}{\eta_{(100)}} - \frac{1}{1-s_{(100)}} \right) \\ 3R_1 I_{1(75)}^2 + P_{const} = 0,75 P_n \left( \frac{1}{\eta_{(75)}} - \frac{1}{1-s_{(75)}} \right) \\ 3R_1 I_{1(50)}^2 + P_{const} = 0,5 P_n \left( \frac{1}{\eta_{(50)}} - \frac{1}{1-s_{(50)}} \right) \end{cases} \quad (2.55)$$

Assumindo que a perda Joule no rotor seja menor que a no estator por uma quantidade constante  $K_j$ , realiza-se uma nova regressão linear com (2.56) em função de  $3I_1^2$ , cujo coeficiente angular resulta em  $R_2$ . Na condição de partida, seu valor  $R_{20}$  é calculado por (2.57).

$$3R_2 I_1^2 + K_j = P_n \frac{s}{1-s} \quad (2.56)$$

$$R_{20} = \frac{P_n \left( \frac{T_p}{T_n} \right)}{3 \left[ I_2 \left( \frac{I_p}{I_n} \right) \right]^2 (1-s)} \quad (2.57)$$

$$I_2 = I_1 \cos \varphi \sqrt{1 + \left( \frac{s}{s_m} \right)} \quad (2.58)$$

$$s_m = s \left( \frac{T_p}{T_n} + \sqrt{\left( \frac{T_p}{T_n} \right)^2 - 1} \right) \quad (2.59)$$

Caso apenas os dados de placa sejam disponíveis, as expressões (2.60) e (2.61) podem ser empregadas.

$$R_1 = \frac{45V_1^2}{\pi T_m N_s} - \frac{R_2}{s_m} \quad (2.60)$$

$$R_2 = \frac{s}{1-s} \frac{P_n}{3} I_2^2 \quad (2.61)$$

Com os valores recém-determinados de  $R_2$ ,  $R_{20}$  e  $s$ , determina-se  $g_r$  por substituição em (2.51). A reatância de dispersão do rotor na condição de torque máximo,  $X_{2m}$ , pode ser aproximada por (2.62). Na condição de partida, seu valor  $X_{20}$  é estimado por (2.62). Com estes dois valores e com  $s_m$ , calculam-se  $g_x$  e  $X_2$  por (2.52). O valor de  $X_1$  é então calculado para corresponder à corrente de partida, desconsiderando a influência de  $X_m$ .

$$X_{2m} = \frac{R_{20} \exp\left(g_r \sqrt{1-s_m}\right)}{s_m} \quad (2.62)$$

$$X_{20} = \sqrt{2R_{20} X_{2m} \frac{T_m}{T_p} - R_{20}^2} \quad (2.63)$$

Empregando valores correspondentes ao carregamento nominal,  $P_{const}$  é isolado em (2.53), de onde se calcula  $R_f$  por (2.50) com  $E_1$  dado por (2.64).

$$E_1 = V_1 - I_1 \sqrt{R_1^2 + X_1^2} \quad (2.64)$$

$$R_f = \frac{3E_1^2}{\frac{P_n}{\eta_{(100)}} - \frac{P_n}{1-s_{(100)}} - 3R_1 I_{1(100)}^2} \quad (2.65)$$

Assume-se que o módulo da corrente em vazio é numericamente igual à componente reativa da corrente à plena carga. A componente reativa da corrente em vazio, por sua vez, é dada por (2.66). Este valor é utilizado para finalmente calcular  $X_m$ .

$$\text{Im}\{\mathbf{I}_0\} = \sqrt{I_1^2 \sin^2 [\arccos(\cos \varphi)] - \left(\frac{E_1}{R_f}\right)^2} \quad (2.66)$$

$$X_m = \frac{E_1}{\text{Im}\{\mathbf{I}_0\}} \quad (2.67)$$

O procedimento sugerido é executado para uma grande quantidade de motores, e a coerência dos resultados é testada de duas maneiras. Na primeira, valores de torque nominal, máximo e de partida, corrente de partida e escorregamento em torque máximo calculados são comparados com seus correspondentes informados em catálogo em curvas lineares. Na segunda abordagem, os valores por unidade de cada parâmetro são submetidos a um ajuste de curvas em função da potência nominal. Em ambas as abordagens, a figura de mérito para avaliação da metodologia é o coeficiente de correlação das curvas. Não há, todavia, comparação com valores de referência dos parâmetros.

### 3.3 RASTREABILIDADE DE PARÂMETROS

Um estudo muito importante foi desenvolvido por Corcoles et al (2002), demonstrando que há um número máximo de parâmetros de MIT identificáveis a partir de medições externas, isto é, de tensão, corrente e velocidade. Partindo do equacionamento da impedância equivalente da máquina no domínio da frequência em função do escorregamento, os autores obtêm expressões matemáticas que contêm um determinado número de constantes. Por exemplo, a impedância equivalente do modelo gaiola simples sem perdas no ferro (GSS) é dada por (2.68), que apresenta cinco parâmetros constantes ( $L_1$ ,  $L_2$  e  $M$  são indutâncias referentes aos fluxos de dispersão do estator e rotor e de magnetização, respectivamente). Rearranjando-a, obtêm-se (2.69), que apresenta apenas quatro constantes.

$$Z_{eq}(j\omega, s) = R_1 + j\omega L_1 + \frac{j\omega M \left( \frac{R_2}{s} + j\omega L_2 \right)}{\frac{R_2}{s} + j\omega(M + L_2)} \quad (2.68)$$

$$Z_{eq}(j\omega, s) = \frac{(j\omega)^2 sA + (j\omega)sB + (j\omega)C + D}{(j\omega)B / D + 1} \quad (2.69)$$

Estas constantes recebem o nome de “invariantes do modelo”, pois são coeficientes independentes entre si e univocamente identificáveis a partir de medições de tensão, corrente e velocidade. As invariantes são funções dos parâmetros primitivos do modelo ( $R_1$ ,  $X_1$  etc.), e seu número depende do modelo adotado, conforme mostra a Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Quantidade de parâmetros primitivos e invariantes por modelo

<b>Modelo</b>	<b>Parâmetros primitivos</b>	<b>Invariantes</b>
GSS: Gaiola simples sem $P_{fe}$	5	4
GSF: Gaiola simples com $P_{fe}$	6	6
GDS: Gaiola dupla sem $P_{fe}$	8	6
GDF: Gaiola dupla com $P_{fe}$	9	8

Observa-se que o modelo de gaiola simples com perdas no ferro (GSF) possui o mesmo número de parâmetros primitivos e invariantes, de modo que seus valores são univocamente identificáveis. Já nos outros modelos, uma busca pelos parâmetros primitivos baseada em medições externas resultaria em infinitas soluções, de modo que se poderiam obter soluções distintas conforme o ponto inicial da busca. Por esse motivo, nestes casos são adotadas restrições adicionais para tornar o sistema definido, como a fixação de proporções entre parâmetros ou a anulação de alguns valores, por exemplo. O sistema com restrições pode ser descrito então por um número mínimo de parâmetros, igual ao número de invariantes. Uma vez identificados os valores dos invariantes, podem-se determinar os valores dos parâmetros primitivos em seu número mínimo.

A quantidade mínima de pontos de medição para estimar os invariantes também depende do modelo. Usando apenas equações das partes real e imaginária da impedância equivalente em regime permanente, a quantidade mínima é igual à metade do número de invariantes, ou seja, duas medições para o modelo GSS, três para o modelo GSF e assim em diante. O torque pode compor mais uma equação, caso seja medido.

Ainda segundo os autores, os algoritmos para identificação de parâmetros podem ser classificados segundo a quantidade de medições empregadas. Algoritmos como Newton-Raphson, por exemplo, empregam apenas o número mínimo de medições. Já a outra classe de algoritmos opera pela minimização de um índice, geralmente em função do erro ou resíduo, composto por uma quantidade ilimitada de medições, como é o caso de algoritmos genéticos e do algoritmo Levenberg-Marquardt.

A exatidão com que os invariantes são determinados depende diretamente da quantidade de medições empregada. Caso o número mínimo seja utilizado, os valores medidos devem ser rigorosamente precisos, o que não é praticável na realidade, visto que erros de medição estão sempre presentes. Conforme a sensibilidade dos parâmetros do

modelo, um pequeno erro de medição pode gerar um erro no valor do parâmetro de ordem muito superior. Os autores citam que um erro de apenas 5 % numa grandeza como a corrente pode produzir um desvio de mais de 100 % no valor identificado para a resistência do estator, por exemplo.

Por este motivo, é aconselhável que se empregue uma quantidade maior de medições além da mínima necessária, para que os erros de medição tenham menor influência. Esta prática demanda algoritmos que suportem um maior número de medições, justificando a aplicação de métodos de otimização como o que será empregado neste trabalho.



## 4 ALGORITMOS GENÉTICOS

Como visto no capítulo anterior, os métodos usuais para identificação do modelo de MIT podem ser analíticos diretos, iterativos ou baseados na minimização de um índice de desvio, como no caso de mínimos quadrados. Nos dois primeiros casos, a influência de pequenos erros nos valores de referência sobre os parâmetros é muito grande, como também mostrado anteriormente. Além disso, entre os iterativos, a estimativa inicial tem grande influência sobre a convergência dos resultados.

Entre os métodos que empregam minimização, há os que seguem um fluxo único de busca de solução – tais como o método de Newton, do Gradiente e de Rosenbrock – e os que buscam paralelamente em vários pontos de região de interesse – como AG, PSO e SA. Os métodos de fluxo único geralmente apresentam convergência bastante rápida, porém são bastante sensíveis quanto à estimativa inicial, podendo convergir para mínimos locais e fornecer uma solução falsa para o problema.

Tendo em vista o objetivo de implementar um algoritmo robusto para aplicação sequencial a uma grande quantidade de motores, optou-se por empregar algoritmos do tipo de busca paralela. Especialmente, a popularidade de algoritmos genéticos nas publicações encontradas e sua simplicidade de implementação resultaram na sua escolha para este trabalho.

### 4.1 INTRODUÇÃO

De acordo com Goldberg (1989), “algoritmos genéticos são algoritmos de busca baseados na mecânica da seleção natural”, isto é, na sobrevivência dos indivíduos mais aptos a um determinado ambiente. Assim como outros métodos de busca bioinspirados, os AG reproduzem numericamente fenômenos observados na natureza.

No contexto biológico, indivíduos caracterizados por seus genes possuem diferentes níveis de aptidão ao ambiente em que habitam, que definem a capacidade destes indivíduos sobreviverem e se reproduzirem. A reprodução dos indivíduos pode envolver recombinação de material genético, produzindo descendentes com características combinadas dos pais, e mutação de informações genéticas, introduzindo na população características previamente inexistentes.

Aplicando estes conceitos no contexto numérico, diversos vetores de solução (indivíduos) caracterizados pelos valores de cada variável

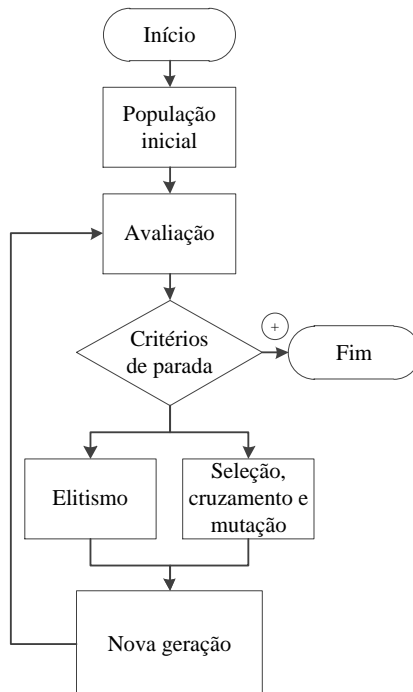
(genes) resultam em diferentes valores da função objetivo (aptidão) do problema de otimização (ambiente), que definem a probabilidade destes vetores serem selecionados para formar a geração seguinte. Para a composição da nova geração, aplicam-se operadores genéticos que podem combinar valores entre vetores selecionados e ou alterar valores dos novos vetores.

Cada vetor de solução é chamado de *indivíduo* ou *cromossomo*, e consiste de um vetor de tamanho finito. Os indivíduos podem ser codificados de forma binária, real ou inteira, sendo a primeira a mais comum. (GEN; CHENG, 1997). A codificação escolhida define o funcionamento dos operadores genéticos.

#### 4.2 ESTRUTURA

Os algoritmos genéticos podem tomar diferentes formas, compondo-se por diferentes blocos, mas uma estrutura tradicional é apresentada por Goldberg (1989) e largamente adotada na literatura. Esta estrutura é apresentada no fluxograma da Figura 4.1.

Figura 4.1 – Estrutura tradicional de um AG.



A inicialização de um AG envolve a criação de uma população inicial de soluções em potencial, de tamanho  $N_{pop}$ , com indivíduos gerados aleatoriamente (GEN; CHENG, 1997). No caso de codificação real, os valores dos genes encontram-se dentro de uma área restrita de busca, definida por um valor mínimo e um máximo para cada variável. A população inicial, bem como as posteriores, pode ser concebida como uma matriz com  $N_{pop}$  linhas e  $L$  colunas, em que  $L$  é o tamanho do vetor que representa um indivíduo.

Em seguida, na etapa de avaliação, um valor de *aptidão* (na literatura em inglês, *fitness*)  $F_{apt}$  é atribuído a cada indivíduo de acordo com a função objetivo do problema de otimização. O propósito do algoritmo é gerar indivíduos com valores cada vez maiores de aptidão a cada iteração. Num problema de minimização, portanto, quanto menor for o valor da função objetivo resultante de um indivíduo, maior será sua aptidão. A relação entre o valor da aptidão e o valor da função objetivo pode ser definida de diversas maneiras, conforme apresentado na seção 4.3.

A população já avaliada é submetida a um processo de seleção, em que um par de indivíduos é escolhido com probabilidade proporcional ao valor de aptidão. Assim, indivíduos bastante aptos têm mais chances de ser escolhidos, gerando mais descendentes do que indivíduos pouco aptos. Também sob esse aspecto há diferentes abordagens, como apresentado na seção 4.4.

Cada par de indivíduos escolhidos é submetido a operadores genéticos, que normalmente consistem em *cruzamento* e *mutação*, mas podem incluir outras operações. Nesta etapa, as características dos indivíduos selecionados são recombinadas e alteradas para gerar novos indivíduos, que são adicionados a uma nova população, ou geração. Cada operador têm uma determinada probabilidade de execução, testada com a geração de um número aleatório. Os operadores podem ser implementados de diferentes maneiras, sendo algumas delas indicadas na seção 4.5. O processo de seleção de pares e aplicação de operadores é repetido até que a nova geração esteja completa.

Devido ao processo de recombinação e mutação, bons indivíduos presentes numa geração podem gerar descendentes com menor aptidão para compor a nova geração, e uma boa solução poderá ser perdida. Para evitar que isto ocorra, um operador de *elitismo* seleciona uma parcela contendo os melhores indivíduos de uma geração e os transfere inalterados para a próxima geração.

Uma vez completada a formação de uma nova geração, realiza-se novamente a avaliação dos indivíduos. Nesse ponto, caso um valor

suficiente de aptidão ou uma quantidade limite de gerações tenham sido atingidos, a execução é finalizada. Caso contrário, a nova população é submetida à seleção e novas populações são sucessivamente criadas até que se atinja um critério de parada.

#### 4.3 ESCALONAMENTO

Os processos que compõem os algoritmos genéticos visam à convergência da população a uma região do espaço de busca com alto valor de aptidão. Quando aplicado a um problema de maximização, o próprio valor da função objetivo pode ser tomado como o valor de aptidão, desde que não assuma valores negativos. Já num problema de minimização, o inverso da função objetivo pode ser tomado como função aptidão, resultando em alta aptidão para indivíduos com baixo valor da função objetivo.

De acordo com a maneira segundo a qual a função aptidão é equacionada, alguns problemas de convergência podem ocorrer. Se houver numa população inicial um indivíduo muito bom em meio a indivíduos muito ruins, a geração seguinte será dominada por herdeiros do primeiro indivíduo, podendo causar convergência prematura para um mínimo indesejável. Em outra situação, em gerações mais avançadas, a diferença entre a aptidão média e a máxima pode ser muito pequena, de modo que a vantagem dos melhores indivíduos sobre os demais não será muito significativa, desacelerando a convergência (HANCOCK, 1995). Quando ocorre esta desaceleração da convergência, isto é, quando a taxa de aumento da função de aptidão diminui, diz-se que a “pressão de convergência” caiu.

Para contornar estes problemas, a aptidão bruta pode ser escalonada por diversos métodos, constituindo assim uma aptidão escalonada  $F_{esc}$ .

