



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA
DOUTORADO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

VICTOR DE PAULA BRANDÃO AGUIAR

AVALIAÇÃO TÉCNICO-ECONÔMICA DO AUMENTO DO RENDIMENTO EM
MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DE BAIXA POTÊNCIA APÓS
REBOBINAGEM

FORTALEZA

2018

VICTOR DE PAULA BRANDÃO AGUIAR

AVALIAÇÃO TÉCNICO-ECONÔMICA DO AUMENTO DO RENDIMENTO EM MOTORES
DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DE BAIXA POTÊNCIA APÓS REBOBINAGEM

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de doutor em Engenharia Elétrica. Área de Concentração: Sistemas de Energia Elétrica

Orientador: Prof. Dr. Ricardo Silva Thé Pontes

FORTALEZA

2018

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
Universidade Federal do Ceará
Biblioteca Universitária
Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

A233a Aguiar, Victor de Paula Brandão.
Avaliação Técnico-Econômica do Aumento do Rendimento em Motores de Indução Trifásicos de Baixa Potência após Rebobinagem / Victor de Paula Brandão Aguiar. – 2018.
108 f. : il. color.

Tese (doutorado) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Fortaleza, 2018.
Orientação: Prof. Dr. Ricardo Silva Thé Pontes.

1. Retrofitting. 2. Enrolamento do estator. 3. Padrão mínimo de rendimento. 4. Método dos elementos finitos. 5. Custo do ciclo de vida. I. Título.

CDD 621.3

VICTOR DE PAULA BRANDÃO AGUIAR

AVALIAÇÃO TÉCNICO-ECONÔMICA DO AUMENTO DO RENDIMENTO EM MOTORES
DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DE BAIXA POTÊNCIA APÓS REBOBINAGEM

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de doutor em Engenharia Elétrica. Área de Concentração: Sistemas de Energia Elétrica

Aprovada em: 21 de Setembro de 2018

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Ricardo Silva Thé Pontes (Orientador)
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. Dr. Fernando José Teixeira Estêvão Ferreira
Universidade de Coimbra (UC)

Dr. Eng. Tobias Rafael Fernandes Neto
Valeo-Siemens eAutomotive Germany GmbH

Prof. Dr. Fernando Luíz Marcelo Antunes
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Profa. Dra. Laurinda Lucia Nogueira dos Reis
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Dedico este trabalho a *Vivi*,

Mãe Késia,

vó Folha,

ao *vô Vicente (in memoriam)* e

a meu centenário avô *Félix (in memoriam)*.

AGRADECIMENTOS

A Deus, pelo dom da vida, a minha esposa, Késia, minha filha, Maria Virgínia, e minha mãe, Margarida, pela paciência, auxílio e amor.

Aos meus familiares por suportar minha ausência em tantos momentos: sobrinhos (as), tios (as), primos (as), cunhados (as), sogra, irmão e principalmente minha tia-avó Zeila Aguiar.

Ao Ceará Sporting Club por sua existência.

Ao professor Dr. Ricardo Silva Thé Pontes, fundador do LAMOTRIZ e atualmente professor da UNIFOR, pela orientação recebida durante os últimos anos, pela amizade e por sua dedicação ao ensino, pesquisa e extensão.

Ao professor Dr. Fernando José Teixeira Estêvão Ferreira por todo apoio técnico a este trabalho e por ser um grande incentivador nos estudos em máquinas elétricas, principalmente no tema motores elétricos e sua importância.

Ao Dr. Tobias Rafael Fernandes Neto, coordenador do Laboratório de Sistemas Motrizes (LAMOTRIZ) durante boa parte do doutoramento e atualmente engenheiro da *Valeo Siemens e Automotive Germany GmbH*, e ao atual coordenador, professor Dr. Paulo Peixoto Praça, também chefe do departamento de Engenharia Elétrica da UFC.

Aos colegas no programa de pós-graduação em Engenharia Elétrica da UFC que ajudaram no desenvolvimento do trabalho: Me. Kleymilson Souza, Me. Ednardo Rodrigues, Dr. Cássio Andrade, Me. Renan Barroso, Eng. Felipe Bandeira e Me. Márcio Mori (todos do LAMOTRIZ); ME. Juliano Pacheco, Dr. Bruno Almeida e o Me. Mário Apolinário (GPEC); Dr. Wellington Assunção e Me. Clauson Rios (GPAR); e Dr. Luiz Daniel Santos (LCE).

Em especial ao professor Dr. Demercil Oliveira, coordenador do PPGEE/UFC, ao professor do DETI, Dr. Guilherme Barreto, ao professor Dr. José Carlos, ao Mário Sérgio e a Hannah Carvalho, secretários do departamento de Engenharia Elétrica e do PPGEE, respectivamente.

Aos meus colegas de trabalho e professores da Universidade Federal Rural do Semi-Árido (UFERSA): Dr. Idalmir Queiroz, Dr. Humberto Dionísio, Dra. Melinda Cesianara, Dra. Fabiana Varella, Dr. Marcelo Vale, Dr. Adriano Aron, Me. Ednardo Pereira, Ma. Romênia Gurgel, Ma. Maria Izabel Guerra, Me. Isaac Barros e Me. Olympio Cipriano.

A professora Dra. Alana Kelly Campos, hoje na UFAL, a doutoranda Ma. Samanta Mesquita, ao Dr. Douglas Araújo, *senior research fellow* do *CERN* no grupo de ímãs super-

condutores, ao prof. Dr. Emmanuel Agamloh e ao prof. Iqbal Husain da *North Carolina State University*.

Aos professores do departamento de Engenharia Elétrica: Dr. Arthur Braga, Dr. Fabrício Gonzalez, Dra. Laurinda Reis, Dr. Bismark Torrico, Dr. Fernando Antunes, Dra. Ruth Leão, Dr. Renê Bascopé, Dr. José Almeida e Dr. Luiz Henrique Barreto. Aos graduados e graduandos durante o período no LAMOTRIZ: Renan Sousa, Alan Batista, Victor Lorhan, Wandick, Eduardo Apoliano, Rommel, Ramon e Basílio e aos técnicos do LAMOTRIZ, Eduardo Costa, e do GPEC, Pedro.

Agradeço ao senhor Geraldo Rodrigues dos Santos, serralheiro e soldador, responsável pela produção da estrutura metálica da bancada de medição de rendimento dos motores e ao engenheiro Salustiano Filho, pelo suporte técnico e supervisão nos processos de rebobinagem.

Ao CNPQ pelos recursos fornecidos a este trabalho mediante processo nº 459091/2014-0, e a Universidade Federal Rural do Semi-Árido (UFERSA) pelo afastamento concedido para tal fim.

“Instinct is something which transcends knowledge. We have, undoubtedly, certain finer fibers that enable us to perceive truths when logical deduction, or any other willful effort of the brain, is futile.”

(Nicola Tesla)

RESUMO

Atualmente, a análise econômica do ciclo de vida dos motores elétricos de indução é o modo mais efetivo de medir a viabilidade econômica de ações que promovam eficiência energética aos usuários finais, principalmente, o setor industrial. A troca de motores elétricos antigos por novos e mais eficientes é uma prática conhecida que leva à conservação de energia, entretanto, a rentabilidade da troca destes motores não leva em conta o custo durante o ciclo de vida destes motores, a origem do valor de rendimento adotado nos cálculos e características econômicas como variação e crescimento da tarifa de energia elétrica na localidade onde ocorre a troca destes motores. Desta forma este trabalho propõe apresentar a viabilidade técnica e a rentabilidade de motores elétricos de indução de baixa potência que têm seu rendimento melhorado após a rebobinagem visando melhor viabilidade do investimento, e apresentar o preço da energia elétrica poupada que promove a conservação de energia. Foi realizada a análise dos motores elétricos de indução antes e após a rebobinagem e, em seguida foram simulados em software comercial de elementos finitos (COMSOL *Multiphysics*[®]). Os motores são rebobinados a partir de uma estratégia de rebobinagem que utiliza enrolamentos factíveis nas oficinas de rebobinagem tais como enrolamentos concêntricos e imbricados. Foi montada uma bancada experimental de medição de rendimento de acordo com os métodos A e B da norma IEEE 112/2017 que também possibilita a medição da corrente de partida e da temperatura média do enrolamento para cada motor testado. Dentre os motores rebobinados, simulados e ensaiados estes possuem as maiores rentabilidades em relação a troca por motores IR3/IE3/Premium, diretamente vendidos no mercado, e até mesmo em relação a um hipotético motor IE4/Super-Premium onde é proposto um índice mínimo de rendimento para tal comparação. Os motores rebobinados aumentam seu rendimento entre 3 e 4 pontos percentuais em relação ao enrolamento original e o maior tempo de retorno é 2 anos, independentemente do método de medição de rendimento. A partir de um motor com enrolamento concêntrico e rendimento nível IR2/Padrão algumas opções atingem o nível IR3/IE3 com diferentes enrolamentos imbricados e uma opção é limítrofe entre a classe IE4/Super-Premium e a classe IR3/IE3.

Palavras-chave: Motores industriais. *Retrofitting*. *Redesign*. Enrolamento do estator. Circuito equivalente. Padrão mínimo de rendimento. Rentabilidade econômica. Medição de rendimento. Custo do ciclo de vida. Poupança líquida. Método dos elementos finitos.

ABSTRACT

Nowadays the economic analysis of electric motor's life cycle is the most effective way to measure the economic viability of the energy efficiency actions to the end users, specially the industrial sector. The replacement of aged electric motors by new and energy-efficient ones is an well-known trade that leads to energy savings however the cost-effectiveness in motors' replacement does not take into account the life cycle costs, how the efficiency value is measured or calculated, and economical features as the variation and growth of electricity tariff in a local scenario. Thus, this work presents the technical feasibility and cost-effectiveness of the low-power induction motors that have their efficiency improved after rewinding aiming better investment viability and presents the value of energy saved promoting energy efficiency. The induction motor's analysis is performed before and after rewinding, in sequence the motors are simulated by a commercial software based on finite elements method (COMSOL *Multiphysics*[®]). The motors are rewound using a rewinding strategy that use feasible windings at rewinding workshops, i.e., concentric and imbricated windings. The test workbench for efficiency measurement by A and B methods from IEEE 112/2017 makes possible locked-rotor current measurement and winding temperature measurement for each tested motor. Among rewound motors which were simulated and tested, they have the best cost-effectiveness after replacement instead IR3/IE3/Premium motors directly sold in the market and even a hypothetical IE4/Super-Premium motor where an IR4 minimum energy performance standard is proposed to make real this comparison. The rewound motors increase their efficiencies between 3 and 4 percentage points in relation to the former winding and the payback is less than 2 years regardless of the efficiency measurement method used. From the motor with concentric winding and efficiency level IE2/IR2 some rewound motors reach IR3/IE3 with different imbricated windings and one motor reaches the borderline between IE4/Super-Premium and IR3/IE3 levels.