No método de *janelamento*, o valor mínimo de  $F_{apt}$  é tomado como um patamar de referência para os demais valores, como em (3.1). Isto implica numa aptidão nula para o pior indivíduo, o que pode ser indesejável. Pode-se utilizar então um patamar móvel definido pela pior aptidão nas últimas  $w$  gerações. Este método tende a ser mais rápido nas gerações iniciais, perdendo pressão próximo ao valor final. Quanto menor for  $w$ , maior é a pressão de convergência.

$$F_{esc(i)} = F_{apt(i)} - F_{apt(min)} \quad (3.1)$$

Outro método, denominado *escalonamento sigma*, define como patamar de referência um valor  $w_s$  desvios padrão  $\sigma$  abaixo da média, de modo que os valores abaixo da referência recebem aptidão nula. Isto ajuda a mitigar o efeito de indivíduos muito ruins, chamados *letais*, que tornariam a referência muito baixa. Com valores iguais de  $w$  e  $w_s$ , a convergência tende a ser mais rápida que no janelamento.

$$F_{esc(i)} = F_{apt(i)} - \left[ \text{media}(F_{apt}) - w_s \sigma(F_{apt}) \right] \quad (3.2)$$

Um terceiro método de interesse é o *escalonamento linear*, que relaciona as aptidões bruta e escalonada por (3.3). A constante  $w_l$  define a quantidade esperada de descendentes do melhor indivíduo. Esta equação mantém o valor médio da nova aptidão igual ao da aptidão bruta, de modo que o indivíduo médio continua a gerar em média um descendente, mas pode resultar em valores negativos de aptidão. Nestes casos, pode-se reduzir o valor de  $w_l$  conforme (3.4), atribuindo aptidão zero ao pior indivíduo (HANCOCK, 1995).

$$F_{fit}' = 1 + \frac{(w_l - 1)(F_{fit} - F_{fit(médio)})}{(F_{fit(melhor)} - F_{fit(médio)})} \quad (3.3)$$

$$w_l = 1 + \frac{(F_{fit(melhor)} - F_{fit(médio)})}{(F_{fit(médio)} - F_{fit(pior)})} \quad (3.4)$$

#### 4.4 SELEÇÃO

A seleção de indivíduos para reprodução nos AG é realizada de forma que indivíduos mais aptos gerem mais descendentes.

Um método frequentemente utilizado denomina-se *seleção estocástica com reposição* ou simplesmente *método da roleta*, devido à semelhança com as roletas presentes em cassinos. O procedimento é análogo ao lançamento de uma bola numa roleta dividida em  $N_{pop}$  setores com ângulo proporcional ao valor da aptidão de cada indivíduo. Dessa forma, a probabilidade de a bola parar sobre um determinado indivíduo é proporcional à sua aptidão. Este é o método mais empregado na literatura por sua facilidade de implementação. No entanto, vários autores desaconselham sua utilização, visto que não há garantia que os melhores indivíduos serão selecionados (HANCOCK, 1995).

Um método bastante aceito é a *seleção determinística*, na qual se garante que o número de descendentes é proporcional à aptidão do indivíduo selecionado, ao custo de uma complexidade maior de implementação. O método consiste em duas etapas. Na primeira, calcula-se o número esperado de descendentes  $N_{esp}$  de cada indivíduo proporcionalmente a seu valor de  $F_{apt}$  dado por (3.5). Cada indivíduo é copiado para um tanque de reprodução um número de vezes igual à parte inteira de  $N_{esp}$ . Caso o tanque de reprodução não tenha atingido tamanho igual a  $N_{pop}$ , as vagas remanescentes são preenchidas pelos indivíduos com as maiores partes fracionárias de  $N_{esp}$ . Na segunda etapa da seleção determinística, pares de indivíduos são sorteados e retirados do tanque de reprodução, sendo submetidos em seguida aos operadores genéticos.

$$N_{esp} = \frac{F_{apt(i)}}{\sum_{i=1}^{N_{pop}} F_{apt(i)}} N_{pop} \quad (3.5)$$

Um terceiro método é a *seleção por torneio*, em que um conjunto de tamanho  $N_{tor}$  é extraído da geração atual e o melhor indivíduo do subgrupo é selecionado, sendo os demais devolvidos à população para concorrer novamente. Quanto maior o valor de  $N_{tor}$ , maior é a pressão de seleção.

## 4.5 OPERADORES

Os indivíduos selecionados pelos métodos previamente expostos são submetidos a operadores genéticos, dentre os quais o cruzamento (*crossover*) e a mutação são os mais utilizados. Outros operadores não serão abordados neste trabalho.

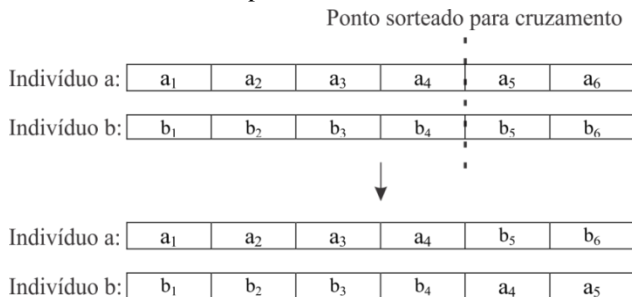
### 4.5.1 Cruzamento

No contexto biológico, o cruzamento ou *crossover* ocorre durante a produção de gametas, quando cromossomos homólogos se aproximam e trocam entre si trechos de material genético. De maneira análoga, o cruzamento pode ser reproduzido numericamente como a troca de elementos do vetor que define cada indivíduo.

O funcionamento do cruzamento depende fortemente da codificação utilizada para os indivíduos. Tanto na codificação binária como na real, o cruzamento pode ser realizado sorteando aleatoriamente

um ou mais pontos de ruptura no cromossomo, permutando a parte posterior original pela proveniente do outro indivíduo.

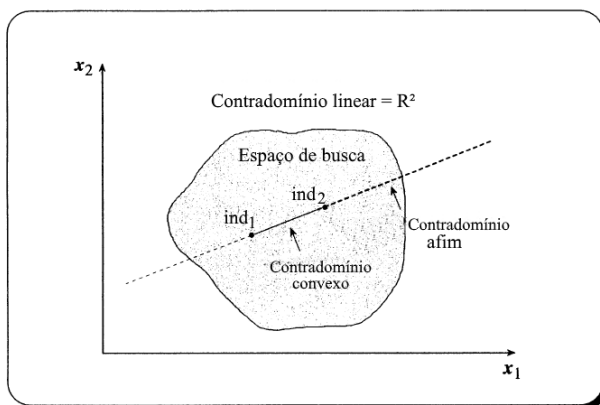
Figura 4.2 – Cruzamento simples entre indivíduos



Outra possibilidade aplicável quando se emprega codificação real é o cruzamento aritmético, em que a combinação dos indivíduos se dá por operações aritméticas (GEN; CHENG, 1997), como expresso em (3.6). Os valores das constantes  $\lambda_1$  e  $\lambda_2$  definem o contradomínio no qual se encontram os indivíduos resultantes: sobre o segmento de reta que une os pais, se extrapolam este segmento de reta ou se podem se encontrar fora deste local geométrico, como indicado na Figura 4.3.

$$\begin{aligned} \mathbf{x}_1' &= \lambda_1 \mathbf{x}_1 + \lambda_2 \mathbf{x}_2 \\ \mathbf{x}_2' &= \lambda_1 \mathbf{x}_2 + \lambda_2 \mathbf{x}_1 \end{aligned} \quad (3.6)$$

Figura 4.3 – Cruzamento aritmético entre indivíduos



Fonte: GEN; CHENG, 1997

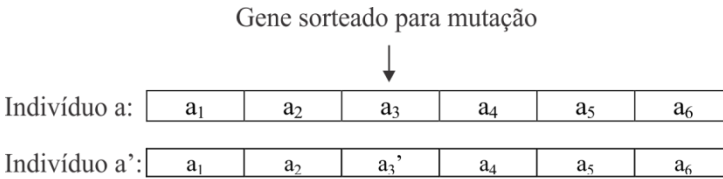
A execução do cruzamento se dá conforme uma probabilidade  $P_{cr}$  entre 0 e 1, testada pelo sorteio de um número aleatório no mesmo intervalo a cada par selecionado. Caso o número sorteado for menor que  $p_{cr}$ , o cruzamento acontece; caso contrário, os indivíduos seguem inalterados. Valores típicos de  $p_{cr}$  são altos, geralmente de 0,7 a 1 (GOLDBERG, 1989).

#### 4.5.2 Mutação

O operador mutação, diferentemente do cruzamento, é aplicado aos indivíduos separadamente, e não ao par. A operação consiste na alteração aleatória de um gene, contribuindo para a variabilidade da população, e também depende da codificação dos indivíduos.

Em indivíduos com codificação binária, um gene é sorteado aleatoriamente e o bit correspondente àquela posição é complementado. Já na codificação real, a operação pode ser o sorteio de um valor aleatório entre os valores mínimo e máximo daquela variável, ou mesmo a atribuição do valor máximo ou mínimo.

Figura 4.4 – Mutação simples entre indivíduos.



Semelhantemente ao cruzamento, a mutação também é condicionada a uma probabilidade de ocorrência, quantificada por  $p_{mut}$  e testada da mesma maneira. Os valores típicos de  $p_{mut}$ , no entanto, são muito menores que de  $p_{cr}$ , da ordem de 0,01 ou menores (GOLDBERG, 1989). Com um valor muito grande de  $p_{mut}$ , o processo se tornaria muito próximo de uma busca aleatória.



## 5 DESENVOLVIMENTO DO ALGORITMO

Nos capítulos anteriores, observou-se que o modelo de gaiola simples com perdas no ferro é adequado para descrever um MIT em sua faixa normal de operação em regime permanente. Também ficou claro que um modelo aproximado pode ser inferido a partir dos dados fornecidos pelo fabricante, e que todos os seis parâmetros deste modelo são identificáveis. Empregando mais dados de referência (equações) do que incógnitas, suaviza-se a influência dos erros presentes nos dados fornecidos, demandando, todavia, um algoritmo apropriado. Entre os candidatos, os AG se destacam pela robustez e simplicidade de implementação.

### 5.1 DADOS DE ENTRADA

A metodologia adotada tem foco na determinação do modelo gaiola simples com perdas no ferro a partir de dados de catálogo. Deseja-se obter os valores dos seis parâmetros do circuito equivalente, além do valor das perdas mecânicas e suplementares, necessários para o cálculo da potência útil de saída e do rendimento.

A determinação dos valores desejados pode ser efetuada em duas etapas. Na primeira etapa, escreve-se um sistema de equações que relaciona valores conhecidos às incógnitas de interesse. Os valores conhecidos podem ser obtidos diretamente no catálogo ou inferidos indiretamente a partir deste. Na segunda etapa, as incógnitas são determinadas pelo emprego de um método numérico que minimiza o resíduo entre valores calculados pelo modelo e seus respectivos valores de referência.

Empregam-se os seguintes dados de catálogo referentes à operação entre a velocidade síncrona e a velocidade em que se obtém o torque máximo:

- Potência mecânica nominal ( $P_n$  [W]);
- Tensão de linha ( $V_l$  [V]);
- Corrente nominal de linha ( $I_n$  [A]);
- Torque nominal ( $T_n$  [Nm]);
- Torque máximo, em função do torque nominal ( $T_m/T_n$ );
- Rendimento com 100 %, 75 % e 50 % do carregamento nominal ( $\eta_{(100)}$ ,  $\eta_{(75)}$ ,  $\eta_{(50)}$  [%]);
- Fator de potência com 100 %, 75 % e 50 % do carregamento nominal ( $\cos\varphi_{(100)}$ ,  $\cos\varphi_{(75)}$ ,  $\cos\varphi_{(50)}$ );
- Rotação a plena carga ( $N$  [rpm]);

- Frequência ( $f$  [Hz]);
- Norma e categoria de projeto;

Os dados relativos à partida não são utilizados, pois o modelo adotado não é apropriado para esta condição, segundo a literatura apresentada anteriormente. Com estas informações, outras grandezas indiretas podem ser calculadas. Considerando a máquina ligada em Y, a tensão de fase, a potência ativa de entrada e o módulo da corrente de fase a 100 %, 75 % e 50 % são calculados por (4.1) – (4.7). Os subscritos entre parênteses indicam a porcentagem de carregamento a que a grandeza se refere.

$$V_1 = \frac{V_l}{\sqrt{3}} \quad (4.1)$$

$$P_{ent(100)} = \frac{P_n}{\eta_{(100)}} \quad (4.2)$$

$$P_{ent(75)} = \frac{0,75P_n}{\eta_{(75)}} \quad (4.3)$$

$$P_{ent(50)} = \frac{0,5P_n}{\eta_{(50)}} \quad (4.4)$$

$$I_{1(100)} = I_n \quad (4.5)$$

$$I_{1(75)} = \frac{0,75P_n}{\sqrt{3}V_l\eta_{(75)} \cos \varphi_{(75)}} \quad (4.6)$$

$$I_{1(50)} = \frac{0,5P_n}{\sqrt{3}V_l\eta_{(50)} \cos \varphi_{(50)}} \quad (4.7)$$

A velocidade angular síncrona, mecânica e o escorregamento a plena carga são calculados por (4.8) – (4.10). Com o escorregamento nominal, é possível aproximar os valores do escorregamento a 75 % e 50 % da carga nominal por (4.11) e (4.12), respectivamente.

$$\omega_s = \frac{2\pi f}{p} \quad (4.8)$$

$$\omega = \frac{\pi}{30} N \quad (4.9)$$

$$s_{(100)} = 1 - \frac{\omega_r}{\omega_s} \quad (4.10)$$

Para calcular as grandezas mencionadas em função dos parâmetros do modelo, é necessário conhecer o valor do escorregamento correspondente aos níveis de carregamento de 75% e 50%. Uma aproximação destes valores, conforme apresentado por Guimarães (2014), é dada por (4.11) e (4.12).

$$s_{(75)} = 0,5 \left[ 1 - \sqrt{1 - 4s_{(100)}(1 - s_{(100)})} \right] 0,75 \quad (4.11)$$

$$s_{(50)} = 0,5 \left[ 1 - \sqrt{1 - 4s_{(100)}(1 - s_{(100)})} \right] 0,5 \quad (4.12)$$

A fim de facilitar a resolução do problema de otimização, pode-se reduzir o número de incógnitas pela adoção de restrições. A razão entre as reatâncias de dispersão é definida conforme a Tabela 2.2, de acordo com a norma e a classe dos motores. As perdas mecânicas podem ser assumidas como 1,2 % da potência ativa a plena carga, como sugerido por Kueck et al (1996) e indicado em (4.13). Quanto às perdas suplementares, Boglietti (2011) afirma que o valor de 0,5 % da potência de entrada assumido pela versão antiga da norma IEC60034-2 subestima o valor real, o que fornece um limite inferior para o valor das perdas. Já as porcentagens indicadas na IEEE 112, dependentes da potência nominal, resultam frequentemente em valores maiores de perda rotacional do que a antiga IEC, fornecendo um limite superior. Uma estimativa do valor das perdas suplementares à plena carga é assumida neste trabalho como a média entre estes dois limites, indicada em (4.14).

$$P_{av} = 0,012 \frac{P_n}{\eta_{(100)}} \quad (4.13)$$

$$P_{sup(100)} = \frac{1}{2} P_n \left( k_{IEEE} + 0,005 \frac{1}{\eta_{(100)}} \right) \quad (4.14)$$

## 5.2 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA

O problema de otimização é formulado conforme (4.15). A função objetivo é definida pela média ponderada dos desvios relativos

quadráticos entre grandezas calculadas e de referência. Os coeficientes de ponderação  $w_i$  são definidos arbitrariamente de acordo com a aplicação, a fim de priorizar a precisão de grandezas de maior interesse em detrimento das demais. Por exemplo, caso o interesse seja a simulação de rendimento, os coeficientes correspondentes aos desvios de rendimento podem receber valores maiores que os demais pesos. Neste trabalho, atribuiu-se valor unitário a todos os pesos, com exceção dos correspondentes aos desvios de rendimento, aos quais foi atribuído o valor 5.