Keywords: Industrial motors. *Retrofitting*. *Redesign*. Winding Stator. Equivalent circuit. Minimum energy performance standard. Cost-effectiveness. Efficiency measurement. Life cycle cost. Net savings. Element finite method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Enrolamentos simétricos: (A) concêntrico, camada simples, $\frac{y}{\tau} = 1$; (B) imbricado, camada dupla, $\frac{y}{\tau} = 0,917$; (C) imbricado, camada dupla, $\frac{y}{\tau} = 0,833$ e; (D) imbricado, camada dupla, $\frac{y}{\tau} = 0,75$ (WEG, 19 - -).	36
Figura 2 – Circuito equivalente por fase do motor de indução trifásico com rotor gaiola de esquilo (MITRGE)	38
Figura 3 – Diagrama fasorial do circuito equivalente (CE) em condição a vazio	38
Figura 4 – Linhas de fluxo do MITRGE após simulação magnetostática	53
Figura 5 – Curva característica da indutância de magnetização do MITRGE	53
Figura 6 – Linhas de fluxo do MITRGE após simulação harmônica	54
Figura 7 – Curva característica (A) da indutância de dispersão duas dimensões (2D) e (B) da resistência das barras do MITRGE	54
Figura 8 – Esquema simplificado da análise por elementos finitos combinada com circuito equivalente para cálculo do desempenho do MITRGE	55
Figura 9 – Circuito equivalente utilizado no pós-processamento com resultados das simulação por método dos elementos finitos (MEF)	56
Figura 10 – Forma de apresentação dos resultados da simulação do MITRGE de referência: (A) potência mecânica por escorregamento; (B) rendimento por potência mecânica; (C) perdas no estator por escorregamento; (D) perdas no rotor por escorregamento; (E) corrente do estator por escorregamento e (F) torque mecânico por escorregamento	59
Figura 11 – Local de medição: (A) testa da bobina e (B) medição realizada pelo termovisor	67
Figura 12 – Bancada para medição do rendimento pelos métodos A e B. (01) MITRGE que simula carga; (02) transdutor de torque; (03) MITRGE sob teste; (04) inversor quatro quadrantes (4Q); (05) wattímetro digital; (06) Termohigrômetro digital; (07) termovisor; (08) fonte de alimentação controlada; (09) <i>display</i> do transdutor de torque; (10) Ohmímetro digital	68
Figura 13 – Curvas de rendimento pelo carregamento do MITRGE equipado com enrolamento concêntrico e do MITRGE com enrolamento original	69
Figura 14 – Curvas de rendimento pelo carregamento do MITRGE equipado com enrolamentos encurtados e do MITRGE com enrolamento original	71

Figura 15 – Perfis de carregamento medido de 25% a 130% pelo método B dos MITRGE que reclassificam seu índice de rendimento	74
Figura 16 – Perfis de carregamento medido de 75% a 115% pelo método B dos MITRGE que reclassificam seu índice de rendimento	75
Figura 17 – Evolução da tarifa de energia elétrica industrial média e da taxa de inflação no Brasil de 1996 a 2017 (ANEEL, 2018; IPEA, 2018)	79
Figura 18 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos métodos A e B da IEEEE/112, taxa de 12% ao ano, carregamento nominal e 8000 horas de operação/ano	86
Figura 19 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEEE/112, taxa de 12% ao ano, carregamento nominal e 4000 horas de operação/ano	87
Figura 20 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEEE/112, taxa de 12% ao ano, 75% de carregamento e 8000 horas de operação/ano	87
Figura 21 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEEE/112, taxa de 12% ao ano, 75% de carregamento e 4000 horas de operação/ano	88
Figura 22 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEEE/112, taxa de 12% ao ano, 50% de carregamento e 8000 horas de operação/ano	89
Figura 23 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEEE/112, taxa de 12% ao ano, 50% de carregamento e 4000 horas de operação/ano	89
Figura 24 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEEE/112, taxa de 4% ao ano, carregamento nominal e 8000 horas de operação/ano	90
Figura 25 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEEE/112, taxa de 4% ao ano, carregamento nominal e 4000 horas de operação/ano	91

Figura 26 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 4% ao ano, 75% de carregamento e 8000 horas de operação/ano	92
Figura 27 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 4% ao ano, 75% de carregamento e 4000 horas de operação/ano	92
Figura 28 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 4% ao ano, 50% de carregamento e 8000 horas de operação/ano	93
Figura 29 – <i>Ranking</i> das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 4% ao ano, 50% de carregamento e 4000 horas de operação/ano	93
Figura 30 – Cronologia de rebobinagens realizadas nos três MITRGE utilizados nos ensaios experimentais	102

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Análise de diferentes enrolamentos simétricos comumente utilizados em processos de rebobinagem	37
Tabela 2 – Redução no DHT , DHT^* , K_{W5} e K_{W7} a partir do encurtamento das bobinas	42
Tabela 3 – Parâmetros chave do MITRGE calculadas antes e após a rebobinagem, utilizando o DHT para predição de P_r	44
Tabela 4 – Enrolamentos que reclassificam o MITRGE IR2 para IR3, utilizando o DHT para predição de P_r	45
Tabela 5 – Enrolamentos que reclassificam o MITRGE IR2 para IR3, utilizando o DHT^* para predição de P_r	46
Tabela 6 – Erro em pontos percentuais (p.p) entre rendimentos calculados e erro percentual na predição das perdas	46
Tabela 7 – Comparativo entre resultados pelo cálculo analítico e pelo MEF onde P_r são estimadas com base no DHT	60
Tabela 8 – Erro entre cálculo analítico e MEF onde as P_r , velocidade, rendimento e corrente nominal são estimadas com base no DHT	60
Tabela 9 – Comparativo entre resultados pelo cálculo analítico e pelo MEF onde P_r são estimadas com base no DHT^*	61
Tabela 10 – Erro entre cálculo analítico e MEF onde as P_r , velocidade, rendimento e corrente nominal são estimadas com base no DHT^*	62
Tabela 11 – Comparativo entre temperatura final calculada analiticamente e pelo MEF .	63
Tabela 12 – I_p calculada utilizando o MEF	63
Tabela 13 – Comparativo entre as medições pelo método B e a simulação para MITRGE com enrolamentos concêntricos	70
Tabela 14 – Comparativo entre as perdas individuais e velocidade experimentais nos MITRGE com enrolamentos concêntricos	70
Tabela 15 – Comparativo entre as medições pelo método B e a simulação para MITRGE com enrolamentos encurtados	72
Tabela 16 – Reduções nas perdas individuais e velocidade para o MITRGE com enrolamento encurtado de maior rendimento	73
Tabela 17 – Comparação entre valores medidos e calculados para os MITRGE reclassificados como IR3 e IR4	74

Tabela 18 – Dados a partir das medições pelo método B e A para os MITRGE que foram reclassificados para IR3 e IR4	76
Tabela 19 – Tabela de dados da tarifa média industrial, e da inflação pelo IPCA de 1996 a 2017	80
Tabela 20 – Preços do MITRGE 1,5 cv, 1 par de pólos, 380 V, tipos Padrão, IR2 e IR3 .	83
Tabela 21 – Preços médios de mercado e custo do rebobinamento de MITRGE classe IR2 de 1,5 cv a 10 cv	84
Tabela 22 – Custo da energia elétrica para todas as opções de troca em carregamento nominal	94

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

2D	duas dimensões
3D	três dimensões
4Q	quatro quadrantes
AWG	<i>American Wire Gauge</i>
CE	circuito equivalente
COMSOL	<i>software</i> comercial de simulação por elementos finitos
EDP	equações diferenciais parciais
FMM	força magnetomotriz
IEEE	<i>Institute of Electrical and Eletronics Engineers</i>
MATLAB	<i>software Matrix Laboratory</i>
MEF	método dos elementos finitos
MEPS	<i>Minimum Energy Performance Standards</i>
MITRGE	motor de indução trifásico com rotor gaiola de esquilo
MSIP	motor síncrono de ímãs permanentes
MSIPPD	motor síncrono de ímãs permanentes com partida direta
VPL	valor atual líquido

LISTA DE SÍMBOLOS

R_s	Resistência do estator
ρ	Resistividade do condutor
W	Número de espiras por fase
l_c	Comprimento total de uma espira
a_1	Número de caminhos paralelos
A_{rs}	Área da ranhura do estator
K_{fill}	Fator de preenchimento da ranhura do estator
p_1	Número de pares de pólos
q	Número de ranhuras por pólo por fase
a_p	Número de condutores em paralelo que compõem uma espira
d_{cond}	Diâmetro de cada condutor que compõe uma espira
l_s	Comprimento axial do MITRGE
y	Comprimento da bobina
C e D	Constantes empíricas relacionando l_c e y
L_{ls}	Indutância de dispersão do estator
L_{sls}	Indutância de dispersão da ranhura
L_{end}	Indutância da testa da bobina
L_{hls}	Indutância harmônica ou diferencial
L_{m0}	Indutância de magnetização
σ_0	Fator de dispersão harmônico
K_{W1}	Fator de enrolamento fundamental
ν	Ordem do harmônico
$K_{W\nu}$	Fator de enrolamento do ν -ésimo harmônico
τ	Passo polar
$\frac{y}{\tau}$	Encurtamento da bobina ou passo da bobina
DHT	Distorção harmônica total

DHT^*	Distorção harmônica sem a terceira harmônica e suas múltiplas
ω	Frequência de alimentação
R_c	Resistência representativa das perdas no ferro
L'_{lr}	Indutância do rotor por fase referida ao estator
R'_r	Resistência do rotor por fase referida ao estator
ΔV	Fasor queda de tensão no enrolamento do estator
I_0	Fasor corrente a vazio
I_1	Fasor corrente do estator
I'_2	Fasor corrente do rotor
s	Escorregamento percentual
V_1	Fasor tensão de alimentação
I_0	Valor eficaz da corrente a vazio
V_1	Valor eficaz da tensão de alimentação
δ_V	Ângulo entre fasores ΔV e V_1
E_1	Fasor tensão induzida
E_1	Valor eficaz da tensão induzida
δ_E	Ângulo entre fasores V_1 e E_1
$K_{\Delta V}$	Fator relativo à queda de tensão no enrolamento do estator a vazio
δ_0	Ângulo entre os fasores V_1 e I_0
L'_{ls}	Indutância de dispersão do estator após rebobinagem
I'_0	Valor eficaz da corrente a vazio após rebobinagem
ξ	Fator final de alteração da corrente a vazio devida a rebobinagem
γ	Fator parcial de alteração da corrente a vazio devida a rebobinagem
R'_s	Resistência do estator após a rebobinagem
K'_{fill}	Fator de preenchimento da ranhura do estator após rebobinagem
y'	Comprimento da bobina após rebobinagem
C' e D'	Constantes empíricas relacionando l_c e y após rebobinagem

$K'_{\Delta V}$	Fator relativo à queda de tensão no enrolamento do estator a vazio após a rebobinagem
I_1	Valor eficaz da corrente do estator
I'_1	Valor eficaz da corrente do estator após rebobinagem
I'_2	Valor eficaz da corrente de carga ou corrente do rotor
P'_s	Perdas no estator após a rebobinagem
P_{fe}	Perdas no ferro
P_{FW}	Perdas por atrito e ventilação
K_{ec}	Constante relativa as perdas por correntes de <i>Foucault</i>
K_H	Constante relativa as perdas por histerese
P_{a-fe}	Perdas adicionais no ferro
B_{max}	Densidade de fluxo máximo no material ferromagnético
K_{fe}	Constante de proporcionalidade entre P_{fe} e B_{max}
ϕ_{max}	Fluxo máximo no material ferromagnético
K'_{fe}	Constante de proporcionalidade entre P_{fe} e ϕ_{max}
K'_{W1}	Fator de enrolamento fundamental após rebobinagem
W'	Número de espiras por fase após rebobinagem
P_r	Perdas no rotor
n	Velocidade mecânica do rotor
n_s	Velocidade síncrona
DHT'	Distorção harmônica total após a rebobinagem
$DHT^{*'} $	Distorção harmônica sem a terceira harmônica e suas múltiplas após a rebobinagem
P'_r	Perdas no rotor após a rebobinagem
η	Rendimento do MITRGE
\vec{A}	Vetor potencial magnético
\vec{D}	Vetor densidade de fluxo elétrico
\vec{B}	Vetor densidade de fluxo magnético

\vec{E}	Vetor intensidade de campo elétrico
\vec{H}	Vetor intensidade de campo magnético
\vec{J}_i	Vetor densidade de corrente induzida
\vec{J}_e	Vetor densidade de corrente externa
κ	Relutividade do material
ζ	Condutividade do material
A_z	Componente em z de \vec{A}
J_{ez}	Componente em z de \vec{J}_e
\hat{A}_z	Componente em z de \vec{A} complexo
\hat{J}_{ez}	Componente em z de \vec{J}_e complexo
x, y, z	Coordenadas espaciais x,y,z
t	Tempo
ω	Frequência de \vec{J}_e complexo
$R'_{r,2D}$	Resistência das barras do rotor
$R'_{r,3D}$	Resistência do anel de curto-circuito
$L_{l,2D}$	Indutância de dispersão em 2D, ambos rotor e estator
$L'_{lr,3D}$	Indutância do anel de curto-circuito
n_{cs}	Número de espiras por ranhura
P_g	Potência entregue ao entreferro
T_f	Temperatura final do enrolamento
$k_{cu,ir}$	Condutividade térmica equivalente da ranhura
ΔT_{CO}	Ganho de temperatura por condução
h_{ins}	Espessura do isolante da ranhura
A_{Is}	Área de contato entre o isolante e a ranhura do estator
ΔT_{frame}	Ganho de temperatura por convecção
α_{conv}	Condutividade térmica específica para convecção
A_{frame}	Área da carcaça
T_{amb}	Temperatura ambiente

η_{novo}	Rendimento do MITRGE para o novo <i>Minimum Energy Performance Standards</i> (MEPS)
η_{ant}	Rendimento do MITRGE no antigo MEPS
r_{novo}	Redução no rendimento prevista para o novo MEPS
η_{tol}	Rendimento com tolerância nas perdas para o MITRGE
η_{esp}	Rendimento esperado para o MITRGE
Γ	Tolerância nas perdas do MITRGE
η_B	Rendimento medido pelo método B
η_A	Rendimento medido pelo método A
C_{LCC}	Custo do MITRGE durante seu ciclo de vida
I	Custo do investimento inicial
E	Custo da energia elétrica
C_{Res}	Custo residual
C_{Repl}	Custo da troca de parte do equipamento durante seu ciclo de vida
$C_{O\&M}$	Custo de operação e manutenção durante do seu ciclo de vida
L	Carregamento em p.u.
P_n	Potência nominal do MITRGE
H	Horas de operação por ano
$T(t)$	Tarifa média de energia elétrica
N	Número de anos da serie histórica apresentada no capítulo 5
$e(t)$	Diferença entre tarifa de energia elétrica e a inflação no ano t
\hat{e}	Taxa de escalada da energia elétrica
d	Taxa de desconto
VP	Valor atual
C_t	Custo do fluxo de caixa no tempo t
ΔI	Diferença financeira no investimento na troca de motores
ΔE	Diferença financeira no custo da energia elétrica conservada na troca de motores

I_{ar}	Investimento financeiro na opção de melhor rendimento
I_{br}	Investimento financeiro na opção de pior rendimento
E_{ar}	Custo da energia elétrica consumida pela opção de melhor rendimento
E_{br}	Custo da energia elétrica consumida pela opção de pior rendimento
m'	Tempo sobre o qual o investimento pode ser financiado
NS	Poupança líquida
SE	Custo da energia elétrica poupada
$Erro \sum Perdas$	Erro percentual na predição das perdas pelos métodos analíticos

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	24
1.1	Justificativa do Trabalho	24
1.2	Estado da Arte	27
1.3	Objetivos do Trabalho	31
2	REBOBINAGEM DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS	33
2.1	Resistência do Estator	33
2.2	Indutância de Dispersão do Estator	34
2.3	Variação da Corrente a Vazio com a Rebobinagem	37
2.4	Cálculo do Rendimento após Rebobinagem	40
2.5	Aplicação da Estratégia de Rebobinagem	43
2.6	Considerações Finais	47
3	ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS DA ESTRATÉGIA DE RE- BOBINAGEM	48
3.1	Método dos Elementos Finitos	48
3.1.1	<i>Equações de Maxwell</i>	49
3.1.2	<i>Discretização do Domínio</i>	50
3.1.3	<i>Formação da Matriz de Relutividade</i>	50
3.1.4	<i>Modelo Harmônico no Tempo</i>	51
3.2	Simulação do Ensaio a Vazio	52
3.3	Simulação do Ensaio com Rotor Bloqueado	52
3.4	Análise por Elementos Finitos com Circuito Equivalente	54
3.5	Cálculo do Rendimento, Temperatura Média do Enrolamento e Cor- rente de Partida	56
3.6	Simulações por MEF para Cálculo de Rendimento, Temperatura Média do Enrolamento e Corrente de Partida	58
3.6.1	<i>Resultados das Simulações com Predição de P_r por DHT</i>	60
3.6.2	<i>Resultados das Simulações com Predição de P_r por DHT*</i>	61
3.6.3	<i>Resultados da Temperatura Final do Enrolamento e da Corrente de Partida</i>	62
3.7	Considerações Finais	63
4	ENSAIOS EXPERIMENTAIS E RESULTADOS	65

4.1	Seleção dos MITRGE para Medição do Rendimento	65
4.2	Testes Experimentais e Considerações Técnicas	66
4.3	Bancada para Medição do Rendimento pelos Métodos A e B IEEE 112/2017	67
4.4	Resultados Medidos no MITRGE com Enrolamento Concêntrico	69
4.5	Resultados Medidos nos MITRGE com Enrolamento Encurtado	71
4.6	Discussão sobre Resultados Experimentais e Determinação da Classe de Rendimento	73
4.7	Considerações Finais	75
5	ANÁLISE ECONÔMICA NA TROCA POR MOTORES REBOBINADOS	78
5.1	Análise do Custo do Ciclo de Vida	78
5.2	Métodos de Medição de Rentabilidade	80
5.2.1	<i>Método de Economia Líquida</i>	80
5.2.2	<i>Custo da Energia Elétrica Poupada</i>	81
5.3	Dados Utilizados e Metodologia	81
5.3.1	<i>Preços dos Motores Elétricos e da Rebobinagem</i>	83
5.3.2	<i>Dados de Entrada da Análise</i>	84
5.4	Resultados e Discussão	85
5.4.1	<i>Rentabilidade com Taxa de Desconto de 12%</i>	86
5.4.2	<i>Rentabilidade com Taxa de Desconto de 4%</i>	90
5.4.3	<i>Custo da Energia Elétrica Poupada para a Troca de Motores</i>	94
5.5	Considerações Finais	94
6	CONCLUSÃO	96
6.1	Considerações Finais	96
6.2	Trabalhos Futuros	99
6.3	Publicações	100
	REFERÊNCIAS	103

1 INTRODUÇÃO

Os motores elétricos de indução com rotor gaiola de esquilo (MITRGE) têm os índices mínimos de rendimento regulados nos grandes centros industriais do mundo e também no Brasil (E.U.A., 2007; U.E., 2009; BRASIL, 2005). Predizer o rendimento do MITRGE com boa exatidão torna-se importante devido ao aumento constante no custo da energia elétrica e a preocupação com o uso final desta energia.

O Brasil passa por uma transição onde o MITRGE, classificado por índices de rendimento mínimo *padrão* e *alto rendimento* (BRASIL, 2005), assume agora as classes IR2 (Índice de rendimento 2, equivalente ao *alto rendimento*) e o IR3 (Índice de rendimento 3) (NBR 17094-1, 2018), similar a classe NEMA Premium (NEMA MG-1-12, 2014) e IE3 (IEC 60034-30-1, 2014). O conceito da classe IR3 é o motor IR2 com redução média nas perdas de 10% à 15% (NBR 17094-1, 2018; NEMA MG-1-12, 2014; IEC 60034-30-1, 2014). A classe *padrão*, após 2013, não é mais comercializada.