Uma vez que todos os métodos de determinação de parâmetros sugeridos nas normas IEEE 112 e NBR 5383-1 assumem relações fixas entre as reatâncias de dispersão, estas também são adotadas aqui, dispensando a busca do valor de  $X_1$ . Inicialmente, esta é a única restrição adotada, de forma que o vetor de incógnitas constituiu-se de cinco parâmetros, os valores do escorregamento a 75 e 50 % de carregamento e os valores das perdas mecânicas e suplementares a plena carga. Os valores de escorregamento são incluídos no vetor de incógnitas porque o modelo é bastante sensível a desvios nesse valor. A busca de  $s_{(75)}$  e  $s_{(50)}$  visa permitir pequenos ajustes em seus valores estimados, a fim de evitar que pequenos eventuais desvios interfiram nos valores calculados para os pontos de 75 % e 50 %. Restrições adicionais podem ser adotadas conforme a necessidade para reduzir o número de incógnitas para até cinco. Para cada incógnita, define-se um intervalo de busca dimensionado como uma margem em torno de um valor esperado.

$$\min F(\mathbf{x}) = \frac{\sum_i w_i \varepsilon_i^2}{\sum_i w_i}$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{P_{sai(100)}} & \varepsilon_{I_{(100)}} & \varepsilon_{\cos \varphi_{(100)}} & \varepsilon_{\eta_{(100)}} & \varepsilon_{P_{ent(100)}} & \dots \\ \varepsilon_{P_{sai(75)}} & \varepsilon_{I_{(75)}} & \varepsilon_{\cos \varphi_{(75)}} & \varepsilon_{\eta_{(75)}} & \varepsilon_{P_{ent(75)}} & \dots \\ \varepsilon_{P_{sai(50)}} & \varepsilon_{I_{(50)}} & \varepsilon_{\cos \varphi_{(50)}} & \varepsilon_{\eta_{(50)}} & \varepsilon_{P_{ent(50)}} & \varepsilon_{T_m} \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

$$s.a. \mathbf{x}_{\min} \leq \mathbf{x} \leq \mathbf{x}_{\max}$$

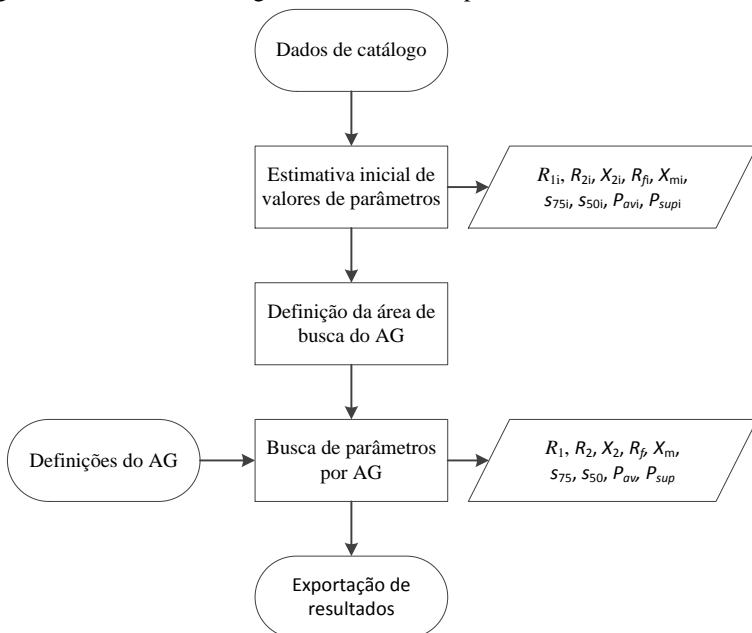
$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} R_1 & R_2 & X_2 & R_f & X_m & s_{(75)} & s_{(50)} & P_{av} & P_{sup} \end{bmatrix}$$

$$\varepsilon_y = \frac{y_{catalogo} - y_{calculado}(\mathbf{x})}{y_{catalogo}}$$

Os dados de referência são a potência de saída, o módulo da corrente, o fator de potência, o rendimento e a potência ativa, todos em três níveis de carregamento, e o torque máximo, os quais não são independentes entre si. Por exemplo, se os desvios de potência de saída e de potência de entrada forem nulos, o desvio de rendimento também será nulo. Ainda assim, a inclusão de valores interdependentes na função objetivo pode melhorar a convergência (PILLAY et al, 1998). Os valores de rendimento, fator de deslocamento e potência de saída em três níveis de carregamento e o torque máximo são independentes. Assim, buscam-se de cinco a nove incógnitas com base em dez equações independentes, de modo que erros nos dados de referência podem ser filtrados (CORCOLES et al, 2002).

Para resolver o problema (4.15), propõe-se a estrutura apresentada na Figura 5.1. Com base nos dados de catálogo, gera-se uma estimativa inicial da solução utilizando relações aritméticas simples. A estimativa é empregada para produzir uma área de busca para o AG, definida por valores máximos e mínimos para cada incógnita, resultantes da multiplicação da estimativa por fatores. Por fim, o AG busca valores dentro desta área que minimizem a função objetivo.

Figura 5.1 – Estrutura do algoritmo de busca de parâmetros



Uma sintonia fina dos valores das incógnitas, como apresentado por Sundareswaran (2008), poderia eventualmente ser executada em seguida, porém não faz parte do escopo deste trabalho.

### 5.3 ESTIMATIVA INICIAL E ÁREA DE BUSCA

A área de busca é definida como uma margem em torno de valores esperados para cada parâmetro. Para determinar estes valores, foram estudados os seguintes métodos analíticos apresentados na seção 3.2: Natarajan e Misra (1989); Haque (1993); Kueck et al (1996), apenas para  $R_1$ ; Sabharwal (2006); Lee et al (2012) e Guimarães (2014).

Os métodos foram avaliados conforme dois critérios: Robustez e precisão. O primeiro corresponde à ausência de resultados espúrios dentre numerosas execuções, evitando assim que sejam necessárias intervenções por parte do usuário para contornar eventuais divergências. Cada método foi testado para 200 motores com potência entre 1 e 650 cv presentes no catálogo de um fabricante, para verificar se resultavam em valores incoerentes, tais como resistências negativas.

As figuras 5.1 a 5.5 apresentam os valores resultantes do método Natarajan-Misra (N-M) em valores por unidade, tomando a potência nominal do motor e a tensão de linha como valores base. Observa-se um padrão bem definido entre os valores resultantes e a potência nominal, o qual se repete para os outros métodos com algumas exceções, variando apenas os valores mínimos e máximos observados para cada parâmetro. Os valores máximos e mínimos de cada parâmetro resultantes de cada método são apresentados na Tabela 5.1.

Figura 5.2 – Valores de  $R_1$  e  $R_2$  resultantes do método N-M.

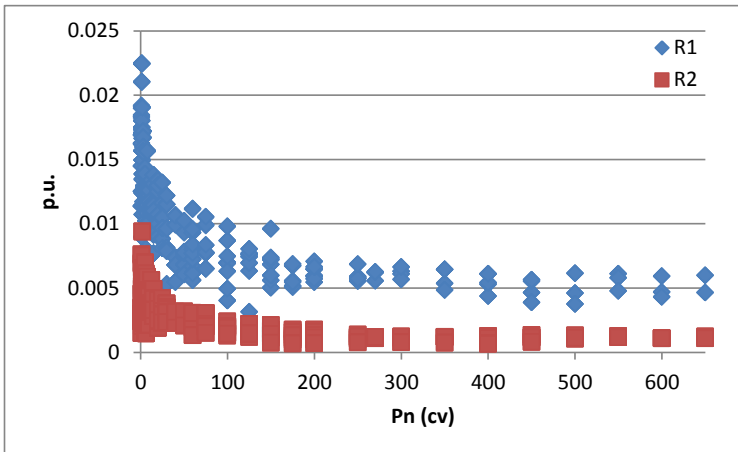


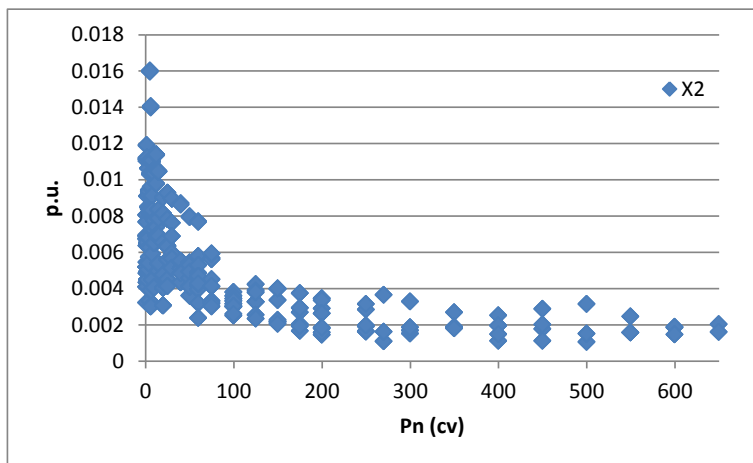
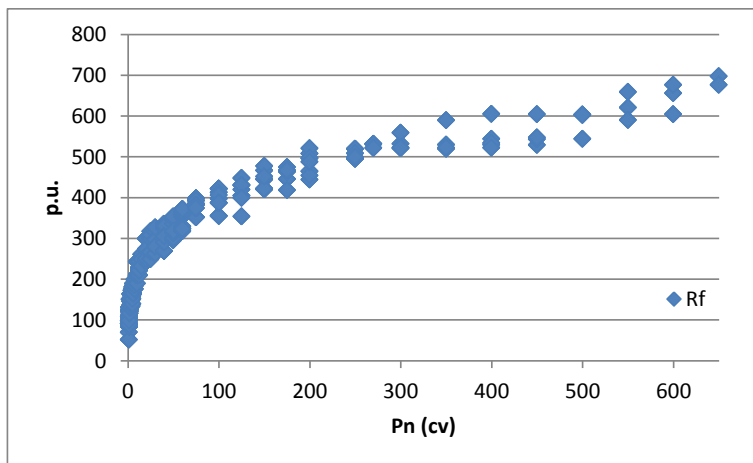
Figura 5.3 – Valores de  $X_2$  resultantes do método N-M.Figura 5.4 – Valores de  $R_f$  resultantes do método N-M.

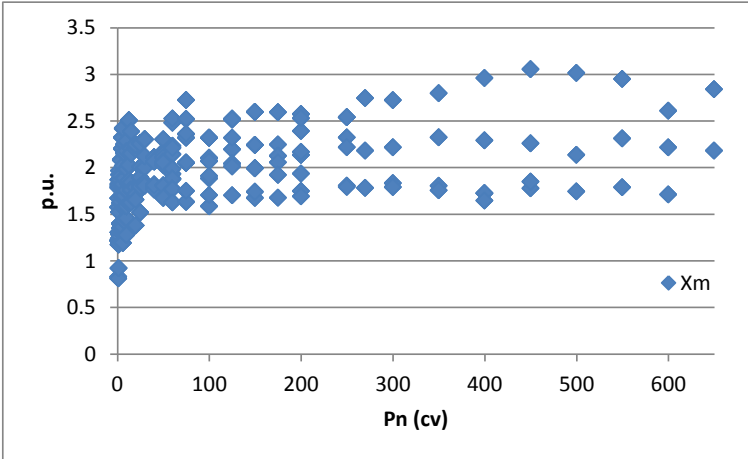
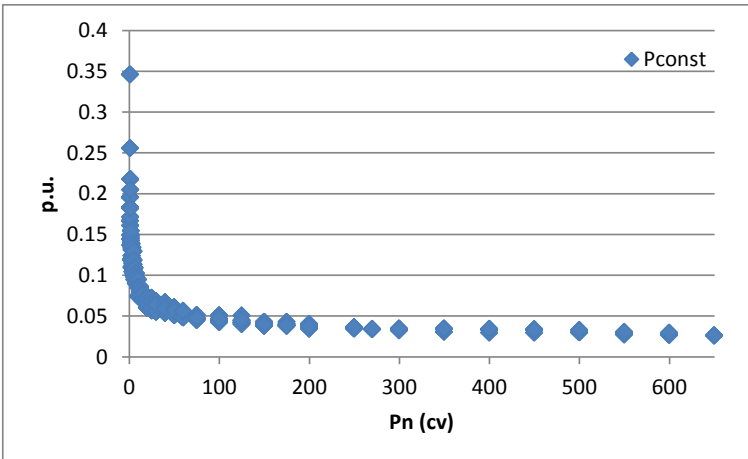
Figura 5.5 – Valores de  $X_m$  resultantes do método N-M.Figura 5.6 – Valores de  $P_{const}$  resultantes do método N-M.



Tabela 5.1 – Estimação de valores esperados dos parâmetros.

Método		Parâmetros					
		$R_1$	$R_2$	$X_2$	$R_f$	$X_m$	$P_{const} / P_{av}$
N-M	Min.	3,15 E-03	6,73 E-04	1,06 E-03	5,20 E+01	8,12 E-01	2,58 E-02
	Máx.	2,25 E-02	9,41 E-03	1,60 E-02	6,98 E+02	3,06 E+00	3,46 E-01
Haque	Min.	4,58 E-03	1,50 E-03	5,05 E-02	7,71 E+01	2,27 E+00	1,81 E-02
	Máx.	3,28 E-02	2,13 E-02	1,42 E-01	1,00 E+03	7,76 E+00	2,51 E-01
Kueck	Min.	2,19 E-02	-	-	-	-	1,24 E-02
	Máx.	2,43 E-01	-	-	-	-	1,71 E-02
Sabharwahl	Min.	6,20 E-03	-1,54 E-04	-2,12 E-03	3,88 E+01	1,09 E-02	-
	Máx.	4,30 E-02	3,41 E+02*	2,21 E+04*	6,32 E+02	4,33 E+00	-
Lee	Min.	4,12 E-03	1,26 E-02	1,30 E-01	1,90 E+02	2,02 E+00	4,93 E-03
	Máx.	4,85 E-02	2,02 E-01	2,67 E-01	2,25 E+03	9,76 E+00	6,00 E-02
Guimarães	Min.	3,79 E-03	1,83 E-03	3,79 E-02	1,87 E+01	1,25 E+00	-
	Máx.	2,54 E-02	2,04 E-02	1,66 E-01	3,46 E+02	6,13 E+00	-

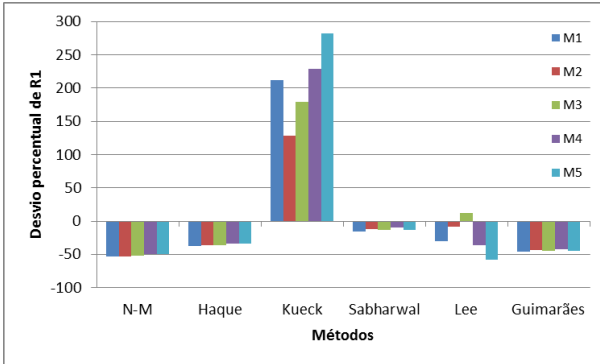
\*Divergência

Os resultados do método Sabharwahl apresentaram valores negativos para os parâmetros  $R_2$  e  $X_2$ , sendo, portanto, excluído das opções em potencial para gerar a área de busca do AG. Já a metodologia de Kueck, que apresenta o cálculo analítico apenas de  $R_1$ , resultou em valores significativamente superiores em comparação com os demais métodos, os quais, no entanto, não são suficientes para desqualificá-lo.

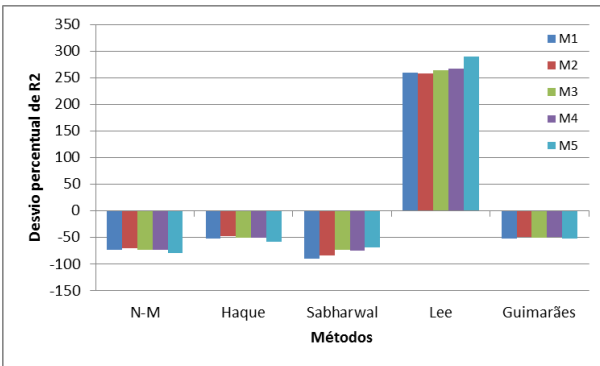
Os métodos Natarajan-Misra, Haque, Kueck, Lee e Guimarães são então testados segundo o critério de precisão, o qual consiste em sua aplicação com dados de catálogo simulados a partir de parâmetros conhecidos. Simularam-se cinco motores, com potência entre 10 e 100 cv, a partir de parâmetros levantados em ensaios de laboratório, obtendo assim dados de catálogo exatos. Os desvios entre os parâmetros

obtidos por cada método e seus valores de referência são indicados na Figura 5.7.

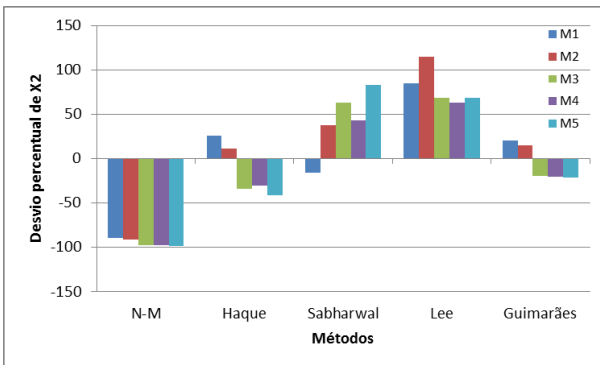
Figura 5.7 – Desvios resultantes de cada método em relação aos parâmetros de referência: (a)  $R_1$  (b)  $R_2$  (c)  $X_2$  (d)  $R_f$  (e)  $X_m$



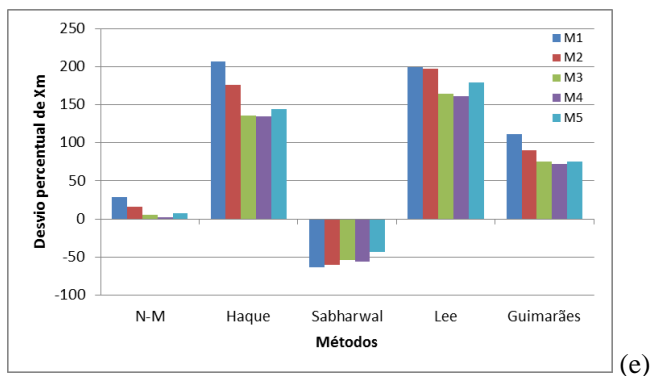
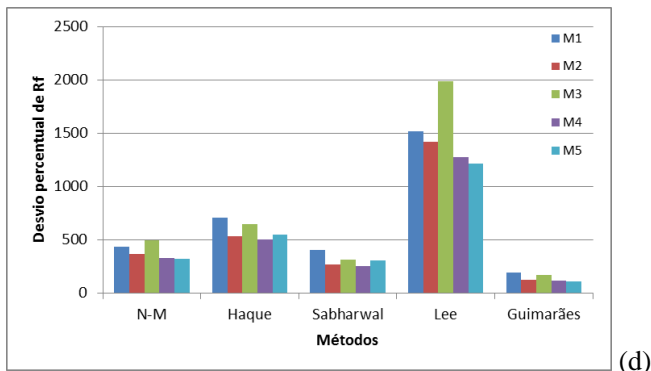
(a)



(b)



(c)



O método proposto por Guimarães (2014) apresentou o menor desvio médio em relação aos parâmetros de referência (69%) e tem a vantagem de ser um método direto, sem execuções iterativas. Por estes motivos, foi escolhido para gerar a estimativa inicial em que se baseiam os limites do AG. Chama atenção, entretanto, o baixíssimo desvio de  $X_m$  resultante de Natarajan e Misra, com um desvio médio de 12% para os cinco motores. Este parâmetro, excepcionalmente, é calculado conforme o método N-M, enquanto os demais seguem a metodologia original.