1.1 Justificativa do Trabalho

O motor síncrono de ímãs permanentes (MSIP), já é produzido em escala de potências que variam de 5 a 250 cv em três velocidades nominais: 3600 RPM e 1800 RPM e 1200 RPM (WEG S.A., 2018). Este possui índice de rendimento relativamente alto (rendimento acima do IR3 estabelecido por norma, e acima do IR4, que não é estabelecido ainda) devido a ausência de material condutor no rotor, menor peso e tamanho (dependendo do projeto). Em contrapartida têm-se a impossibilidade de partida do motor diretamente na rede elétrica de alimentação e a necessidade de inversor responsável pela partida e controle de velocidade do MSIP onerando o produto (WEG S.A., 2018). O motor síncrono de ímãs permanentes com partida direta (MSIPPD) já tem sido introduzido em outros mercados, mas devido a critérios técnicos, o rendimento é menor que a do MSIP (ALMEIDA *et al.*, 2014a).

Com a produção dos motores IR3 e IR4 similar ao IE4 (IEC 60034-30-1, 2014) ou Super-Premium (NEMA MG-1-12, 2014), com rotor de alumínio, a investigação em relação à redução de perdas nos motores deve ser incentivada (ALMEIDA *et al.*, 2014a; WEG S.A., 2018). Recentemente, foi normatizada a classe IE4 conforme a norma IEC 60034-30-1 (2014) e há dúvidas sobre a possibilidade do MITRGE alcançar estes novos índices de rendimento apesar de alguns fabricantes garantirem a produção (ALMEIDA *et al.*, 2014a; ALMEIDA *et al.*, 2014b).

Desta forma estudar estrategicamente como reduzir as perdas do MITRGE é um dos passos para alcançar melhores níveis de rendimento e verificar as possibilidades de níveis de rendimento maiores para esta tecnologia de motores.

Conforme Almeida *et al.* (2014a), para MITRGE de baixas potências (abaixo dos 10 cv), as perdas estatóricas são predominantes e o potencial de reduzi-las é latente (AGUIAR *et al.*, 2013). Nos últimos anos, ações públicas que promovem conservação de energia e eficiência energética de motores elétricos tem ocorrido. Em 2015 houve a implantação de uma ação no Brasil que visa a substituição de motores *padrão* por motores de alto rendimento disponíveis no mercado com retorno de bônus (desconto) financeiro à indústria (local da troca dos motores), intermediação da distribuidora local de energia elétrica e descarte do motor antigo ao fornecedor do novo motor (ANEEL, 2015). Em 2018 de forma inédita no mundo, uma nova portaria interministerial no Brasil leva em consideração motores reconicionados, isto é, são apresentados índices mínimos de rendimento (MEPS) para motores reconicionados, inclusive índices equivalentes ao IR3 (BRASIL, 2017). A partir de Setembro de 2019, motores reconicionados importados ou fabricados sem a classificação estabelecida não serão permitidos e a partir de Março de 2020 a venda de motores reconicionados sem a classificação estabelecida também não serão permitidas. Então, se o reconicionamento de motores já é regulado por MEPS, como reduzir as perdas específicas neste processo torna-se uma nova matéria de importância destacada (FERREIRA *et al.*, 2018).

Observando o critério econômico relacionado ao aumento no rendimento dos motores é explícito que há influência da precisão do cálculo do rendimento do MITRGE na análise do retorno de investimento sobre a permuta de um motor por outro de melhor rendimento apesar da pouca influência dos métodos de medição de rendimento sobre tal questão (ANDRADE, 2009; AGUIAR *et al.*, 2018). A constatação sobre cálculos de rendimento foi comprovada entre um MITRGE de 10 cv tipo *padrão* e um de *alto rendimento* e observando-se três métodos de cálculo de perdas segregadas (ANDRADE, 2009). Alguns critérios definidos como operação da máquina, custo da energia, taxa de inflação do custo da energia, taxa de retorno de investimento, vida útil do motor e carregamento, mostraram que a economia anual (valores da economia em 2009) para alguns métodos tornavam o investimento insatisfatório para o consumidor mostrando a influência do valor do rendimento calculada neste processo de tomada de decisão (ANDRADE, 2009). Enquanto o retorno de investimento em anos para o método mais preciso é cinco vezes menor que o tempo de retorno para os métodos menos precisos fica claro que a busca por cálculos

confiáveis é importante, principalmente pelo salto tecnológico entre os padrões de motores no Brasil e no mundo (ANDRADE; PONTES, 2017).

Outro destaque é que as significativas mudanças no rendimento do motor influenciam largamente no preço de mercado deste motor e a viabilidade destes novos motores mais eficientes deve ser medida (AGAMLOH *et al.*, 2014; ANDRADE; PONTES, 2017; AGUIAR *et al.*, 2018). Motores de pequenas potências apresentam menor viabilidade econômica que os motores de média/grandes potências com os preços praticados no mercado atual sendo importante para estes a melhoria do rendimento com baixo custo para que alcancem a viabilidade (AGAMLOH *et al.*, 2014; AGUIAR *et al.*, 2018). Apesar das medidas já realizadas conforme ANEEL (2015), Brasil (2017) é perceptível a falta de incentivo ao desenvolvimento de processos e aplicação de técnicas que visem o aumento do rendimento do MITRGE sem grandes gastos e aproveitando as estruturas já presentes nas oficinas de recondicionamento e rebobinagem de motores elétricos espalhadas pelo país. Daí a importância de verificar e estudar técnicas de baixo custo para a melhoria do rendimento de motores em baixas potências.

Sobre as técnicas de baixo custo este conceito é tratado em alguns artigos científicos recentes (AGAMLOH *et al.*, 2013; ALBERTI *et al.*, 2014; BOGLIETTI *et al.*, 2005; BOGLIETTI *et al.*, 2012; HADŽISELIMOVIĆ *et al.*, 2011; AGUIAR *et al.*, 2013). Muitas destas técnicas estão relacionadas a não gerar um novo *layout* para a fabricação em série como: uso de barras de cobre em gaiolas de alumínio (BOGLIETTI *et al.*, 2005), aumento do comprimento axial do motor (AGAMLOH *et al.*, 2013; ALBERTI *et al.*, 2014), novos tratamentos térmicos no núcleo para reduzir correntes parasitas em carcaça e eixo (BOGLIETTI *et al.*, 2005), melhorias no projeto do motor e do seu enrolamento (BOGLIETTI *et al.*, 2012; HADŽISELIMOVIĆ *et al.*, 2011) e no *redesign* do enrolamento do motor (AGUIAR *et al.*, 2013; AGUIAR *et al.*, 2016; AGUIAR *et al.*, 2018) inclusive com técnicas não convencionais (RAZIEE *et al.*, 2017; MISIR *et al.*, 2017). Técnicas de custo razoável também são apreciadas e estudadas em sua viabilidade, principalmente o uso de rotores de cobre (AGAMLOH *et al.*, 2014; KIRTLEY JR. *et al.*, 2007) e o uso de SMC, *Soft Magnetic Composite*, a partir da sua caracterização (GRANDE *et al.*, 2018). Todas as estratégias são importantes e algumas são classificadas como prioritárias no processo de aumento do rendimento, mas sem levar em conta características de projeto como conjugado de rotor bloqueado e corrente de partida (ALMEIDA *et al.*, 2014a).

1.2 Estado da Arte

Aumentar o rendimento do MITRGE a partir da modificação do enrolamento do estator do motor é apresentado a partir da década de 90. Conforme Penrose (1997), baseado nos relatórios da *Ontario Hydro*, da *BC Hydro* e da *Hydro Quebec* sobre o rebobinamento de motores, a principal ação que resultou em melhoria de rendimento do motor da categoria *standard* para categoria *energy efficient* foi a mudança do material magnético das lâminas. A partir da discussão da época, entre a melhor viabilidade econômica do rebobinamento do motor e a substituição por um motor mais eficiente, o artigo enumera testes e boas práticas para um correto processo de rebobinamento do motor. A partir deste ano se observa o interesse sobre aumento de rendimento dos motores a partir de um processo de rebobinamento e os tipos de enrolamento são alvos de testes e comparações.

Em 1998, Chen e Chen (1998) realiza um estudo sobre um novo enrolamento do motor conhecido como enrolamento Y- Δ em série (enrolamento estrela com Δ interno) e Y- Δ em paralelo (enrolamento em delta com um enrolamento estrela interno). A partir de uma explanação coerente sobre o não uso do enrolamento Y- Δ em paralelo, é realizado o projeto do enrolamento Y- Δ em série, a análise do conteúdo harmônico da força magnetomotriz (FMM) é apresentado e é confirmado o aumento do rendimento do motor com este enrolamento tanto para um motor de 3 kW quanto para o motor de 1,5 kW, ambos para 2 pares de pólos.

Em 2006 foram publicados 2 trabalhos nesta linha de pesquisa e apresentam resultados promissores. No primeiro, em contrapartida ao senso comum, Cao *et al.* (2006) ensaiou 23 motores e 6 destes motores tiveram aumento de rendimento após o rebobinamento e 7 destes tiveram redução das perdas suplementares. Todos os motores que tiveram estas melhoras no rendimento ocorreram quando boas práticas de rebobinagem são estritamente seguidas. No segundo trabalho, Cao e Bradley (2006) enfatizam que boas práticas de rebobinagem devem ser seguidas para que haja aumento no rendimento do motor. É enfatizado que a forma da curva de torque e potência pelo escorregamento é alterada o que gera a oportunidade de um novo projeto de enrolamento fazendo com que o ponto atual de operação do motor seja o de maior rendimento. Por fim o autor conclui o trabalho com uma crítica às oficinas de rebobinagem que não aproveitam estes novos nichos de serviços especializados.

Observando a operação dos motores industriais, Ferreira e Almeida (2006) apresentam um método para avaliação em campo da mudança do enrolamento entre as ligações delta e estrela de um motor a partir da variação de carga. Neste trabalho fica evidenciado que para

motores que já trabalham em partida estrela-triângulo, ou que tenha a possibilidade das duas ligações, pode haver uma mudança de enrolamento a partir da mudança de carga melhorando o rendimento deste motor na devida aplicação. É observada a preocupação com linhas de pesquisa que tentam enfatizar a melhoria do rendimento de motores a partir de modificações no enrolamento (no caso explícito do rebobinagem) e na operação dos motores em carregamentos parciais.

Em 2008, Ferreira e Almeida (2008) apresentam o seu *Multiflux Level Induction Motor*, motor composto de 2 conjuntos de enrolamentos por fase (trifásico) e 12 terminais onde são propostos os tipos de ligação Δ em paralelo, Y em paralelo, Δ em série, Y- Δ série (Y com Δ interno) e 2 tipos de Y em série. O trabalho mostra a viabilidade técnica em ter faixas de carga parcial que o motor suporta e para cada faixa um tipo de ligação mantém o alto rendimento do motor, propondo a mudança de ligação dos enrolamentos para tal fim. É possível observar que o trabalho amplia o conceito de mudança de ligações do motor para manter alto rendimento operando em carregamentos parciais (FERREIRA; ALMEIDA, 2006). Ferreira *et al.* (2014) apresenta resultados satisfatórios no uso do sistema de gerenciamento das conexões dos conjuntos de enrolamento por fase citados anteriormente, confirmando alto rendimento em longos períodos de operação entre 35% e 45% de carregamento e em curtos períodos com carga nominal, atuando também na partida e economizando um contator nos sistemas de acionamento convencionais (estrela-triângulo e *soft starter*).

Cistelecan *et al.* (2008) estende o conceito de motor de indução multi-níveis de fluxo para um motor com 3 enrolamentos por fase conectados em série mas disponibilizando o acesso aos terminais intermediários, permitindo trabalhar com 4 tipos diferentes de motores com ligação Y- Δ série (Y com Δ interno). O MITRGE com 3 ranhuras por pólo por fase, 2 pares de pólos e 36 ranhuras mantém rendimento acima dos 80% a partir de 15% de carregamento do motor até 120% de sobrecarga no próprio, desde que haja uma correta troca de ligações entre os tipos de enrolamento Y- Δ série. Em Cistelecan *et al.* (2010) o trabalho anterior é ampliado para todas as máquinas elétricas CA (corrente alternada) devido a testes em um gerador síncrono trifásico de ímãs permanentes com 36 ranhuras e 13 pares de pólos. A terceira importante contribuição do trabalho é afirmar que a mudança nos enrolamentos não melhora o rendimento em relação ao rendimento nominal do MITRGE, mas que para cada nível de carregamento a mudança de ligação aumenta o rendimento daquele ponto de operação, aumentando o rendimento do motor que trabalha com grandes variações de carga.

No ano de 2011, foram realizadas mudanças no enrolamento de um motor de média e em outro de grande potência para o tipo de enrolamento Y- Δ série e verificado o aumento no rendimento a partir deste processo de rebobinagem. Em Lei *et al.* (2011) foi rebobinado um motor de 1250 kW/6 kV e Kasten e Hofmann (2011) modificou o enrolamento de um motor de 30 kW. No motor de alta tensão houve um aumento no rendimento nominal de 94,95% para 95,34% e no motor de 30 kW O rendimento melhorou com o novo enrolamento, passando de 89,8% para 90,4%. O trabalho elaborado por Kasten e Hofmann (2012) mostrou que o conteúdo harmônico de um enrolamento Y- Δ série é menor que o de um motor com enrolamento imbricado, duas camadas e bobinas encurtadas. No mesmo trabalho foi testado o uso de caminhos paralelos no enrolamento estrela e foi afirmada a melhoria do conteúdo harmônico de motores com mais caminhos em paralelo.

Já o trabalho apresentado por Hadžiselimović *et al.* (2011) mostra outra forma de melhorar o rendimento do MITRGE a partir da rebobinagem do motor. Foi realizado o teste experimental em um motor com 3 tipos de enrolamentos diferentes; enrolamento concêntrico com única camada (pólos consequentes), concêntrico com duas camadas (encurtamento da bobina em 2 ranhuras) e concêntrico com passo fracionário (encurtamento da bobina em 1 ranhura). O motor original possui 36 ranhuras, conexão em delta e 2 pares de pólos. O arranjo com melhor rendimento foi o motor com enrolamento concêntrico e passo fracionário enquanto os motores com os outros enrolamentos mantiveram o mesmo rendimento. Embora os resultados não tenham sido bem relevantes e o trabalho não especifique claramente a metodologia do projeto dos enrolamentos e dos ensaios, torna-se o primeiro trabalho a comparar enrolamentos trifásicos em relação o rendimento e índices de desempenho como corrente de partida, conjugado de partida e conjugado máximo.

No trabalho de Muteba e Jimoh (2013) é proposto um enrolamento *double-triple layer configuration*, onde este parece ser um enrolamento com uma cinta de fase entre os 120° e a maior cinta de fase possível para o preenchimento de todas as ranhuras com três camadas: (180°). O MIT de 36 ranhuras, 1500 W, 2 pares de pólos é enrolado originalmente em dupla camada com encurtamento da bobina em 1 ranhura e 3 ranhuras por pólo e por fase (cinta de 60°, conhecida como cinta de fase convencional). No novo enrolamento, algumas ranhuras terão 3 lados de bobinas e outras 2 lados de bobina, apresentando 4 ranhuras por pólo por fase. Na faixa de 600 W a 1200 W o enrolamento proposto gera maior rendimento que o enrolamento original. Nos resultados experimentais variando o escorregamento de 0,025 à 0,18 o rendimento do motor

com o enrolamento proposto é maior que o o rendimento do mesmo motor com o enrolamento original.

Em Aguiar *et al.* (2013) são apresentados resultados teóricos sobre o rendimento de motores rebobinados com enrolamentos em dupla camada, imbricado e com bobinas encurtadas de 1, 2 e 3 ranhuras, utilizando condutores paralelos ou não em um motor hipotético trifásico de 1,1 kW, 2 pares de polos e 380 V. Fica claro o aumento no rendimento em relação ao enrolamento com passo pleno, mas é apresentado o problema do alto fator de preenchimento com a utilização destas técnicas. Misir e Ponick (2014) apresentam resultados interessantes na mudança de um enrolamento de camada dupla para um enrolamento camada simples Y- Δ série em um motor de 90 kW. A partir de cálculos ele apresenta uma redução satisfatória nas perdas do estator e ainda conclui que a relação entre números de espiras do enrolamento estrela e do enrolamento delta pouco afeta as perdas no rotor e estator.

Mach e Hajek (2015) propõe testes práticos em MITRGE modificados por diversas técnicas sem custos ferramentais, já apresentadas na seção 1.1, onde o motor número 1 tem como modificação o aumento da área da seção transversal do condutor e a redução do número de espiras por fase. Em carga nominal, o motor número 1 tem o maior rendimento medida, aumentando de 1,3% (78,5% para 80,8%) em um motor de 600 W. Apesar de ser um trabalho estritamente experimental foram utilizadas as técnicas de redução da resistência estatórica, o aumento do comprimento do MITRGE, modificação da ranhura (otimizada por algoritmos genéticos), mudança do material do núcleo, lâminas recozidas após o puncionamento para que não haja impacto negativo no processo de manufatura e uso da gaiola de esquilo com cobre soldado. São apresentados os impactos destas alterações também em carregamentos parciais, inclusive o fator de potência. O trabalho conclui que as melhores formas de aumentar o rendimento é através do aumento do comprimento do estator e o uso de condutores com maior preenchimento da ranhura enquanto a gaiola de esquilo com cobre soldado não apresenta melhoria. Recentemente há o uso da estratégia de rebobinagem, aliando aspectos práticos e teóricos para a predição do maior rendimento possível em um MITRGE (AGUIAR *et al.*, 2016). E por fim, trabalho apresenta um modelo completo para analisar motores com enrolamento Y- Δ série, suas perdas e seu rendimento para uma correta predição do rendimento do motor com este tipo de enrolamento (MISIR *et al.*, 2017).

1.3 Objetivos do Trabalho

O trabalho tem por objetivo apresentar a viabilidade técnica e econômica da remodelagem do enrolamento estatórico seja por reparo ou melhoria, visando a mudança da classe de rendimento do MITRGE devido ao aumento do rendimento. A pesquisa compara teórica e experimentalmente motores rebobinados a partir da identificação do enrolamento original aplicando outros tipos de enrolamento com capacidade equivalente e utilizando uma estratégia de rebobinagem que é uma forma de otimização híbrida, que mistura aspectos técnicos práticos e de construção do enrolamento.

Os objetivos específicos da pesquisa são:

1. Analisar o processo de rebobinagem levando em conta o circuito equivalente CE e o impacto da rebobinagem a partir das mudanças na resistência do estator, reatância de dispersão do estator, corrente a vazio e principalmente observando a corrente nominal e as perdas no ferro.
2. Alcançar um possível limite para o aumento do rendimento que mantenha o bom desempenho do MITRGE com as seguintes condições: (1) não saturando o motor; (2) sem compensação no número de espiras (que mantém o fluxo magnético de projeto) e (3) sem compensações térmicas (mudanças em rolamentos, ventilador ou caixa defletora);
3. Utilizar os modelos de campo necessários para a análise por elementos finitos MEF a ser definida no trabalho. A análise a partir do MEF é obtida a partir de simulações de forma estacionária e harmônica (ALBERTI *et al.*, 2008). Utilização do software COMSOL *Multiphysics*[®] para verificação do modelo analítico proposto;
4. Montagem de bancada experimental para realização dos ensaios para medição do rendimento (A, B, B1, F1 e etc...) e alguns indicadores de desempenho NEMA/IEC, também aplicáveis pela ABNT (torque de partida, corrente de partida e etc...);
5. Análise econômica das opções de melhor eficiência energética e impacto dos métodos de medição de rendimento;
6. Verificação da rentabilidade das opções de melhor eficiência energética para diferentes parâmetros econômicos relevantes.

Desta forma, este documento está organizado em seis capítulos, os quais descritos abaixo:

Capítulo 1 - Introdução: O capítulo apresenta uma justificativa e revisão do estado

da arte para contextualização do tema proposto.

Capítulo 2 - Rebobinagem de Motores de Indução Trifásicos: capítulo apresenta o modelo analítico desenvolvido que mostra os impactos da rebobinagem para um MITRGE, a partir do CE, entretanto sem levar em conta a não linearidade imposta pela saturação.

Capítulo 3 - Análise por Elementos Finitos da Estratégia de Rebobinagem: capítulo apresenta o modelo utilizando MEF para realização da análise por elementos finitos. Esta análise é realizada na intenção de gerar uma confirmação dos valores de rendimento calculados anteriormente.

Capítulo 4 - Ensaio Experimentais e Resultados: neste capítulo são apresentados a metodologia dos testes experimentais, a bancada e os resultados experimentais para confirmação das conclusões técnicas do capítulo anterior.