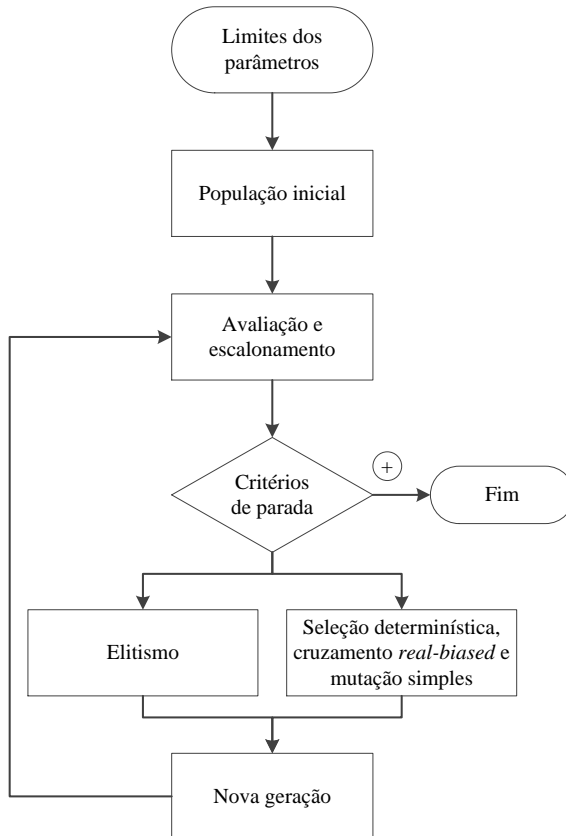
Finalmente, para gerar os limites, um fator multiplicador de cinco é aplicado sobre o valor esperado para definir o valor máximo do parâmetro em questão, e o valor mínimo é definido como 10 % do valor esperado. Para  $R_f$ , que apresentou os maiores desvios, o fator do valor máximo é definido como dez, para garantir que o valor correto esteja contido na área de busca. Já para  $s_{(75)}$  e  $s_{(50)}$ , que tem seus valores esperados calculados por (4.11) e (4.12), a margem é de apenas 10% para mais e para menos. A área de busca de  $P_{av}$  é definida com os mesmos multiplicadores dos outros parâmetros sobre o valor esperado

dados por (4.13), enquanto os limites de  $P_{sup}$  são definidos pelo valor estimado pela norma IEC antiga (inferior) e pela norma IEEE 112 (superior), conforme apresentado na seção 2.4.5.

#### 5.4 ESTRUTURA DO ALGORITMO GENÉTICO

O algoritmo genético foi implementado no *software* Labview, da National Instruments e segue a estrutura indicada na Figura 5.8.

Figura 5.8 – Estrutura do AG implementado



Adotou-se codificação do tipo real, seleção determinística, cruzamento aritmético do tipo *real-biased* (TAKAHASHI, 2003), o qual será abordado posteriormente e produz indivíduos no contradomínio afim apresentado em 4.5.1, e mutação por sorteio de um valor dentro da área de busca. Para o escalonamento, estudaram-se duas opções: a

primeira do tipo sigma, a fim de eliminar os “letais” (indivíduos com péssima aptidão que atrasam a convergência); e a segunda do tipo linear, para acelerar a convergência sem anular a descendência dos indivíduos menos aptos.

A função aptidão bruta, dada por (4.16), é definida como a diferença entre o valor máximo da função objetivo na geração atual e o valor correspondente ao indivíduo avaliado. No caso linear, o valor bruto é escalonado linearmente definindo o coeficiente  $w_l = 1,8$  para que o melhor indivíduo gere 80% mais descendentes do que um indivíduo médio, valor este que é eventualmente reduzido para evitar valores negativos de aptidão conforme (3.4). Já no caso sigma, o valor de referência é tomado como 3 desvios padrão abaixo do valor médio, de modo que a aptidão dos indivíduos abaixo desta linha é anulada impedindo que produzam descendentes.

$$F_{apt}(\mathbf{x}_i) = \max \{F(\mathbf{x})\} - F(\mathbf{x}_i) \quad (4.16)$$

O cruzamento foi implementado como uma combinação dos indivíduos pais num método denominado *Real Biased Crossover* (TAKAHASHI et al, 2003), de modo que os descendentes localizam-se num segmento de reta que une os dois pais e admite uma pequena extrapolação (10%) em relação ao espaço delimitado entre os pais. A probabilidade de cruzamento foi definida como 90%.

O operador de mutação gera um valor aleatório entre os limites máximo e mínimo do elemento sorteado, e tem probabilidade de 1%.

Foi incluído o operador de elitismo, que transfere diretamente para a próxima geração os 5 % melhores indivíduos.

Os critérios de parada são: a) Função objetivo menor do que tolerância ( $10^{-5}$ ); b) Limite de 10.000 gerações; c) Critério de estagnação, caso o melhor indivíduo não seja alterado em 500 gerações. O tamanho da população foi definido como 900 indivíduos. Os pesos da média ponderada de desvios quadráticos foram todos definidos como 1, com exceção dos pesos referentes aos valores de rendimento, que foram definidos como 5 devido ao foco deste trabalho. Os valores dos parâmetros de controle do algoritmo – taxas de mutação e cruzamento, tamanho da população etc. – foram definidos com base na literatura e em resultados preliminares.

## 5.5 RESULTADOS

A metodologia desenvolvida foi aplicada a dois catálogos de motores. O primeiro, denominado **catálogo simulado**, consiste em dados de catálogo simulados a partir de parâmetros de CE obtidos experimentalmente com cinco motores WEG, utilizados anteriormente para teste das metodologias de estimação inicial. Empregando dados simulados, garante-se que o sistema possui solução. O algoritmo é executado três vezes para cada motor, a fim de avaliar se os valores resultantes se aproximam dos valores obtidos experimentalmente e se há variação significativa entre os resultados de diferentes execuções. A necessidade de repetição das execuções se deve ao fato de que AG têm funcionamento estocástico, apresentando resultados diferentes, ainda que próximos, a cada execução.

O segundo, denominado **catálogo real**, consiste de 200 motores do fabricante WEG com potência entre 1 e 650 cv e diferentes números de polos. Dentre estas 200 máquinas, cinco correspondem àquelas cujos parâmetros foram utilizados para simulação. Já para as 195 restantes, conhecem-se apenas os dados de catálogo. O algoritmo é executado três vezes para cada motor, a fim de verificar se a solução converge para a mesma região nas três execuções. Verifica-se também o valor final da função objetivo nas três execuções. Uma vez que os parâmetros reais destes valores são desconhecidos, a verificação dos desvios dos valores resultantes não é possível.

### 5.5.1 Catálogo simulado

Os dados dos motores do catálogo simulado são indicados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Dados simulados de catálogo de cinco motores WEG

<b>Motor</b>	<b>A</b>	<b>B</b>	<b>C</b>	<b>D</b>	<b>E</b>
<b>Potência (kW)</b>	7,5	18,5	37	55	75
<b>Polos</b>	4	2	2	4	6
<b>Tensão (V)</b>	480	380	380	480	440
<b>Corrente (A)</b>	11,61	35,08	70,35	82,14	128,40
<b>Rotação (rpm)</b>	1761,1	3537,1	3559,8	1775,9	1185,2
$\eta_{(100)}$ (%)	90,8	91,5	92,9	93,8	94,6
$\eta_{(75)}$ (%)	91,2	91,4	92,4	93,9	94,8
$\eta_{(50)}$ (%)	90,3	89,9	90,6	92,9	94,4
$\cos \varphi_{(100)}$	0,86	0,88	0,86	0,86	0,81
$\cos \varphi_{(75)}$	0,81	0,84	0,84	0,83	0,78
$\cos \varphi_{(50)}$	0,72	0,77	0,77	0,77	0,70
$T_m/T_n$	2,52	2,55	2,23	2,13	1,89

Os diagramas de caixa das figuras 5.9 e 5.10 mostram os resultados da estimação de parâmetros para o catálogo simulado. Este tipo de diagrama é adequado para a apresentação de séries grandes de dados, para as quais se deseja indicar a dispersão dos valores, por exemplo. A cada parâmetro contido no eixo horizontal é atribuída uma caixa e três traços. Os traços superior, intermediário e inferior indicam o valor máximo, a mediana e o valor mínimo da série de dados, respectivamente. Já os limites superior e inferior da caixa indicam o terceiro quartil e o primeiro quartil da série de dados, respectivamente. O primeiro quartil é o valor abaixo do qual se encontra um quarto das amostras da série de dados, composto pelos menores valores. O terceiro quartil, por sua vez, é o valor abaixo do qual se encontram três quartos das amostras da série, compostos pelos menores valores.

As figuras 5.9 e 5.10 apresentam o diagrama de caixa dos desvios percentuais dos valores dos parâmetros obtidos pelo algoritmo com relação aos valores de referência, em três execuções para cada um dos cinco motores simulados. Semelhantemente, a Figura 5.11 indica os desvios percentuais em relação aos dados de catálogo de referência. A Figura 5.12 apresenta a taxa de ocorrência de cada critério de parada dentre as 15 execuções. O critério de tolerância foi atingido em 13 das 15 execuções, demandando em média 470 gerações com tempo médio de execução de 40 ms por geração e totalizando 18 segundos em média para cada execução em um computador dedicado com processador Intel Core i7, 8 gigabytes de memória RAM e sistema operacional

Windows 7. Em dois casos, o algoritmo foi encerrado pela condição de limite de gerações, demandando 3 minutos e 12 segundos.

Figura 5.9 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para o catálogo simulado

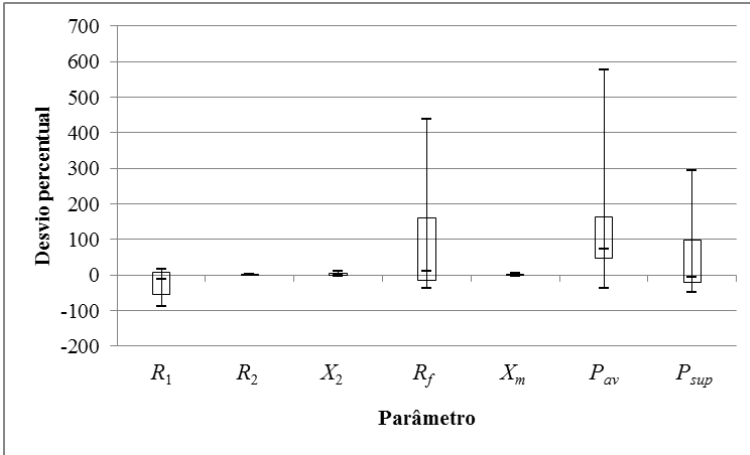


Figura 5.10 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para o catálogo simulado, ênfase para a faixa de pequenos desvios

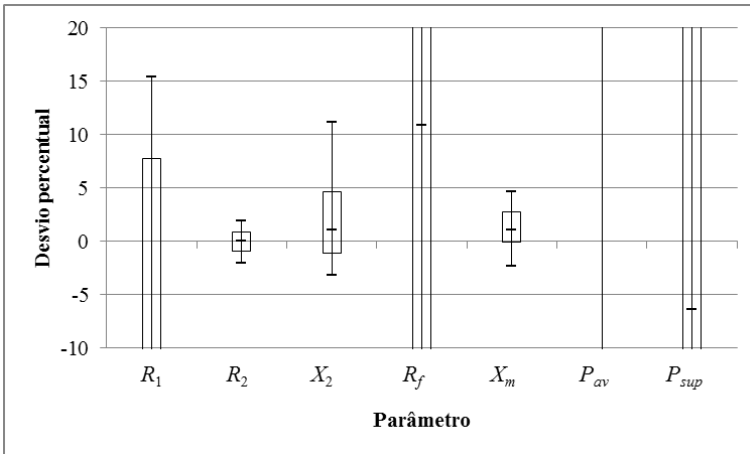




Figura 5.11 – Desvio das grandezas com relação à referência para o catálogo simulado

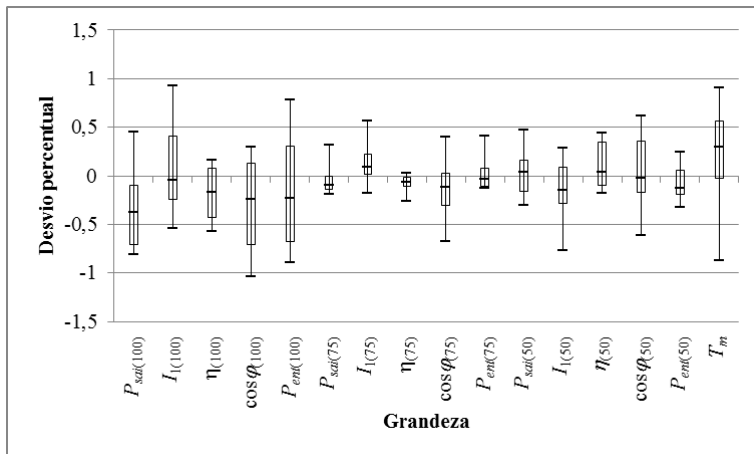
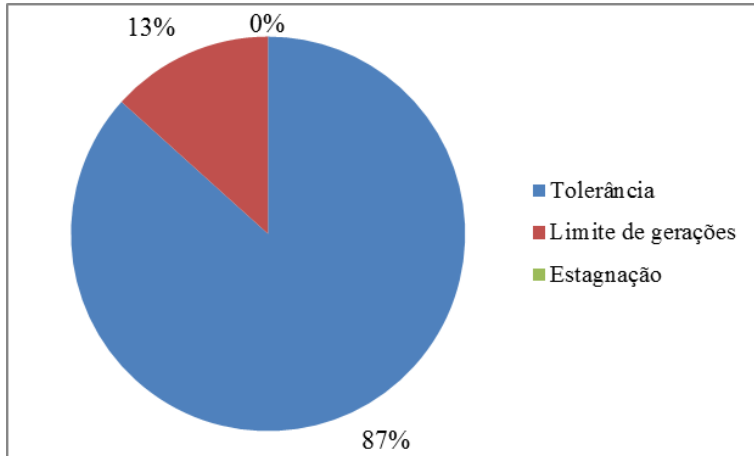


Figura 5.12 – Taxa de ocorrência de cada critério de parada para o catálogo simulado



Entre os desvios dos valores dos parâmetros, é possível observar que uns apresentam menor dispersão que os demais, isto é, a diferença entre o desvio máximo e o mínimo é menor que nos demais. O desvio em  $R_2$ ,  $X_2$  e  $X_m$  foi significativamente menor que os demais, indicando uma alta sensibilidade das grandezas que compõem a função objetivo

em relação a este parâmetro. Enquanto isso,  $R_1$ ,  $R_f$ ,  $P_{av}$  e  $P_{sup}$  apresentaram dispersões maiores, chegando a desvios de quase 600% em relação aos valores de referência, o que indica que as grandezas consideradas são pouco sensíveis a estes elementos, dificultando seu encontro. Para todas as incógnitas, a concentração maior das amostras de desvios se dá na região próxima a zero, o que é indicado pela posição da caixa em relação aos traços superior e inferior.

Já os desvios com relação aos dados de catálogo mostram erros dentro da margem de  $\pm 1\%$  para todas as grandezas, com medianas dentro da margem de  $\pm 0,5\%$  e muito próximas de zero para várias grandezas. É possível notar que os menores desvios correspondem às grandezas fortemente dependentes do rendimento, como as potências de entrada e saída e o próprio rendimento em si, o que pode ser justificado pela adoção de um peso cinco vezes maior para as referências de rendimento.