Capítulo 5 - Análise Econômica na Troca de Motores Elétricos: o penúltimo capítulo apresenta qual análise é realizada e os resultados financeiros de viabilidade econômica e de opção de eficiência energética de maior rentabilidade.

Capítulo 6 - Conclusão: por fim, são resumidas as conclusões da avaliação técnica e econômica, são apresentadas propostas de trabalhos futuros e as publicações realizadas durante o doutoramento.

2 REBOBINAGEM DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS

Neste capítulo será apresentada a fundamentação teórica para o reprojeto do enrolamento do estator e assim a análise do enrolamento deve ser realizada. Os enrolamentos que aumentam o rendimento ou que, pelo menos, mantêm o antigo rendimento serão apresentados (ALMEIDA; FERREIRA, 2012; EASA, 2015). O aumento no rendimento é alcançado através de uma estratégia de rebobinagem (AGUIAR *et al.*, 2016):

2.1 Resistência do Estator

A resistência do estator (R_s) é o parâmetro mais importante no processo de rebobinagem. A equação clássica desta resistência para enrolamento simétricos é apresentada na equação (2.1) (BOLDEA; NASAR, 2010; LIPO, 2007):

$$R_s = \frac{\rho \cdot W^2 \cdot l_c \cdot a_1}{A_{rs} \cdot K_{fill} \cdot p_1 \cdot q}, \quad (2.1)$$

onde ρ é a resistividade do condutor, W , o número de espiras por fase, l_c , o comprimento total de uma espira, A_{rs} , área da ranhura do estator, K_{fill} , fator de preenchimento da ranhura, p_1 , número de pares de pólos, a_1 , número de caminhos de corrente paralelos (normalmente 1) e q é o número de ranhuras por pólo por fase.

A equação (2.1) é perfeitamente aceitável definindo-se K_{fill} conforme equação (2.2) abaixo (BOLDEA; NASAR, 2010):

$$K_{fill} = \left(\frac{\pi}{4 \cdot A_{rs}} \right) \sum_{a_p} d_{cond}^2, \quad (2.2)$$

onde a_p é o número de condutores em paralelo que formam uma espira e d_{cond} é o diâmetro de cada condutor (apenas do material condutor).

Incluindo-se na equação (2.1) os parâmetros do motor de indução trifásico com rotor gaiola de esquilo (MITRGE) que são alterados na rebobinagem é apresentada a equação (2.3) (BOLDEA; NASAR, 2010; LIPO, 2007):

$$R_s = \frac{\rho \cdot W^2 \cdot a_1 \cdot (l_s + C \cdot y + D)}{A_{rs} \cdot p_1 \cdot q \cdot K_{fill}}, \quad (2.3)$$

onde l_s é o comprimento axial do MITRGE, y , comprimento da bobina e C e D são constantes que dependem do tipo de enrolamento e variam empiricamente de fabricante à fabricante. Podemos

observar que a rebobinagem pode modificar o desempenho do MITRGE devido as mudanças no passo da bobina do enrolamento do estator e no preenchimento da ranhura do estator.

2.2 Indutância de Dispersão do Estator

A indutância de dispersão do estator (L_{ls}) é a soma de três parcelas conhecidas como indutância de ranhura (L_{sls}), indutância da testa da bobina (L_{end}) e a indutância diferencial ou harmônica (L_{hls}) (BOLDEA; NASAR, 2010). Nos MITRGE de baixa potência, a indutância de ranhura é cerca de 50% da indutância de dispersão total, enquanto a indutância da testa da bobina é 15%. As equações (2.4) e (2.5) apresentam L_{sls} e L_{end} , respectivamente (BOLDEA; NASAR, 2010):

$$L_{sls} = \left(\frac{2\mu_0 \cdot I_s \cdot W^2}{p_1 \cdot q} \right) \lambda_s \left(\frac{1 + 3\frac{y}{\tau}}{4} \right), \quad (2.4)$$

onde μ_0 é a permeabilidade do vácuo, λ_s é a permeância específica da ranhura, $\frac{y}{\tau}$ é o encurtamento da bobina em relação ao passo polar (τ). A equação (2.5) apresenta L_{end} :

$$L_{end} = \left(\frac{2\mu_0 \cdot W^2}{p_1} \right) K_{end} [(C - 0,64) \cdot y + D], \quad (2.5)$$

onde K_{end} é uma constante com valor 0,67 para enrolamentos concêntricos de camada simples ou 0,34 para enrolamentos com camada dupla. Ressalta-se que a indutância da testa da bobina tem uma relação diretamente proporcional com o passo da bobina e uma simples mudança de camada simples para camada dupla reduz cerca de 50% do valor de L_{end} (BOLDEA; NASAR, 2010).

Diferentemente das indutâncias já apresentadas, a indutância harmônica é função da indutância de magnetização (L_{m0}) e do fator de dispersão harmônico (σ_0), conforme equação (2.6) (BOLDEA; NASAR, 2010; PYRHÖNEN *et al.*, 2008; TOMMASO *et al.*, 2016):

$$L_{hsl} = \sigma_0 \cdot L_{m0}. \quad (2.6)$$

O fator de dispersão harmônico é uma soma infinita de coeficientes conhecida como série de Ossana, isto é, um caso particular da série de Dirichlet, conforme equação (2.7), e a série de Ossana converge de forma lenta e tem cálculo computacional impreciso (TOMMASO *et al.*, 2016):

$$\sigma_0 = \left(\frac{p_1^2}{K_{W1}^2} \right) \sum_{\substack{v \neq p_1 \\ v \neq 3k \cdot p_1, k \in \mathbb{N}}}^{\infty} \left(\frac{K_{Wv}^2}{v^2} \right), \quad (2.7)$$

onde K_{W1} é o fator de enrolamento fundamental, ν corresponde a ordem do harmônico e $K_{W\nu}$ é o fator de enrolamento de ν -ésima ordem. O fator de enrolamento harmônico é apresentado na equação (2.8) (BOLDEA; NASAR, 2010):

$$K_{W\nu} = \left(\frac{\frac{\nu \cdot \pi}{6} \operatorname{sen} \frac{\nu \cdot \pi}{6}}{q \cdot \operatorname{sen} \frac{\nu \cdot \pi}{q \cdot 6}} \right) \operatorname{sen} \left(\nu \frac{\pi \cdot y}{2 \cdot \tau} \right). \quad (2.8)$$

Assim, o cálculo de σ_0 é realizado utilizando-se o diagrama poligonal de Görges (LIWSCHITZ, 1944) que representa uma enrolamento específico, seja simétrico ou não (TOMMASO *et al.*, 2016; RAZIEE *et al.*, 2017; MISIR *et al.*, 2017). Seu método de cálculo é bem apresentado na literatura e, recentemente, alguns publicações voltam a utilizá-lo devido os enrolamentos não simétricos (LIWSCHITZ, 1944; LIWSCHITZ, 1946; LIWSCHITZ, 1949; TOMMASO *et al.*, 2016; RAZIEE *et al.*, 2017; MISIR *et al.*, 2017).

Outra grandeza importante é a distorção harmônica total espacial (*DHT*) que é utilizada no estudo da força magnetomotriz formada pelo enrolamento e é composta apenas pela sequência de harmônicas ímpares, conforme equação (2.9) (LIPO, 2007):

$$DHT = \frac{\sqrt{\sum_{\nu=3,5,7,9,11,13,\dots}^{\infty} \frac{K_{W\nu}^2}{\nu^2}}}{K_{W1}}, \quad (2.9)$$

entretanto, a DHT^* é dada pela expressão na equação (2.10), sendo esta a distorção harmônica desconsiderando, além das harmônicas ímpares, as harmônicas de 3ª ordem e seus múltiplos:

$$DHT^* = \frac{\sqrt{\sum_{\nu=5,7,11,13,\dots}^{\infty} \frac{K_{W\nu}^2}{\nu^2}}}{K_{W1}}. \quad (2.10)$$

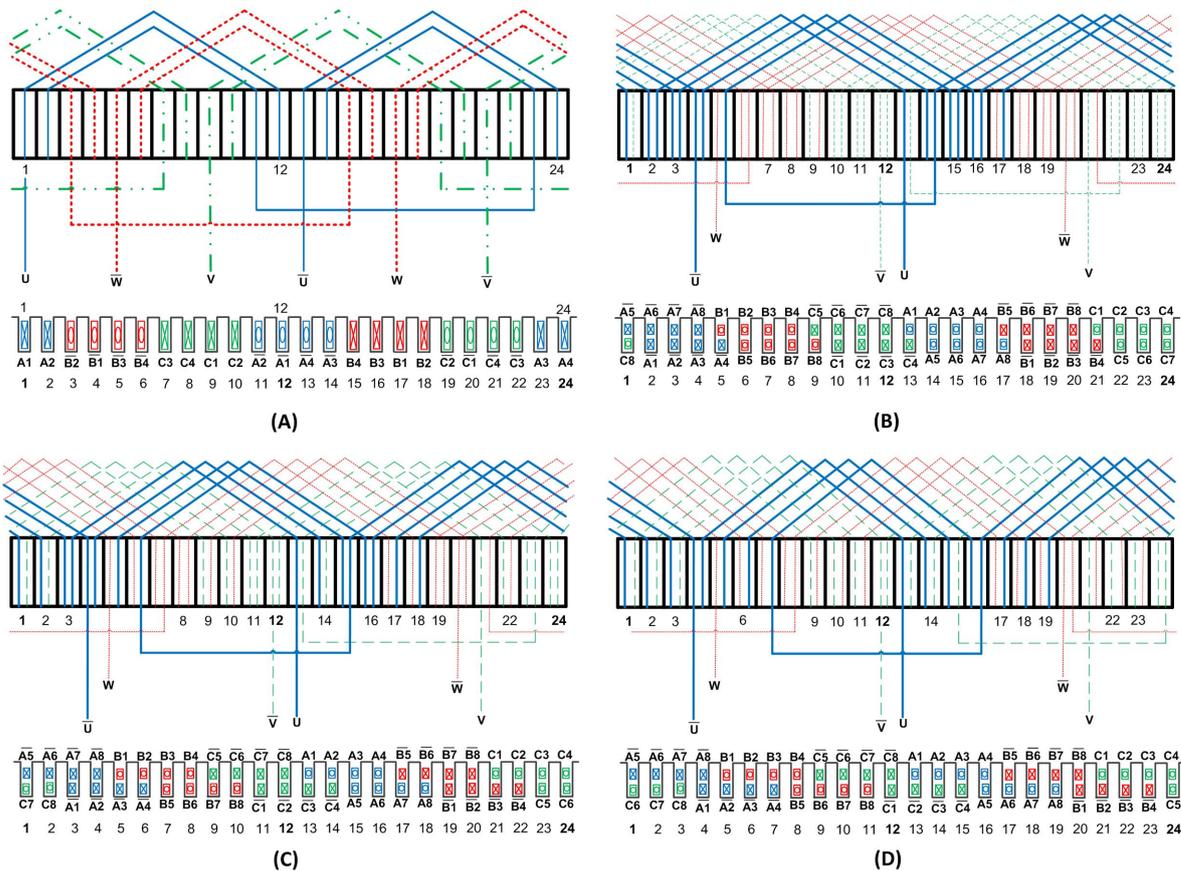
A partir das equações (2.7) a (2.10), variando-se o tipo de enrolamento para observar o efeito do encurtamento no processo de rebobinagem, são listados abaixo os enrolamentos que serão estudados em um MITRGE com 4 ranhuras por pólo por fase e 1 par de pólos e que tem seus diagramas trifásicos de ligações apresentados na Figura 1:

- Enrolamento concêntrico, camada simples, passo de bobina pleno (Figura 1 (A)): $\frac{y}{\tau} = 1$. Será nosso enrolamento de referência por ser o enrolamento original do MITRGE utilizado no estudo;

- Enrolamento imbricado, camada dupla, com passo de bobina encurtado em uma ranhura (11/12), Figura 1 (B): $\frac{y}{\tau} = 0,917$;
- Enrolamento imbricado, camada dupla, com passo de bobina encurtado em duas ranhuras (5/6), Figura 1 (C): $\frac{y}{\tau} = 0,833$ e;
- Enrolamento imbricado, camada dupla, com passo de bobina encurtado em três ranhuras (3/4), Figura 1 (D): $\frac{y}{\tau} = 0,75$.

Todos os enrolamentos são bem conhecidos e facilmente fabricados nas oficinas de rebobinagem. Tais diagramas da Figura 1 são baseados nos apresentados em WEG (19 - -).

Figura 1 – Enrolamentos simétricos: (A) concêntrico, camada simples, $\frac{y}{\tau} = 1$; (B) imbricado, camada dupla, $\frac{y}{\tau} = 0,917$; (C) imbricado, camada dupla, $\frac{y}{\tau} = 0,833$ e; (D) imbricado, camada dupla, $\frac{y}{\tau} = 0,75$ (WEG, 19 - -).



Fonte: o autor.

A partir das relações anteriores são apresentados na Tabela 1 os dados principais que relacionam o passo da bobina, os fatores de enrolamento harmônicos e fundamental, o coeficiente de dispersão harmônico e a distorção harmônica.

Pelos dados da Tabela 1 observa-se uma redução no σ_0 , K_{W1} e DHT^* até o encurtamento de 0,833 na bobina, isto é, ao encurtar o passo da bobina a força magnetomotriz

Tabela 1 – Análise de diferentes enrolamentos simétricos comumente utilizados em processos de rebobinagem

$\frac{y}{\tau}$	1	0,917	0,833	0,75
Tipo	Conc. ¹ /C.S. ²	Imbr. ³ /C.D. ⁴	Imbr./C.D.	Imbr./C.D.
σ_0 (%)	0,89	0,74	0,62	0,69
K_{W1} (%)	95,8	94,9	92,5	88,5
K_{W5} (%)	20,5	16,3	5,3	7,9
K_{W7} (%)	15,8	9,6	4,1	14,6
K_{W11} (%)	12,6	1,6	12,2	4,8
K_{W13} (%)	12,6	1,6	12,2	4,8
K_{W17} (%)	15,8	9,6	4,1	14,6
K_{W19} (%)	20,5	16,3	5,3	7,9
DHT^* (%)	9,0	8,1	7,4	7,8
DHT (%)	25,2	23,2	18,8	13,0

Fonte: o autor.

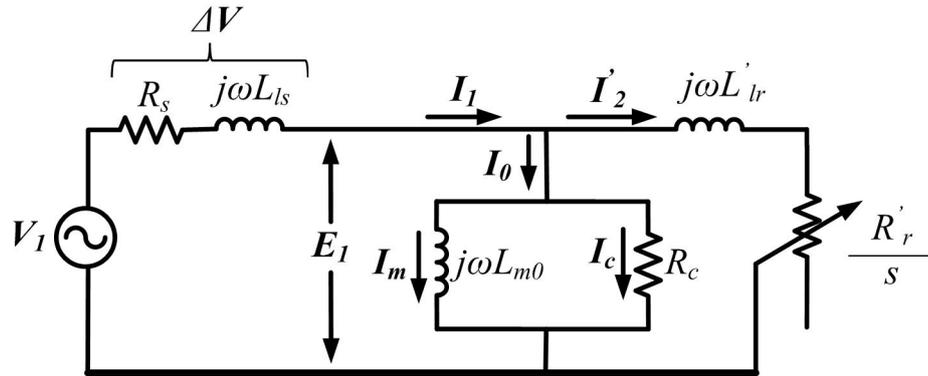
Nota: ¹ - Concêntrico, ² - Camada Simples, ³ - Imbricado, ⁴ - Camada Dupla

fundamental é reduzida assim como a dispersão harmônica criada pela bobina e o DHT^* , entretanto ao reduzir o passo da bobina para um valor menor que 0,8 (no caso 0,75), há uma nova tendência de aumento para a dispersão harmônica e o DHT^* . Ao verificarmos o DHT observa-se que considerando a terceira harmônica e as suas múltiplas o padrão de redução do passo da bobina é alterado, o que pode acontecer em reduções de passos de bobina abaixo de 0,8 devido a um possível aumento da saturação do MITRGE. A redução do fator de enrolamento da quinta (K_{W5}) e sétima harmônica (K_{W7}) seguem a tendência de DHT^* , σ_0 e K_{W1} diferentemente da tendência observada em DHT . Ressalta-se que o efeito direto do encurtamento é a redução do comprimento da testa da bobina, assim, as tendências de redução de DHT tem relação direta com a redução da indutância de dispersão e resistência do estator.

2.3 Variação da Corrente a Vazio com a Rebobinagem

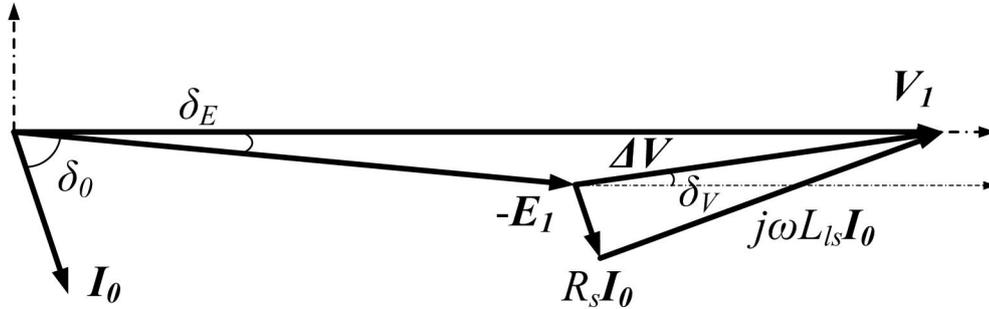
A análise clássica do MITRGE é realizada através do CE por fase do motor, conforme observa-se na Figura 2. onde ω é a frequência de alimentação, R_c é a resistência representativa das perdas no ferro, L'_{lr} a indutância do rotor e R'_r a resistência equivalente por fase do rotor. No processo de rebobinagem quando o enrolamento é modificado a queda de tensão (ΔV) no enrolamento do estator e a corrente a vazio (I_0) variam devido a mudança nos parâmetros R_s e L_{ls} . A Figura 3 mostra o diagrama fasorial do CE sob condição a vazio.

Figura 2 – Circuito equivalente por fase do MITRGE



Fonte: IEEE (2018).

Figura 3 – Diagrama fasorial do CE em condição a vazio



Fonte: o autor.

A equação (2.11) apresenta a relação entre o CE e a equação fasorial do circuito:

$$V_1 = E_1 \cos \delta_E + \left[\sqrt{1 + \left(\frac{R_s}{\omega L_{ls}} \right)^2} \right] \cdot \omega L_{ls} \cdot I_0 \cos \delta_V, \quad (2.11)$$

onde δ_V é o ângulo entre os fasores ΔV e V_1 (tensão de alimentação) e o ângulo δ_E é o ângulo entre os fasores V_1 e $-E_1$ (tensão induzida). Considerando-se a tensão de alimentação como referência (0°) e:

- δ_E é um ângulo menor que 10° , portanto $E_1 \cos \delta_E \approx E_1$ e;
- O ângulo δ_V é função de $\frac{\omega L_{ls}}{R_s}$.

Assim é definido o fator relativo a queda de tensão, $K_{\Delta V}$, conforme equação (2.12):

$$K_{\Delta V} = \sqrt{1 + \left(\frac{R_s}{\omega L_{ls}} \right)^2}, \quad (2.12)$$

e substituindo-se a equação (2.12) na equação (2.11) mais as considerações listadas anteriormente,

a equação de circuito do MITRGE a vazio é apresentada em (2.13):

$$V_1 \cong E_1 + \omega L_{ls} \cdot I_0 \cdot K_{\Delta V} \cdot \cos \left[\text{tg}^{-1} \left(\frac{\omega L_{ls}}{R_s} \right) - \delta_0 \right], \quad (2.13)$$

onde δ_0 é o ângulo entre os fasores V_1 e I_0 ou ângulo do fator de potência a vazio.

Como o fator de potência a vazio é menor que 0,3, o ângulo δ_0 é maior que 70° para motores de baixa potência. Assim, neste trabalho, consideramos um valor para δ_0 igual a 80° , baseado nas medições no motor a ser utilizado no trabalho (IEEE, 2018). Assim, a partir dos parâmetros do MITRGE com o enrolamento original, a corrente do motor rebobinado é apresentada em (2.14):

$$I'_0 \cong \frac{V_1 - E_1}{\omega L'_{ls} \cdot \xi}, \quad (2.14)$$

onde I'_0 é a corrente a vazio após a rebobinagem, assim como L'_{ls} é a nova indutância do estator.