Durante testes preliminares com este grupo de motores, foi verificado um melhor desempenho do escalonamento linear sobre o do tipo sigma em termos de velocidade de convergência e ausência de estagnação. Por este motivo, o escalonamento sigma foi descartado, sendo apenas o caso linear empregado neste trabalho. Da mesma forma, testaram-se valores de  $w_l$  (coeficiente do escalonamento linear) de 1,5 e 1,8. Os dois valores resultaram em desempenho semelhante em termos de ocorrência de estagnação, porém com convergência mais rápida para o valor de  $w_l = 1,8$ , sendo fixado este valor para as execuções seguintes.

### 5.5.2 Catálogo real

As figuras 5.13 e 5.14 apresentam o diagrama de caixas dos desvios resultantes das grandezas de catálogo. Os desvios de parâmetros não são apresentados para os 200 motores uma vez que os valores do modelo não são conhecidos para a totalidade deste grupo de motores. No entanto, valores de parâmetros determinados em ensaios são disponíveis para cinco destes motores, possibilitando a apresentação dos desvios nas figuras 5.15 e 5.16. A taxa de ocorrência de cada critério de parada é apresentada na Figura 5.17.

Figura 5.13 – Desvios das grandezas com relação à referência para o catálogo real

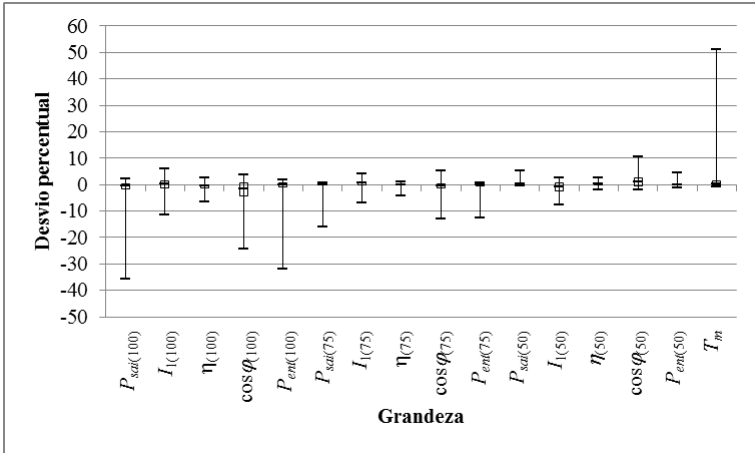


Figura 5.14 – Desvios das grandezas com relação à referência para o catálogo real, ênfase na faixa de pequenos desvios

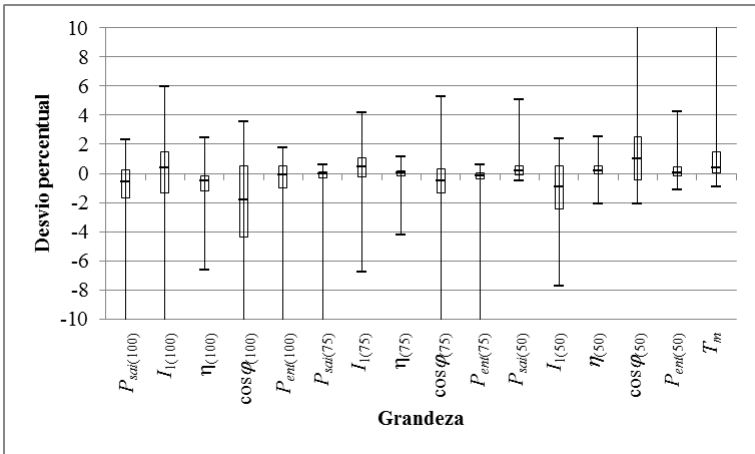


Figura 5.15 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para cinco motores do catálogo real

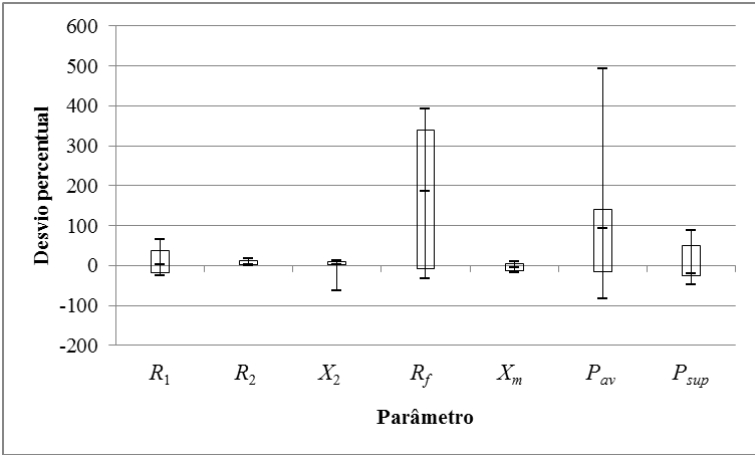


Figura 5.16 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para cinco motores do catálogo real, ênfase na faixa de pequenos desvios

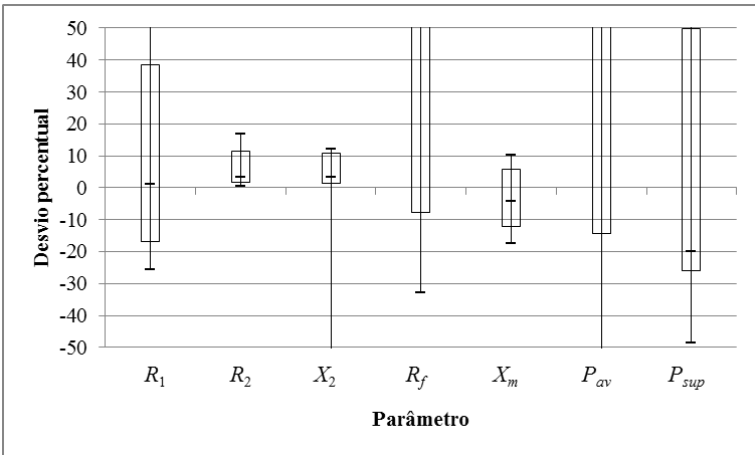
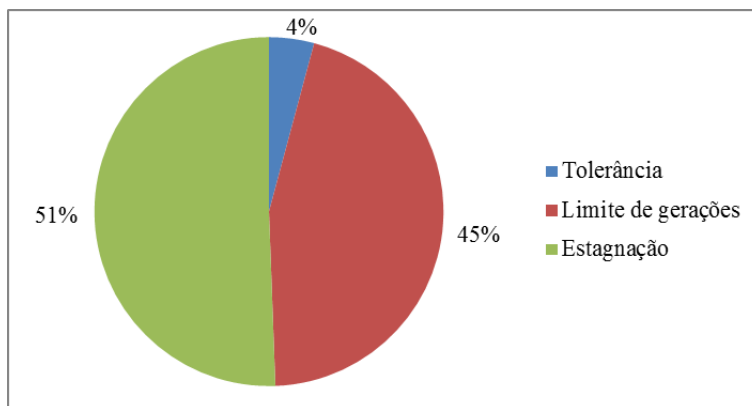


Figura 5.17 – Taxa de ocorrência de cada critério de parada



Observa-se que a determinação de valores de parâmetros a partir de dados de catálogo reais é difícil em comparação com o catálogo simulado. O critério de tolerância foi atingido em apenas 4% das execuções, contra 87 % no caso de dados simulados, sugerindo que não há um conjunto de valores que satisfaça simultaneamente todos os valores de catálogo. Enquanto no caso anterior os desvios das grandezas de catálogo se limitaram à faixa de entre -1 e 1% de desvio, neste caso eles chegaram a 50 %, ainda que o espaço entre quartis se limite à faixa entre -4 e 2 % de desvio.

Novamente, os parâmetros  $R_2$ ,  $X_2$  e  $X_m$  resultaram nos menores desvios, repetindo a tendência observada no caso anterior. Da mesma forma, nota-se concordância entre as grandezas com maior peso na função objetivo e as grandezas com menores desvios resultantes, sugerindo que os pesos podem ser definidos de acordo com as grandezas de maior interesse.

Comparando os valores simulados apresentadas na Tabela 5.2 com os valores originais de catálogo, indicados na Tabela 5.3, observaram-se pequenas diferenças nos valores de rendimento, fator de deslocamento e velocidade, porém grandes diferenças nos valores de torque máximo. Nos resultados da execução do algoritmo para o catálogo real, verificou-se que o torque máximo foi a grandeza com maior desvio em 76 % das execuções, seguido pelo fator de potência a meia carga em 21 %. Estes fatos motivaram uma nova execução, removendo-se o torque máximo da função objetivo e tornando o número de incógnitas igual ao de equações independentes. Os resultados desta

nova abordagem são apresentados nas figuras 5.18 a 5.20, lado a lado com os resultados anteriores. O subscrito “s” indica os resultados da execução sem considerar o torque máximo na função objetivo. As respectivas taxas de ocorrência de cada critério de parada são apresentadas na Figura 5.21.

Tabela 5.3 – Dados reais de catálogo dos cinco motores em estudo

<b>Motor</b>	<b>A</b>	<b>B</b>	<b>C</b>	<b>D</b>	<b>E</b>
<b>Potência (kW)</b>	7,5	18,5	37	55	75
<b>Polos</b>	4	2	2	4	6
<b>Tensão (V)</b>	480	380	380	480	440
<b>Corrente (A)</b>	11,8	35,3	70,0	80,6	126
<b>Rotação (rpm)</b>	1760	3530	3555	1775	1185
$\eta_{(100)}$ (%)	91,0	91,5	93,0	94,4	94,4
$\eta_{(75)}$ (%)	90,8	91,5	92,4	94,2	94,2
$\eta_{(50)}$ (%)	90,0	91,1	92,0	93,9	93,9
$\cos \varphi_{(100)}$	0,84	0,87	0,86	0,87	0,83
$\cos \varphi_{(75)}$	0,78	0,83	0,83	0,84	0,80
$\cos \varphi_{(50)}$	0,66	0,74	0,75	0,77	0,70
$T_m/T_n$	3,2	2,9	2,6	2,6	1,89

Figura 5.18 – Desvios das grandezas com relação à referência para o catálogo real com e sem o torque máximo na função objetivo. Imagem rotacionada para melhor visualização.

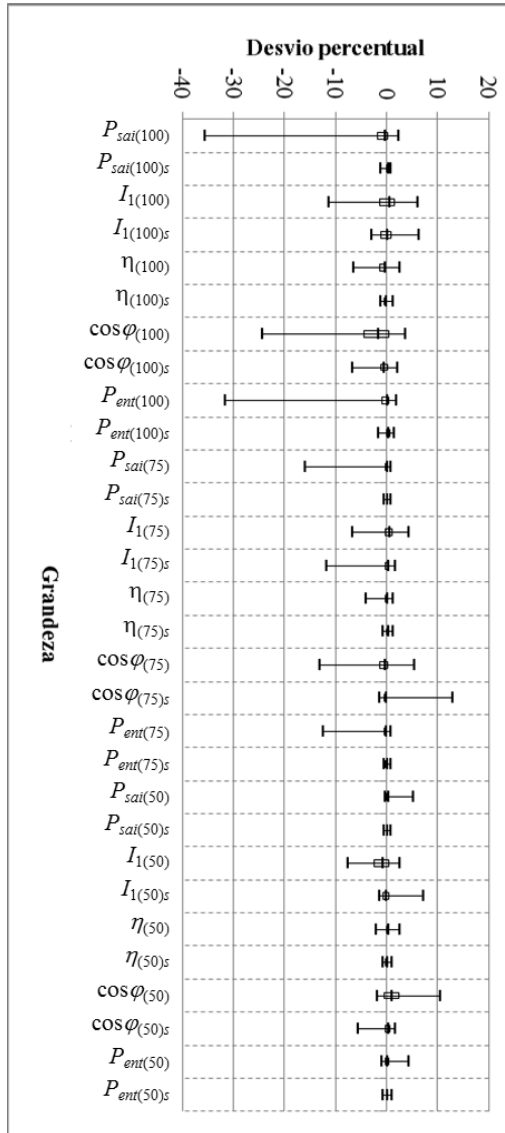


Figura 5.19 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para cinco motores em estudo, com e sem o torque máximo na função objetivo

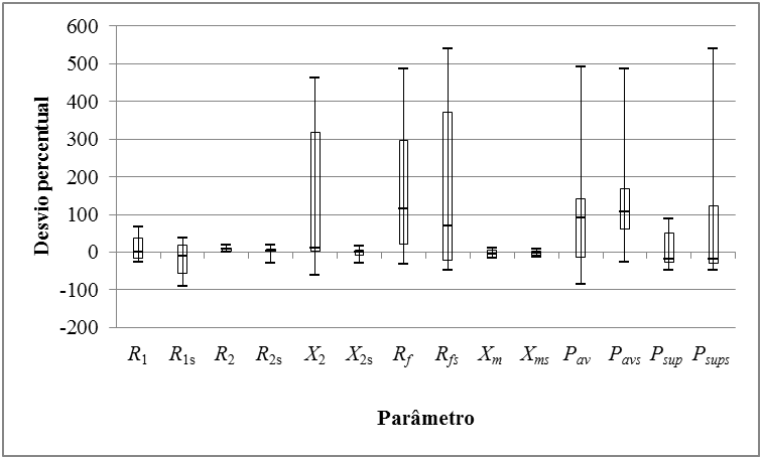


Figura 5.20 – Desvios dos parâmetros com relação à referência para cinco motores em estudo, com e sem o torque máximo na função objetivo, ênfase na faixa de pequenos desvios

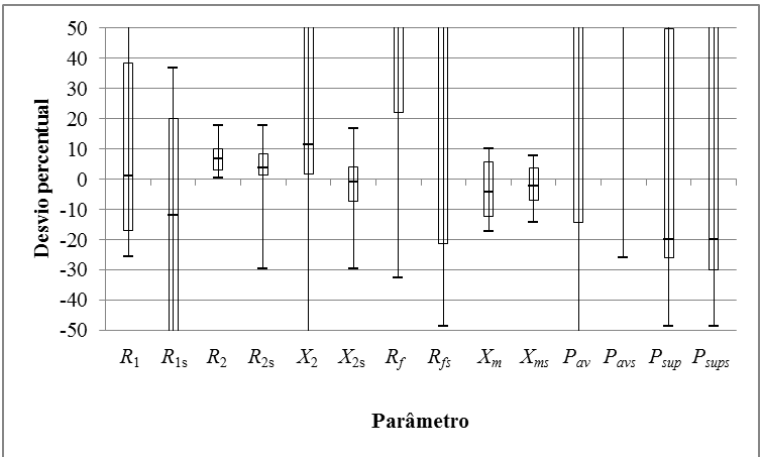
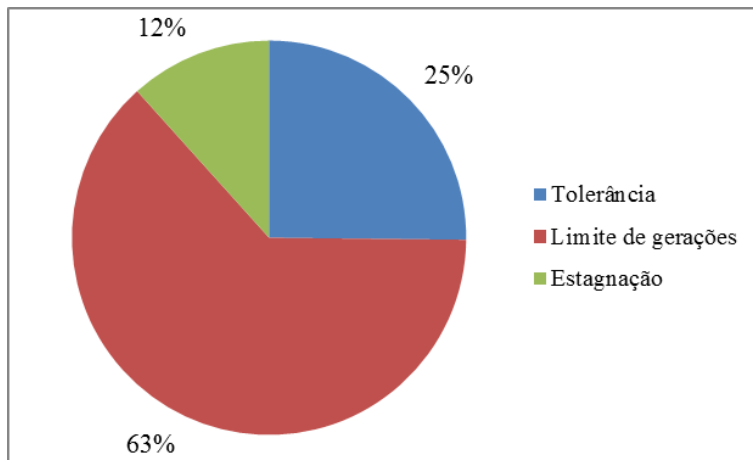




Figura 5.21 – Taxa de ocorrência de cada critério de parada ao desconsiderar o torque máximo



Os desvios relativos às grandezas de referência se tornaram significativamente menores quando se desconsiderou o torque máximo na função objetivo. Isto implicou em uma maior taxa de ocorrência da condição de parada por tolerância, visto que o erro quadrático médio diminuiu. A aparente facilidade se deve basicamente ao fato de se procurar, no primeiro caso, nove valores de parâmetros que satisfaçam dez equações, o que implica em um compromisso entre desvios de diferentes grandezas para chegar num desvio médio mínimo. Esta dificuldade é potencializada pelo fato de haver truncamentos e aproximações nos dados de catálogo, podendo não existir uma solução que satisfaça todos os valores de referência. Já no segundo caso, com o mesmo número de incógnitas e equações, permite-se que a solução se acomode num erro médio menor, já que uma restrição foi retirada.

Quanto ao desvio dos valores dos parâmetros em relação aos determinados em laboratório, houve redução nos desvios de  $X_2$  e aumento nos desvios de  $R_2$  e das perdas suplementares que, conforme sugerem as figuras 5.19 e 5.20, parecem ser influenciados pela presença do torque máximo na função objetivo. Os demais parâmetros, entretanto, não sofreram influência significativa.

Os resultados indicam, portanto, que a remoção do torque máximo da função objetivo possibilita o encontro de uma solução com desvios reduzidos das grandezas restantes, causando apenas um aumento pouco significativo nos desvios dos parâmetros de interesse.



## 6 CONCLUSÕES

Este trabalho tratou do desenvolvimento e teste de um algoritmo para estimação dos valores dos parâmetros do modelo elétrico do MIT proposto na norma IEEE 112 para fins de estimação do rendimento de MIT. A metodologia foi aplicada a um banco de dados de catálogo de um fabricante de motores com intervenção mínima por parte do usuário no programa e também em cinco motores pertencentes a este banco de dados, mas que foram ensaiados para a obtenção experimental dos valores dos parâmetros. Raramente os valores dos parâmetros de MIT são disponibilizados pelos fabricantes.

Na literatura acadêmica, foram encontradas diversas publicações sobre a identificação de valores de parâmetros de modelos de motores de indução para diversas aplicações. Conforme a aplicação, modelos de diferentes complexidades podem ser utilizados. O modelo de gaiola simples com perdas no ferro é adequado para descrever um MIT em sua faixa normal de operação em regime permanente, como é o caso deste trabalho. Evidenciou-se que os valores dos parâmetros do modelo gaiola simples com perdas no ferro podem ser inferidos a partir dos dados fornecidos pelo fabricante, e que todos os seis parâmetros deste modelo são identificáveis. Empregando mais dados de referência (equações) do que incógnitas, suaviza-se a influência dos erros presentes nos dados fornecidos, demandando, todavia, um algoritmo apropriado. Entretanto, os resultados obtidos mostram que determinados dados de referência podem ser um empecilho para a convergência do algoritmo, não produzindo um impacto negativo nos resultados.

As metodologias encontradas na literatura baseiam-se em diferentes métodos de determinação dos parâmetros: relações analíticas diretas; cálculos iterativos; minimização de desvios por métodos clássicos de otimização (método de Newton); e minimização de desvios por otimização estocástica. A minimização estocástica mostra-se uma opção robusta, por combinar a filtragem de erros (ao possibilitar o emprego de mais equações do que incógnitas) com a baixa sensibilidade a mínimos locais verificada em métodos clássicos. Entre os candidatos, os AG se destacam pela simplicidade de implementação e o frequente emprego na literatura. Por isso, esta metodologia foi escolhida para ser empregada neste trabalho.

Diversos formatos de AG são encontrados na literatura, diferenciando-se pela codificação dos indivíduos, pelos operadores, pelo método de seleção e pela formulação da função aptidão dos indivíduos.

Conforme a combinação escolhida, diferentes características de convergência, tal como robustez e velocidade, podem ser priorizadas.

Nos AG de codificação real, é necessário especificar uma área de busca para as variáveis. Para tanto, neste trabalho, utilizaram-se equações analíticas baseadas nas publicações encontradas para calcular o valor esperado de cada parâmetro e possibilitar a geração de uma área confiável. Alguns métodos testados se mostraram instáveis, resultando em valores infactíveis. O método de Guimarães (2014), modificado por uma equação de Narajan e Misra (1989), mostrou-se um procedimento bastante robusto para estimar rapidamente valores de parâmetros de modelos de motores de indução trifásicos.

Os resultados do algoritmo desenvolvido indicaram que para dados de catálogo exatos, uma solução relativamente precisa pode ser encontrada em poucas iterações. Para uma solução ótima ou quase ótima, com tolerância uma ordem de grandeza menor do que a utilizada neste trabalho, o tempo de execução pode se tornar demasiadamente longo, sendo sugerido um método de busca local para refinamento rápido dos resultados.

Dados de catálogo reais contêm aproximações e truncamentos que tornam mais difícil e demorado o encontro de uma solução satisfatória. Dependendo da gravidade destas distorções nos valores das grandezas informadas, uma solução com a precisão desejada pode não ocorrer.

Observou-se que alguns parâmetros são menos significativos que outros na função objetivo, tendo seus valores resultantes mais dispersos do que os parâmetros mais significativos. O encontro destes parâmetros é, portanto, mais suscetível a erros, visto que suas variações influenciam pouco no valor da função objetivo. Por outro lado, justamente pela pequena influência destes parâmetros nas grandezas que compõem a função objetivo, os desvios nos valores resultantes dos parâmetros não chegam a ser um problema. Ainda assim, se for desejada precisão adicional, os valores destes parâmetros pouco significativos podem ser estimados analiticamente por um método confiável, dispensando sua busca. Por exemplo, o parâmetro  $R_1$ , cujos valores encontrados pela metodologia proposta apresentaram desvios da ordem de 90 % para dados simulados, pode ser calculado analiticamente pela metodologia analítica de Sabharwahl (2006), que apresentou desvios da ordem de 15 % para os motores estudados. Expedientes similares podem ser adotados para  $P_{av}$  e  $P_{sup}$ , conforme apresentado na revisão da literatura, de modo que a execução do algoritmo pode se tornar mais rápida com a redução de incógnitas.

Entre as execuções do algoritmo após a remoção do torque máximo da função objetivo, obtiveram-se valores máximos de desvios relativos às grandezas de catálogo que chegaram à ordem de 10 %, o qual é um valor indesejável. Resultados como este indicam um fenômeno denominado convergência precoce, que consiste na dominação da população por indivíduos próximos a um mínimo local. Isto normalmente pode ser remediado pela calibração dos parâmetros de controle do AG, tais como as probabilidades de cruzamento e mutação, ou pela alteração dos operadores empregados.

Como sugestão de continuidade, mostra-se desejável um trabalho de calibração do algoritmo envolvendo testes com diversas configurações de operadores e parâmetros de controle. Em seguida, a integração de um método de busca local à metodologia proposta pode permitir que se atinja uma solução ótima global, uma vez que o AG pode prover soluções quase ótimas, muito próximas do mínimo global. Julga-se que um programa de refinamento de encontro dos valores de parâmetros de MIT seja um próximo passo no aprofundamento desta pesquisa e, posteriormente, estudos de variação paramétrica de MIT em função do ponto de operação. Este ainda é um desafio a ser alcançado, mesmo para a região de operação normal e em regime do motor.



## REFERÊNCIAS

ABDELHADI, Bachir; BENOUDJIT, Azeddine; NAIT-SAID, Nasreddine. **Application of genetic algorithm with a novel adaptive scheme for the identification of induction machine parameters.** Energy Conversion, IEEE Transactions on, v. 20, n. 2, p. 284-291, 2005.

ANSUJ, Somchai; SHOKOOH, Farrokh; SCHINZINGER, Roland. **Parameter estimation for induction machines based on sensitivity analysis.** Industry Applications, IEEE Transactions on, v. 25, n. 6, p. 1035-1040, 1989.

APA

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 5383-1: Máquinas elétricas girantes: Parte 1: Motores de indução trifásicos – Ensaio.** Rio de Janeiro, 2002.

BELLINI, A.; DE CARLI, A.; LA CAVA, M. **Parameter identification for induction motor simulation.** Automatica, v. 12, n. 4, p. 383-386, 1976.

BISHOP, Richard R.; RICHARDS, Gill G. **Identifying induction machine parameters using a genetic optimization algorithm.** In: Southeastcon'90. Proceedings., IEEE. IEEE, 1990. p. 476-479.

BOGLIETTI, Aldo; CAVAGNINO, Andrea; VASCETTO, Silvio. **Induction motor EU standards for efficiency evaluation: The scenario after IEC 60034-2-1.** In: IECON 2011-37th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society. IEEE, 2011. p. 2786-2791.

CÓRCOLES, Felipe et al. **Analysis of the induction machine parameter identification.** Energy Conversion, IEEE Transactions on, v. 17, n. 2, p. 183-190, 2002.

FITZGERALD, Arthur E.; KINGSLEY, Charles; KUSKO, Alexander. **Máquinas elétricas: conversão eletromecânica da energia, processos, dispositivos e sistemas.** McGraw-Hill, 1975.

GEN, Mitsuo; CHENG, Runwei. **Genetic algorithms and engineering design,** New York. John Wily and Sons, 1997.

GOLBERG, David E. **Genetic algorithms in search, optimization, and machine learning**. Addison wesley, v. 1989, 1989.

GUIMARÃES, J. M. C. et al. **Determination of three-phase induction motors model parameters from catalog information**. In: PES General Meeting| Conference & Exposition, 2014 IEEE. IEEE, 2014. p. 1-5.

HANCOCK, Peter JB. **Selection methods for evolutionary algorithms**. Practical Handbook of Genetic Algorithms, v. 2, p. 67-92, 1995.

HAQUE, M. H. **Estimation of three-phase induction motor parameters**. Electric power systems research, v. 26, n. 3, p. 187-193, 1993.

HAQUE, M. H. **Determination of NEMA design induction motor parameters from manufacturer data**. Energy conversion, IEEE transactions on, v. 23, n. 4, p. 997-1004, 2008.

HUANG, K. S. et al. **Parameter identification of an induction machine using genetic algorithms**. In: Computer Aided Control System Design, 1999. Proceedings of the 1999 IEEE International Symposium on. IEEE, 1999. p. 510-515.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE 112: IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators**. Nova York, 2004.

KOSOW, Irving L. **Máquinas elétricas e transformadores**. 9. ed. São Paulo: Globo, 1993.

KUECK, J. D. et al. **Assessment of methods for estimating motor efficiency and load under field conditions**. ORNL, 1996.

LEE, Keun et al. **Estimation of induction motor equivalent circuit parameters from nameplate data**. In: North American Power Symposium (NAPS), 2012. IEEE, 2012. p. 1-6.

LINDENMEYER, D. et al. **An induction motor parameter estimation method**. International journal of electrical power & energy systems, v. 23, n. 4, p. 251-262, 2001.



LU, Bin et al. **Solving induction motor equivalent circuit using numerical methods for an in-service and nonintrusive motor efficiency estimation method.** In: Power Electronics and Motion Control Conference, 2006. IPEMC 2006. CES/IEEE 5th International. IEEE, 2006. p. 1-6.

NATARAJAN, R.; MISRA, V. K. **Parameter estimation of induction motors using a spreadsheet program on a personal computer.** Electric Power Systems Research, v. 16, n. 2, p. 157-164, 1989.

NOLAN, R.; PILLAY, P.; HAQUE, T. **Application of genetic algorithms to motor parameter determination.** In: CONFERENCE RECORD-IEEE INDUSTRY APPLICATIONS SOCIETY ANNUAL MEETING. IEEE INC, 1994. p. 47-47.

PEDRA, J.; CORCOLES, F. **Estimation of induction motor double-cage model parameters from manufacturer data.** Energy Conversion, IEEE Transactions on, v. 19, n. 2, p. 310-317, 2004.

PEDRA, J. **Estimation of typical squirrel-cage induction motor parameters for dynamic performance simulation.** IEEE Proceedings-Generation, Transmission and Distribution, v. 153, n. 2, p. 137-146, 2006.

PILLAY, P. et al. **In-situ induction motor efficiency determination using the genetic algorithm.** Energy Conversion, IEEE Transactions on, v. 13, n. 4, p. 326-333, 1998.

SABHARWAL, Satish Chander. **Methodology for estimating performance characteristics of three phase induction motor operating direct-on-line or with six pulse inverter.** In: Power Electronics, Drives and Energy Systems, 2006. PEDES'06. International Conference on. IEEE, 2006. p. 1-4.

SUNDARESWARAN, Kinattungal et al. **Induction motor parameter estimation using hybrid genetic algorithm.** In: Industrial and Information Systems, 2008. ICIIS 2008. IEEE Region 10 and the Third International Conference on. IEEE, 2008. p. 1-6.

TAKAHASHI, Ricardo HC et al. **A multiobjective methodology for evaluating genetic operators**. Magnetics, IEEE Transactions on, v. 39, n. 3, p. 1321-1324, 2003.

TOLIYAT, Hamid et al. **A review of RFO induction motor parameter estimation techniques**. Energy conversion, IEEE Transactions on, v. 18, n. 2, p. 271-283, 2003.

WANG, Gang; PARK, Sung-Won. **Improved Estimation of Induction Motor Circuit Parameters with Published Motor Performance Data**. In: Green Technologies Conference (GreenTech), 2014 Sixth Annual IEEE. IEEE, 2014. p. 25-28.

WEG. **W22: Motor elétrico trifásico**. Disponível em: <<http://ecatalog.weg.net/files/wegnet/WEG-w22-motor-trifasico-tecnico-mercado-brasil-50023622-catalogo-portugues-br.pdf>>. Acesso em 21 dez. 2015.

WENGERKIEVICZ, Carlos A. C. et al. **Análise do Método do Escorregamento Nominal para o Ensaio de Impedância de Motores de Indução Trifásicos segundo a Norma IEEE112 e Proposição de Método de Ajuste**. In: XI IEEE/IAS International Conference on Industry Applications (INDUSCON), 2014, 2014, Juiz de Fora. INDUSCON 2014 Technical Papers. Juiz de Fora, 2014.

**APÊNDICE A – Artigo apresentado no Induscon 2014  
(WENGERKIEVICZ et al, 2014).**



# Análise do Método do Escorregamento Nominal para o Ensaio de Impedância de Motores de Indução Trifásicos segundo a Norma IEEE112 e Proposição de Método de Ajuste

Carlos A. C. Wengerkiewicz, Nelson Sadowski,

Nelson J. Batistela

GRUCAD/EEL

Universidade Federal de Santa Catarina

Florianópolis, Brasil

c.a.correa@posgrad.ufsc.br, nelson.sadowski@ufsc.br,

jhoe.batistela@ufsc.br

Sandro C. Lima, Pedro A. da Silva Jr.

Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de

Santa Catarina

São José, Brasil

sclima@ifsc.edu.br, pedroarmando@ifsc.edu.br

Anderson Y. Beltrame

Tractebel Energia

Tubarão, Brasil

andersonyb@tractebelenergia.com.br

**Resumo**— A norma internacional IEEE 112 apresenta quatro métodos para ensaios de impedância, os quais são utilizados na determinação dos valores dos parâmetros do modelo de motores de indução trifásicos, que integra o cálculo do rendimento pelo método do circuito equivalente. Nos métodos mistos de determinação do rendimento, realiza-se um ajuste dos parâmetros para adequar os resultados às condições de operação do motor. Neste trabalho é realizada uma análise do método do escorregamento nominal para o ensaio de impedância e dos resultados obtidos sem e com o ajuste de parâmetros previsto em norma. Uma proposta alternativa de ajuste de parâmetros é apresentada e avaliada. Um programa computacional foi desenvolvido sintetizando todos os procedimentos relacionados à aplicação dos métodos da norma e da alternativa proposta. A semelhança entre os resultados obtidos antes e após o ajuste previsto na norma indica o bom desempenho do método de ensaio de impedância analisado. Melhorias são alcançadas com o ajuste proposto neste trabalho.

## I. INTRODUÇÃO

Ensaio de laboratório normatizados são utilizados para verificar as características de máquinas elétricas, como o seu rendimento, conjugado, temperatura de operação e perdas energéticas. A norma internacional IEEE 112 [1] descreve ensaios usuais aplicáveis a máquinas de indução polifásicas. São descritos também os requisitos mínimos da fonte de alimentação e da instrumentação utilizada nos ensaios, apresentando recomendações para o procedimento de medição e a tipificação das perdas que ocorrem durante a operação da máquina.

O rendimento de um motor de indução trifásico (MIT) é definido como a razão entre a potência mecânica útil no eixo

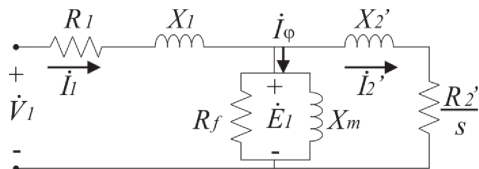


Fig. 1. Circuito elétrico equivalente por fase do MIT

(potência de saída) e a potência elétrica medida nos terminais da máquina (potência ativa de entrada). Entre os onze métodos propostos pela norma IEEE 112 para este fim, há cinco em que o rendimento é calculado através do circuito elétrico equivalente da máquina, métodos F, F1, C/F, E/F e E1/F1. Uma das vantagens destes cinco métodos é a possibilidade de se calcular o rendimento para qualquer ponto de operação, bem como outras grandezas como corrente de linha, potência de entrada e potência de saída. Nos demais métodos é feita a medição direta das potências de entrada e saída ou a segregação das perdas a partir da potência de entrada.

O circuito elétrico equivalente da máquina de indução trifásica em regime permanente sob tensões equilibradas é mostrado na Fig. 1 e representa apenas uma fase, considerando que as demais são idênticas. Os parâmetros  $R_f$  e  $X_f$  representam, respectivamente, a resistência e a reatância de dispersão do enrolamento do estator,  $R_f$  a resistência de perdas no ferro,  $X_m$  a reatância magnetizante,  $R_2'$  a resistência do rotor,  $X_2'$  a reatância de dispersão do rotor e  $s$  o escorregamento por unidade. Representa-se a tensão por fase por  $V_1$ , a tensão sobre o ramo de excitação por  $E_1$ , e as correntes de fase, de excitação e do rotor por  $I_1$ ,  $I_\phi$  e  $I_2'$ ,

Trabalho parcialmente financiado pelo projeto PD-0403-0034/2013, intitulado "Avaliação em campo de rendimento de motores de indução trifásicos", desenvolvido no âmbito do Programa de P&D da Tractebel Energia regulamentado pela ANEEL.

respectivamente. Todos os valores são referidos ao estator.

Segundo a IEEE 112, o principal método de determinação de rendimento baseado no circuito equivalente é o método F, que consiste em quatro etapas: medição da resistência elétrica entre terminais, ensaio em vazio, ensaio de impedância e medição das perdas suplementares. Por ser bastante trabalhosa, no método F1, esta última etapa é substituída por uma estimativa com base na potência nominal da máquina. Os valores dos parâmetros do circuito equivalente são calculados a partir dos dados obtidos nas três primeiras etapas. Com base no ensaio em vazio, estima-se também a perda por atrito e ventilação, que não é representada no circuito e deve ser considerada a posteriori.

Com o objetivo de melhorar os valores dos parâmetros no que se refere à precisão da representação do motor ensaiado, os parâmetros  $X_m$  e  $R_2'$ , encontrados anteriormente, são calibrados nos métodos C/F, E/F e E1/F1, com base nos dados de um ponto de carga experimental.

Este artigo apresenta a análise do método de ensaio de impedância com escorregamento nominal previsto pela norma IEEE 112 e a proposição de um método alternativo para o ajuste de todos os parâmetros do modelo do motor, com excessão de  $R_1$ , que é obtido por medição direta. Foi desenvolvido um instrumento virtual no sistema LabVIEW, da National Instruments, que automatiza os cálculos contidos nos cinco métodos baseados no circuito equivalente e ajusta os valores dos parâmetros segundo o método adicional proposto. O programa também realiza uma comparação entre dados simulados através do circuito equivalente e pontos de carga obtidos experimentalmente. Assim pode-se verificar a representação da máquina e a influência da calibração de valores de parâmetros sobre a precisão dos resultados.

A seção II deste trabalho descreve em linhas gerais os métodos normatizados para a determinação do rendimento de motores utilizando circuitos equivalentes. Na seção III é apresentada a proposta de um ajuste alternativo dos valores dos parâmetros. O instrumento virtual é apresentado na seção IV e na seção seguinte descreve-se o procedimento experimental realizado para comprovação dos resultados. Por fim, a comparação entre grandezas medidas experimentalmente e calculadas pelo circuito equivalente é apresentada e analisada na seção VI.

## II. MÉTODOS DE DETERMINAÇÃO DO RENDIMENTO BASEADOS NO CIRCUITO EQUIVALENTE

Os métodos de determinação de rendimento de MIT através do circuito elétrico equivalente segundo a IEEE 112 são executados em quatro etapas como já exposto anteriormente: (a) medição da resistência do estator; (b) ensaio em vazio; (c) ensaio de impedância; (d) medição das perdas suplementares.

### A. Medição da Resistência do Estator

A medição da resistência ôhmica entre os terminais do estator tem por objetivo a determinação do valor do parâmetro  $R_1$ . A norma considera que a máquina está ligada em Y, de maneira que se toma a metade do valor da resistência medida entre quaisquer terminais do estator em temperatura ambiente.

O valor de  $R_1$  é determinado após a correção desta resistência para a temperatura de operação da máquina a plena carga.

### B. Ensaio em Vazio

No ensaio em vazio a máquina é acionada sem carga mecânica. A tensão é reduzida gradualmente a partir de 125 % da tensão nominal até o ponto em que se observe um acréscimo na corrente. A partir de uma regressão linear da potência de entrada em função do quadrado da tensão, subtraída das perdas ôhmicas no estator, determinam-se as perdas por atrito e ventilação (perdas rotacionais).

Em seguida, determinam-se as perdas no ferro pelo balanço de potência ativa para a operação em vazio. Estas são definidas como a potência de entrada, medida no ponto do ensaio com tensão nominal, menos o somatório das perdas ôhmicas no estator e das perdas por atrito e ventilação.

### C. Ensaio de Impedância

A IEEE 112 prevê quatro possibilidades para o ensaio de impedância: modo 1 - ensaio de rotor travado a no máximo 25 % da frequência nominal; modo 2 - ensaio de rotor travado em três frequências; modo 3 - ensaio sob escorregamento nominal, o qual é conseguido por redução da tensão ou aplicação de carga; e modo 4 - ensaio de rotor travado em frequência nominal. Cada modo é acompanhado por um procedimento específico de cálculo dos valores dos parâmetros, em que se utilizam dados do ensaio de impedância e do ensaio em vazio.

Os modos 1 e 2 requerem uma fonte de alimentação com tensão e frequência variáveis, enquanto os modos 3 e 4 demandam apenas que a amplitude da tensão da fonte seja variável. O modo mais conhecido, por ser abordado na bibliografia clássica utilizada em cursos de Engenharia [2][3], é o método em que se realiza o ensaio com rotor travado (método 4). Um dos objetivos deste trabalho é a análise da aplicação do método 3, demonstrando a qualidade de seus resultados mesmo sem a realização de ajustes por um ponto de carga obtido por outro método de determinação do rendimento.

#### 1) Cálculo de parâmetros pelo método com escorregamento nominal.

O cálculo dos valores dos parâmetros do modelo é feito com base nos dados coletados nos ensaios descritos nos tópicos anteriores. Do ensaio em vazio com tensão variável, utilizam-se dois pontos: aquele em que a tensão é nominal e aquele em que a reatância equivalente do motor é máxima, denominados como ponto  $\theta$  e  $M$ , respectivamente. Também é necessário um terceiro ponto de medição, denominado ponto  $L$ , com o motor operando em escorregamento nominal. Esta condição pode ser alcançada com carregamento mecânico ou em vazio com redução da tensão.

A reatância máxima, observada em  $M$ , é tomada como uma aproximação de  $(X_1 + X_m)$ , e a reatância equivalente no ponto  $L$  como um valor inicial para  $(X_1 + X_2')$ . Com o valor de  $R_1$  obtido por medição direta e as perdas no núcleo magnético ( $P_c$ ) determinadas com os dados do ensaio em vazio, os passos descritos de (1) a (7) são executados iterativamente, atualizando o valor de  $(X_1 + X_2')$  até que se obtenha uma variação dos valores de  $X_1$  e  $X_2'$  menor do que 0,1 % entre as

iterrações. No passo (1), a razão entre as impedâncias de dispersão  $X_1$  e  $X_2'$  é uma constante que deve ser conhecida a partir de dados de projeto ou determinada em função da categoria da máquina a partir da Tabela I, proposta na norma. Nos demais passos, o subscrito  $L$  indica que os dados se referem ao ponto  $L$ . Uma vez atingida a convergência de  $X_1$  e  $X_2'$ , o valor de  $R_2'$  nas condições do ponto  $L$  é calculado por (8) e corrigido para a temperatura de operação nominal da máquina.

$$X_1 = (X_1 + X_2) \frac{\left(\frac{X_1}{X_2}\right)}{1 + \left(\frac{X_1}{X_2}\right)} \quad (1)$$

$$X_m = (X_1 + X_m) - X_1 \quad (2)$$

$$\dot{E}_{1L} = \dot{V}_{1L} - \dot{I}_{1L} (R_1 + jX_1) \quad (3)$$

$$R_f = \frac{3E_{1L}^2}{P_c} \quad (4)$$

$$\dot{I}_{\phi L} = \dot{E}_{1L} \left\{ \frac{1}{R_f} - \frac{j}{X_m} \right\} \quad (5)$$

$$\dot{I}_{2L} = \dot{I}_{1L} - \dot{I}_{\phi L} \quad (6)$$

$$X_2 = \frac{\frac{Q_L}{3} - I_{2L}^2 X_1 - \frac{E_{1L}^2}{X_m}}{I_{2L}^2} \quad (7)$$

$$R_{2L} = s_L \operatorname{Re} \left\{ \frac{\dot{E}_{1L}}{I_{2L}} \right\} \quad (8)$$

TABELA I. RAZÃO  $X_1/X_2'$  EM FUNÇÃO DA CLASSIFICAÇÃO NEMA

Classe (NEMA)	$X_1/X_2'$
A, D e rotores bobinados	1.0
B	0.67
C	0.43

#### D. Perdas Suplementares

A medição direta das perdas suplementares consiste na quantificação de duas componentes. A componente em frequência fundamental é determinada num procedimento que requer a realização de medidas no motor com o rotor removido. Para a determinação da componente em alta frequência, o motor completo é acionado mecanicamente à velocidade síncrona em sentido reverso. Devido à complexidade destes procedimentos, nos métodos F1 e E1/F1 de determinação de rendimento do MIT, as perdas suplementares não são medidas diretamente, e sim calculadas com base em porcentagens da potência nominal de saída.

#### E. Calibração de Parâmetros

Nos métodos mistos propostos na norma, executa-se uma etapa adicional em que os parâmetros  $R_2'$  e  $X_m$  são ajustados iterativamente a partir das medições de um ponto de carga. A norma recomenda que  $R_2'$  seja ajustada com base na potência

ativa, enquanto a corrente de entrada ou a potência reativa é tomada como referência para a calibração de  $X_m$ , o que pode ser feito por (9) e (10), respectivamente. Segundo a norma, a calibração por um ponto de carga proporciona a confiabilidade de um teste completo de carregamento com a simplicidade da resolução do circuito elétrico para vários valores de escorregamento.

$$\frac{R_2}{s} = \frac{1}{3I_2^2} (P_{in} - 3I_1^2 R_1 - P_c) \quad (9)$$

$$X_m = \frac{E_1^2}{\frac{Q_m}{3} - I_1^2 X_1 - I_2^2 X_2} \quad (10)$$

### III. PROPOSTA DE AJUSTE PARA O MÉTODO 3

Segundo a IEEE 112, na etapa normalizada de ajuste com base num ponto de carga, apenas os parâmetros  $R_2'$  e  $X_m$  devem ser alterados com base na potência ativa e na corrente de linha medidas com o motor operando em carga. Para garantir maior precisão do modelo do motor propõe-se um método de ajuste de todos os seus parâmetros, com exceção de  $R_1$ .

No passo (4) apresentado na seção anterior, o parâmetro  $R_f$  é determinado utilizando-se: a perda no ferro  $P_c$ , determinada no ensaio em vazio para tensão nominal; e a tensão sobre o ramo de excitação  $E_{1L}$ , calculada a partir de dados do ensaio de impedância. O valor eficaz da tensão sobre o ramo de excitação quando o motor opera em vazio com tensão nominal ( $E_{10}$ ) é maior do que nas condições do ensaio de impedância ( $E_{1L}$ ), uma vez que no segundo caso o motor opera com tensão reduzida ou acionando uma carga mecânica, resultando assim num aumento da corrente de linha e, conseqüentemente, numa maior queda de tensão sobre a impedância do estator. Sendo a tensão  $E_1$  um reflexo do fluxo magnético no núcleo, do qual dependem diretamente as perdas no ferro [4], sugere-se que o parâmetro  $R_f$  seja calculado utilizando o valor de  $E_{10}$ , ou seja, a tensão sobre o ramo de excitação nas condições em que foram determinadas as perdas no ferro.

O método proposto para ajuste de parâmetros consiste numa nova execução do processo de cálculo descrito no item C da seção II, com a substituição de (4) por (11). Este passo se encontra dentro de um laço iterativo, tendo influência sobre os valores resultantes de  $X_1$ ,  $R_2'$ ,  $X_2'$  e  $X_m$ , além do próprio valor de  $R_f$ .

$$R_f = \frac{3E_{10}^2}{P_c} \quad (11)$$

### IV. O INSTRUMENTO VIRTUAL

Para testar os métodos de ajuste normalizado e proposto, foi desenvolvido um programa no ambiente LabVIEW, da National Instruments. Os programas criados neste sistema recebem a denominação de instrumentos virtuais ou VI (Virtual Instrument), e contam com uma interface gráfica que geralmente simula o painel frontal de um instrumento de laboratório.

## V. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Para demonstrar o funcionamento do VI e analisar o desempenho do método 3 de ensaio de impedância, do ajuste de parâmetros adotado pela norma e da proposta de ajuste de parâmetros apresentada na seção anterior, foram utilizados dados de ensaios de motores protótipos da empresa WEG Equipamentos Elétricos S/A. - Motores.

A empresa WEG S/A forneceu os resultados de ensaios integrantes da variação do método 2 de determinação de rendimento segundo a norma NBR 5383 [5], semelhante ao método B1 da norma IEEE 112, que consiste na medição direta da potência de entrada e de saída com segregação de perdas e temperatura assumida. Este método inclui etapas como a medição de resistência elétrica e os ensaios em vazio e em carga, cujos dados podem ser aproveitados para a determinação do circuito equivalente pelo método F e seus derivados. As principais características dos motores e os dados dos ensaios são apresentados nas tabelas II, III e IV.

Destaca-se que, para os motores em questão, as perdas suplementares foram determinadas pelo método 2 da NBR 5383 por exclusão das outras perdas, permitindo a utilização de um valor conhecido desta perda e, consequentemente, o emprego dos métodos F e E/F ao invés dos métodos F1 e E1/F1. Também é importante observar a ampla faixa de variação das potências nominais dos motores ensaiados, o que normalmente não se consegue realizar em laboratórios acadêmicos devido às limitações das suas instalações.

TABELA II. DADOS DO MOTOR 1

Dados							
P(cv)	U(V)	I(A)	F.P.	$\eta$ (%)	f(Hz)	N(rpm)	Cat.
10	480	11,8	0,84	91	60	1760	N
Medição de Resistência a Frio ( $T_{amb}: 25,7^{\circ}C$ )							
$R_{med} (\Omega)$		$K_s$		$K_r$		$\Delta T (K)$	
0,756		234,5		228		77,9	
Ensaio em Vazio ( $T_{amb}: 28,7^{\circ}C$ )							
U (V)	I (A)		P (W)				
143,4	1,219		51,90				
191,0	1,593		61,13				
239,5	2,004		79,03				
360,7	3,087		119,9				
480,0	4,620		222,2				
528,0	5,936		339,1				
Ensaio de Rotor Bloqueado							
U (V)	I (A)	P (W)		f (Hz)			
480	96,05	46.160,12		60			
Perdas suplementares							
51,81 W							
Pontos de carga ( $T_{amb}: 28,7^{\circ}C$ )							
U (V)	I (A)	P (W)	f (Hz)	N (rpm)	$\tau(N.m)$		
480,5	5,399	2.164	59,96	1790	10,08		
479,3	7,014	4.119	59,93	1780	20,22		
479,6	9,128	6.122	59,92	1770	30,31		
479,0	11,560	8.206	59,97	1761	40,48		
480,7	14,160	10.340	59,96	1749	50,64		
480,7	17,050	12.610	59,93	1736	61,15		

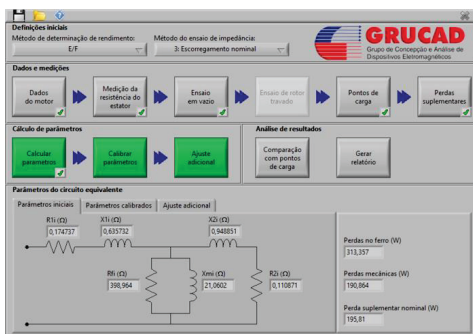


Fig. 2. Painel frontal do instrumento virtual

O VI desenvolvido, cujo painel frontal é apresentado na Figura 2, contempla a determinação dos valores de parâmetros do circuito equivalente conforme os métodos F, F1, C/F, E/F e E1/F1 da norma IEEE 112 e permite que se utilize qualquer um dos quatro métodos de ensaio de impedância. O programa foi concebido como uma ferramenta para uso em laboratório, acompanhando o processo de medições desde a inserção dos dados do motor, contemplando a medição da resistência entre terminais, o ensaio em vazio, o ensaio de rotor bloqueado, o ensaio em carga e a determinação das perdas suplementares, incluindo as variações propostas na norma para cada um dos passos mencionados.

Uma vez inseridos os dados das medições, pode-se executar o cálculo dos parâmetros e ajustar os valores resultantes pelo método normalizado e pelo método proposto. Desse modo, o VI permite encontrar três conjuntos de valores de parâmetros para o modelo do motor: parâmetros resultantes do cálculo normalizado sem ajuste por ponto de carga, parâmetros ajustados por ponto de carga segundo a norma e parâmetros ajustados pelo método proposto.

### A. Avaliação dos Parâmetros Encontrados

Para avaliar a qualidade dos parâmetros obtidos para o modelo do motor, os dados de um ensaio em carga devem ser inseridos no VI no bloco “Comparação com pontos de carga”. Os dados de tensão, frequência e escorregamento de cada ponto de carga ensaiado no motor são aplicados ao modelo encontrado, sendo calculados a corrente de linha, a potência ativa, a potência de saída e o rendimento do motor. Estas grandezas são comparadas com os valores obtidos a partir do ensaio em carga, em que são medidos a corrente, a potência ativa e o torque no eixo. Caso o torque no eixo não seja conhecido, comparam-se apenas a corrente de linha e a potência ativa de entrada. O VI calcula os erros de cada grandeza simulada utilizando os valores medidos como referência. Os resultados são apresentados graficamente, de maneira que se pode verificar, além do valor médio, o erro em cada ponto de carga para a grandeza avaliada. Além disto, o VI possibilita a geração de um relatório em forma de planilha contendo os dados das medições, os três conjuntos de parâmetros e a comparação com os pontos de carga experimentais.



TABELA III. DADOS DO MOTOR 2

Dados							
P(cv)	U(V)	I(A)	F.P.	$\eta$ (%)	f(Hz)	N(rpm)	Cat.
50	380	70,3	0,86	93	60	3555	N
Medição de Resistência a Frio ( $T_{amb}: 26,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ )							
$R_{med}$ ( $\Omega$ )	$K_s$	$K_r$	$\Delta T$ (K)				
0,04848	234,5	228	59,16				
Ensaio em Vazio ( $T_{amb}: 26,3\text{ }^{\circ}\text{C}$ )							
U (V)	I (A)	P (W)					
150,6	7,887	656					
208,2	10,59	705					
265,7	13,59	767					
322,9	16,91	898					
380,0	21,60	1.246					
418,3	27,19	1.422					
Ensaio de Rotor Bloqueado							
U (V)	I (A)	P (W)	f (Hz)				
380	507,30	162.180	60				
Perdas suplementares							
246,98 W							
Pontos de carga ( $T_{amb}: 26,4\text{ }^{\circ}\text{C}$ )							
U (V)	I (A)	P (W)	f (Hz)	N (rpm)	$\tau$ (N.m)		
380,4	28,02	10.420	59,99	3591	24,77		
380,5	40,03	20.060	60,00	3581	49,75		
380,3	54,24	29.700	59,95	3569	74,42		
380,7	69,87	39.610	59,96	3560	99,46		
382,4	86,01	49.530	59,98	3550	124,30		
380,7	103,90	59.630	59,93	3534	149,10		

## VI. RESULTADOS

Nesta seção são apresentados os resultados alcançados com a determinação dos valores dos parâmetros do modelo utilizando o ensaio de escorregamento nominal, o ajuste normalizado e o proposto neste trabalho. Para os motores 1, 2 e 3, para diferentes pontos de carregamento, são mostrados nas figuras de 3 a 14 os erros percentuais entre grandezas medidas e simuladas por dois conjuntos de parâmetros: o obtido pelo método 3 de ensaio de impedância sem ajustes e o resultante do ajuste proposto neste artigo. As grandezas comparadas são: a corrente de linha, a potência ativa, a potência útil de saída e o rendimento. Os valores de parâmetros obtidos pelo ajuste

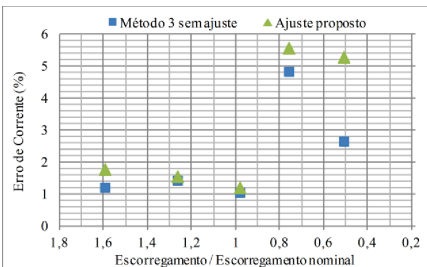


Fig. 3. Motor 1: Erros de corrente de linha simulada em relação à medida.

TABELA IV. DADOS DO MOTOR 3

Dados							
P(cv)	U(V)	I(A)	F.P.	$\eta$ (%)	f(Hz)	N(rpm)	Cat.
100	440	126	0,83	94,4	60	1185	N
Medição de Resistência a Frio ( $T_{amb}: 25,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ )							
$R_{med}$ ( $\Omega$ )	$K_s$	$K_r$	$\Delta T$ (K)				
0,0347	234,5	228	58,35				
Ensaio em Vazio ( $T_{amb}: 31\text{ }^{\circ}\text{C}$ )							
U (V)	I (A)	P (W)					
186,4	17,28	635,5					
190,1	17,50	643,5					
219,5	20,40	700,3					
330,6	31,77	967,7					
440,0	46,05	1361,0					
483,6	55,84	1733,0					
Ensaio de Rotor Bloqueado							
U (V)	I (A)	P (W)	f (Hz)				
440	780,27	235.230	60				
Perdas suplementares							
206,55 W							
Pontos de carga ( $T_{amb}: 30,5\text{ }^{\circ}\text{C}$ )							
U (V)	I (A)	P (W)	f (Hz)	N (rpm)	$\tau$ (N.m)		
439,1	56,57	21.450	59,98	1196	156,9		
440,3	75,13	39.940	59,99	1193	302,5		
440,3	100,60	59.540	60,01	1189	454,1		
441,1	128,30	79.490	60,01	1185	605,8		
439,7	160,10	100.300	60,01	1180	760,5		
441,2	192,60	120.700	60,00	1175	910,6		

proposto na norma praticamente não sofreram alteração em relação aos parâmetros originais obtidos pelo método 3. Sendo assim, os erros das grandezas simuladas em relação às experimentais são praticamente os mesmos obtidos com o primeiro conjunto de parâmetros e não foram incluídos nas referidas figuras para evitar sobreposição.

Para os motores avaliados, pode-se observar nos gráficos que os erros relativos obtidos foram predominantemente menores para os casos dos modelos com os parâmetros ajustados pelo método proposto. Nos pontos de operação mais distantes do nominal, os resultados obtidos com os parâmetros ajustados foram significativamente melhores.

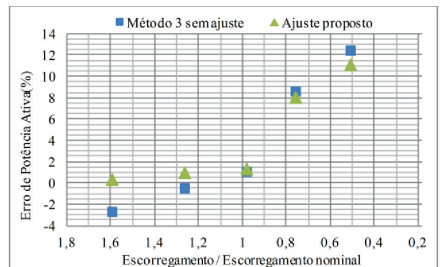


Fig. 4. Motor 1: Erros de potência ativa simulada em relação à medida.

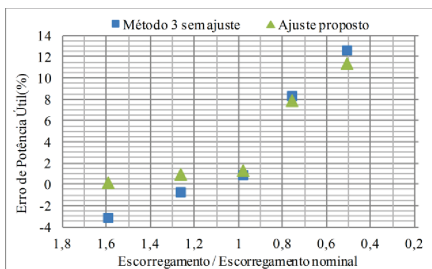


Fig. 5. Motor 1: Erros de potência de saída simulada em relação à medida.

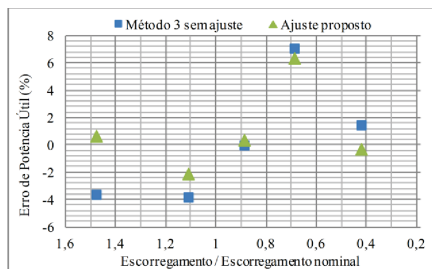


Fig. 9. Motor 2: Erros de potência de saída simulada em relação à medida.

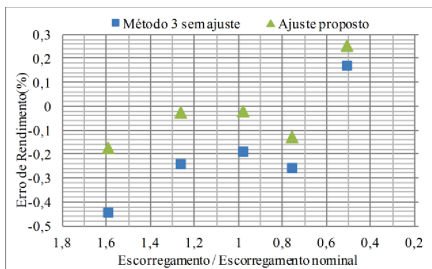


Fig. 6. Motor 1: Erros de rendimento simulado em relação ao medido.

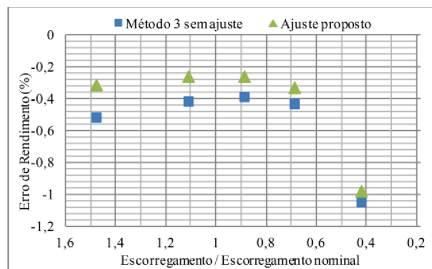


Fig. 10. Motor 2: Erros de rendimento simulado em relação ao medido.

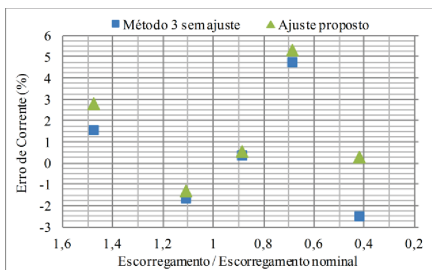


Fig. 7. Motor 2: Erros de corrente de linha simulada em relação à medida.

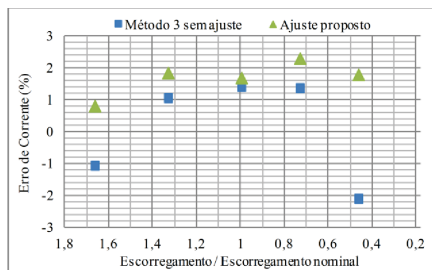


Fig. 11. Motor 3: Erros de corrente de linha simulada em relação à medida.

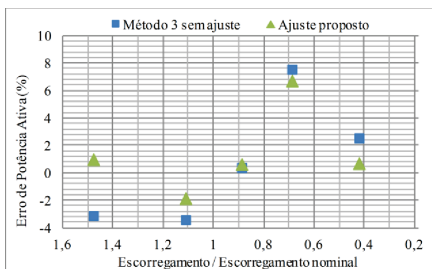


Fig. 8. Motor 2: Erros de potência ativa simulada em relação à medida.

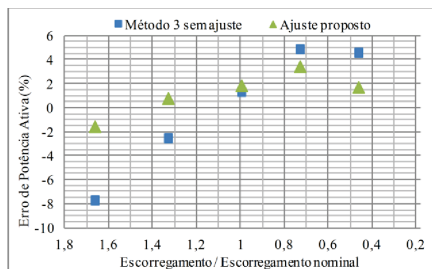


Fig. 12. Motor 3: Erros de potência ativa simulada em relação à medida.

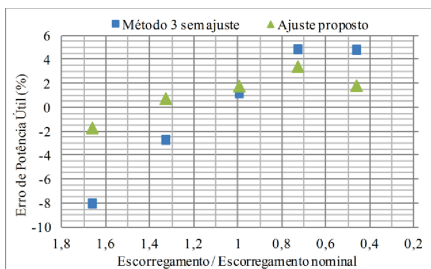


Fig. 13. Motor 3: Erros de potência de saída simulada em relação à medida.

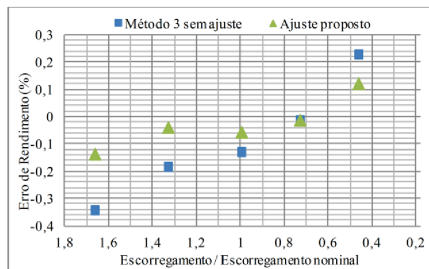


Fig. 14. Motor 3: Erros de rendimento simulado em relação ao medido.

TABELA V. COMPARAÇÃO ENTRE OS PARÂMETROS ENCONTRADOS POR CADA MÉTODO E SEUS RESULTADOS

Motor	Motor 1: 10 cv			Motor 2: 50 cv			Motor 3: 100 cv		
	Sem ajuste	Ajuste norma	Ajuste proposto	Sem ajuste	Ajuste norma	Ajuste proposto	Sem ajuste	Ajuste norma	Ajuste proposto
$R_f (\Omega)$	0,9101			0,05953			0,0425		
$X_f (\Omega)$	2,368		1,873	0,3701	0,3037		0,2861		0,2327
$R_2' (\Omega)$	0,5315	0,5315	0,545	0,03525	0,03525	0,0362	0,02432	0,02432	0,02538
$X_2' (\Omega)$	3,534		2,795	0,5524		0,4534	0,427		0,3473
$R_f (\Omega)$	1307			177,6			247,3		
$X_m (\Omega)$	66,4	66,41	58,8	10,84	10,84	9,229	5,946	5,946	4,966
Perdas mecânicas (W)	25,07			475,4			491,9		
Perdas suplementares (W)	51,81			247			206,6		
Erro médio $I_f$ (%)	2,797	2,791	2,781	3,147	3,146	1,806	1,9	1,9	2,254
Erro médio $P_m$ (%)	6,605	6,601	5,734	2,953	2,952	2,325	5,992	5,994	3,403
Erro médio $P_{out}$ (%)	7,037	7,033	6,089	3,292	3,295	2,635	6,432	6,434	3,706
Erro médio rendimento (%)	0,5368	0,5365	0,424	0,9786	0,979	0,8635	0,4451	0,4452	0,3109

Um resumo dos resultados obtidos com a aplicação do instrumento virtual é apresentado na Tabela V. São mostrados os parâmetros obtidos para cada motor considerando apenas o método 3, o ajuste da norma e o ajuste proposto neste trabalho. Como já mencionado, o ajuste da norma afeta apenas  $R_2'$  e  $X_m$  e se pode notar que seus valores permanecem praticamente inalterados. No método proposto, os ajustes ocorrem em cinco parâmetros e foram significativos. Na Tabela V são apresentados ainda os erros médios obtidos para cada uma das grandezas analisadas nas figuras anteriores, dentre os quais se destaca a redução do erro de corrente para o motor 2 e dos erros de potência de entrada e de saída para o motor 3 através do ajuste proposto.

## VII. CONCLUSÕES

Dentre os quatro métodos considerados na norma para o ensaio de impedância e a determinação dos valores dos parâmetros do modelo do motor de indução, o mais conhecido é o método do rotor travado, amplamente abordado na literatura clássica de máquinas elétricas. Dois dos outros métodos necessitam, para a sua aplicação, da disponibilidade de fontes de tensão com amplitude e frequência variáveis, nem sempre disponíveis em laboratórios de ensaios. Entretanto, o método 3, que dispensa o ensaio de rotor travado e utiliza

dados obtidos com escoreamento nominal, merece destaque pela simplicidade de sua aplicação e qualidade dos resultados.

Os ensaios realizados com motores de distintas potências mostraram que o modelo obtido com a aplicação do método 3 da norma IEEC 112 representa adequadamente o comportamento do motor de indução em uma ampla faixa de carregamento. Destaca-se que a aplicação dos métodos mistos da norma, em que os parâmetros  $R_2'$  e  $X_m$  são ajustados por um ponto de operação, não implicou em melhoria significativa no erro percentual entre grandezas medidas e simuladas pelo modelo. Este comportamento demonstra a qualidade do método 3 por se basear em dados de um ponto de operação do motor cujo comportamento se deseja representar.

Não foi possível comparar resultados entre os métodos 3 e 4 da norma IEEE 112, sendo este último muito mais conhecido na área acadêmica, como já citado. Os dados dos ensaios de rotor travado disponibilizados foram obtidos com tensão nominal, para a determinação da corrente e conjugado de partida dos motores. Uma vez que a corrente nesta condição é muito superior à nominal, estes dados não podem ser utilizados na determinação das impedâncias dos motores. Apesar disto, a avaliação positiva do método 3 e o fato de dispensar o ajuste normalizado de parâmetros o candidatam a receber maior

atenção. Trabalhos futuros devem ser realizados para comparar os métodos 3 e 4 de ensaio de impedância.

Em relação ao ajuste de parâmetros proposto neste artigo observou-se que a sua aplicação resultou em valores de parâmetros para o modelo do motor que proporcionam um erro médio significativamente menor entre as grandezas medidas e simuladas, comprovando a eficácia do método. Destaca-se que o método de ajuste proposto atua em todos os parâmetros do modelo com exceção de  $R_l$ , razão dos seus melhores resultados.

O instrumento virtual desenvolvido para esta análise foi validado e mostrou-se uma ferramenta fundamental no auxílio à execução de ensaios, ao processamento dos dados e à análise de resultados. O VI facilita a aplicação de procedimentos normatizados, de forma que se podem comparar rapidamente resultados obtidos pela aplicação de cada método. Além disso, por retirar do usuário a tarefa de realizar os cálculos, o VI garante que os resultados estejam livres de erros por arredondamento ou distração. O instrumento virtual deve ser integrado ao laboratório de ensaio de motores que está em implantação no Departamento de Energia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina.

#### AGRADECIMENTOS

Agradecemos ao Setor de Ensaios Elétricos da empresa WEG Equipamentos Elétricos S/A. – Motores, pelos dados de ensaios cedidos, sem os quais este trabalho não seria possível.

#### REFERÊNCIAS

- [1] INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS, IEEE 112: IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators, Nova York, 2004.
- [2] I. Kosov, Máquinas elétricas e transformadores, 9. ed., São Paulo: Globo, 1993.
- [3] C. Kingsley Jr., S.D. Umans, A.E. Fitzgerald, Máquinas Elétricas, 6. ed.: Com Introdução à Eletrônica de Potência, Porto Alegre: Bookman, 2006.
- [4] M.J. Manyage, T.L. Mthombeni; P. Pillay, and A. Boglietti, "Improved Prediction of Core Losses in Induction Motors," Electric Machines & Drives Conference, 2007. IEMDC '07. IEEE International , vol.1, no., pp.531,536, 3-5 May 2007.
- [5] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, NBR 5383-1: Máquinas elétricas girantes. Parte 1: Motores de indução trifásicos – Ensaio, Rio de Janeiro, 2002.