O fator ξ é apresentado na equação (2.15), a seguir:

$$\xi = \gamma \frac{\cos \left[\text{tg}^{-1} \left(\frac{\omega L'_{ls}}{R'_s} \cdot \frac{K'_{fill}}{K_{fill}} \cdot \frac{l_s + Cy + D}{l_s + C'y' + D'} \right) - \delta_0 \right]}{\cos \left[\text{tg}^{-1} \left(\frac{\omega L_{ls}}{R_s} \right) - \delta_0 \right]}, \quad (2.15)$$

onde R'_s , K'_{fill} , y' , C' e D' são os novos parâmetros de resistência do estator, fator de preenchimento da ranhura do estator, comprimento da bobina e constantes específicas após a rebobinagem.

Completando a equação (2.14), é apresentado o fator γ na equação (2.16):

$$\gamma = \frac{K'_{\Delta V}}{K_{\Delta V}} = \sqrt{\frac{1 + \frac{\left(\frac{R'_s}{\omega L'_{ls}} \right)^2}{\left(\frac{K'_{fill}}{K_{fill}} \frac{l_s + Cy + D}{l_s + C'y' + D'} \right)^2}}{1 + \left(\frac{R_s}{\omega L_{ls}} \right)^2}}, \quad (2.16)$$

onde $K'_{\Delta V}$ é o novo fator relacionado a queda de tensão no enrolamento do estator após a rebobinagem.

Finalizando-se esta subseção, a corrente do estator (I_1) será alterada para uma nova corrente do estator (I'_1), desde que a corrente de carga ou corrente do rotor (I'_2) seja aproximadamente constante. As variações nas perdas do rotor são bem menores que a potência

eletromecânica convertida, então, o novo valor da corrente do estator após a rebobinagem é representada na equação (2.17):

$$I_1' = \sqrt{I_0'^2 + I_2'^2}. \quad (2.17)$$

Desta forma fica explícita a variação na resistência e na indutância de dispersão do estator após a rebobinagem e estas afetam a corrente do estator a partir da variação da corrente a vazio.

2.4 Cálculo do Rendimento após Rebobinagem

O cálculo do rendimento é baseado no circuito equivalente apresentado na Figura 2 e na soma das perdas individuais (BOLDEA; NASAR, 2010; PYRHÖNEN *et al.*, 2008; LIPO, 2007). As perdas no estator do novo enrolamento (P_s') são apresentadas na equação (2.18):

$$P_s' = 3 \cdot R_s' \cdot I_1'^2. \quad (2.18)$$

Já as perdas no ferro (P_{fe}) são medidas no MITRGE com enrolamento original a partir do ensaio a vazio assim como as perdas por atrito e ventilação (P_{FW}) mediante medição indireta descrita em IEEE (2018). As perdas P_{FW} são constantes e independem do novo enrolamento se os rolamentos e selos mecânicos são mantidos. Por outro lado se novos rolamentos e selos mecânicos são utilizados, então uma nova avaliação sobre as perdas por atrito e ventilação deve ser realizada. A terceira opção é relacionada a novas tecnologias de rolamentos e selos mecânicos, uma outra opção de troca. Se esta última opção é realizada, novas formas de predição devem ser utilizados para estimar as P_{FW} (TONG, 2014; CONCLI *et al.*, 2016; CONCLI; GORLA, 2016). Se o ventilador é trocado, a predição das P_{FW} têm mais um motivo para ser realizada (TONG, 2014).

Sobre as P_{fe} estas são dadas em função do material ferromagnético que compõem estator e rotor. De fato, P_{fe} é composta de três perdas específicas no material ferromagnético: perdas por ciclo de histerese, perdas por correntes parasitas de *Foucault* e as perdas adicionais no ferro (JILES, 2015). A equação (2.19) apresenta uma forma simplificada das perdas no ferro:

$$P_{fe} = K_{ec} \cdot B_{max}^2 + K_H \cdot B_{max}^n + P_{a-fe}, \quad (2.19)$$

onde K_{ec} é uma constante em função do quadrado da espessura da lâmina ferromagnética e do quadrado da frequência, K_H é uma constante dependente do material e da frequência, P_{a-fe} são

as perdas adicionais no ferro, e n é um expoente que varia de 1.6 a 2.0, conforme a lei empírica de *Steinmetz*, e B_{max} é a densidade de fluxo máxima no material ferromagnético (JILES, 2015). A equação (2.20) apresenta uma linearização aceitável que relaciona B_{max} e P_{fe} :

$$P_{fe} \cong K_{fe} \cdot B_{max}^2 \cong K'_{fe} \cdot \phi_{max}^2, \quad (2.20)$$

onde K_{fe} e K'_{fe} são constantes de proporcionalidade e ϕ_{max} é o fluxo magnético máximo no material ferromagnético.

O valor eficaz da tensão induzida (E_1) por fase é apresentado de forma simplificada na equação (2.21):

$$E_1 = K_g \cdot K_{W1} \cdot W \cdot \phi_{max}, \quad (2.21)$$

onde K_g é uma constante de proporcionalidade dada em função da frequência (f) constante, do fator de forma da tensão e fator de achatamento da densidade de fluxo no entreferro (LIPO, 2007; PYRHÖNEN *et al.*, 2008; BOLDEA; NASAR, 2010).

Observando a equação (2.21), a relação estabelecida em (2.20) e considerando a tensão induzida constante assim como a frequência, a relação entre as perdas no ferro do novo enrolamento (P'_{fe}) e os novos parâmetros do enrolamento é apresentada na equação (2.22):

$$P'_{fe} = P_{fe} \cdot \left(\frac{K_{W1} \cdot W}{K'_{W1} \cdot W'} \right)^2, \quad (2.22)$$

onde K'_{W1} é o fator de enrolamento do novo enrolamento e W' é o novo número de espiras por fase.

Quando se trata as perdas no rotor (P_r), algumas considerações devem ser analisadas em relação o DHT e o DHT^* . A Tabela 2 apresenta a redução no DHT e no DHT^* observada entre os valores dos enrolamentos encurtados e o enrolamento com passo pleno.

Observa-se que as relações são muito próximas, independente de DHT ou DHT^* , exceto para o passo encurtado $\frac{y}{\tau} = 0,75$. Esta diferença significativa pode afetar a predição do rendimento a partir das perdas rotóricas. A escolha entre os dois indicadores deve ser realizada de forma prudente.

A redução do conteúdo harmônico no MITRGE condiz com o aumento da velocidade mecânica do motor (n) devido a redução das harmônicas que produzem torque contrário ao movimento (quinta e décima primeira harmônicas, lembrando que as próximas harmônicas não influenciam tanto) (LIPO, 2007). Entretanto a Tabela 2 mostra que o fator de enrolamento da

Tabela 2 – Redução no DHT , DHT^* , K_{W5} e K_{W7} a partir do encurtamento das bobinas

Redução em DHT e DHT^* devido encurtamento	$\frac{y}{\tau} = 0,917$	$\frac{y}{\tau} = 0,833$	$\frac{y}{\tau} = 0,75$
$\frac{DHT(< 1,0)}{DHT(1,0)}$	0,919	0,744	0,515
$\frac{DHT^*(< 1,0)}{DHT^*(1,0)}$	0,904	0,823	0,869
Redução em K_{W5} e K_{W7} devido encurtamento	$\frac{y}{\tau} = 0,917$	$\frac{y}{\tau} = 0,833$	$\frac{y}{\tau} = 0,75$
$\frac{K_{W5}(< 1,0)}{K_{W5}(1,0)}$	0,795	0,259	0,385
$\frac{K_{W7}(< 1,0)}{K_{W7}(1,0)}$	0,608	0,259	0,924

Fonte: o autor.

quinta harmônica obedece a mesma forma de crescimento do indicador DHT^* em relação a $\frac{y}{\tau}$, assim como o fator de enrolamento da sétima harmônica. Conclui-se que com o aumento na velocidade há uma redução no escorregamento (s), no valor absoluto do escorregamento ($n_s - n$) e, portanto, a partir das perdas rotóricas medidas no MITRGE antes da rebobinagem, é possível prever o novo valor de escorregamento a partir da equação (2.23):

$$(n_s - n') = \left\{ \begin{array}{l} (n_s - n) \cdot \left(\frac{DHT'}{DHT} \right) \quad \text{ou} \\ (n_s - n) \cdot \left(\frac{DHT^{*'}}{DHT^*} \right) \end{array} \right\}, \quad (2.23)$$

onde DHT' é o valor oriundo da Tabela 1 de um novo enrolamento após a rebobinagem. A velocidade após a rebobinagem é n' e a velocidade síncrona (n_s) não varia. Ressalta-se que podem ser utilizados os valores de DHT^* e $DHT^{*'}$ sendo este devido o novo enrolamento, conforme Tabela 1.

Ainda sobre a equação (2.23) é importante analisar a diferença entre os aumentos observados nos fatores de enrolamento da quinta e sétima harmônicas para o passo encurtado $\frac{y}{\tau} = 0,75$, conforme Tabela 2. Ao verificar que o aumento em K_{W7} é quase três vezes maior que o aumento de K_{W5} é possível supor que a velocidade rotórica aumenta devido a onda da sétima harmônica ser mais influente que a onda relativa a quinta harmônica. Nota-se que se for suposto que os aumentos seguem um padrão concordante com σ_0 então DHT^* torna-se um bom indicador na equação (2.23). Diferentemente, caso considera-se o maior impacto do fator de enrolamento da sétima harmônica, DHT torna-se o melhor indicador, pois mantém o

escorregamento decrescente com o encurtamento do passo do enrolamento. Desta forma, serão realizadas as análises com os dois tipos de predição para observar o impacto direto no rendimento e que pode ser comprovado na medição de velocidade a ser realizada nos ensaios experimentais.

Como é apresentado neste trabalho uma variação na corrente a vazio após a rebobinagem, a possibilidade de saturação do MITRGE existe, principalmente por não haver compensação no número de espiras com a clara intenção de manter o fluxo magnético do MITRGE constante (ALMEIDA; FERREIRA, 2012; FERREIRA *et al.*, 2017; SILVA, 2017). Assim, a equação (2.24) apresenta a relação entre as perdas do rotor antes e após a rebobinagem para a predição sem saturação:

$$P_r' = \frac{(n_s - n')}{(n_s - n)} P_r, \quad (2.24)$$

onde P_r' são as perdas rotóricas após a rebobinagem.

A manutenção da potência de entrada no entreferro, após a rebobinagem, é a única condição para a aplicação da estratégia de rebobinagem. Por fim, o rendimento do MITRGE é dado na equação (2.25):

$$\eta = \frac{P_{out}}{P_{out} + (P_s' + P_{fe}' + P_r' + P_{FW})}, \quad (2.25)$$

onde P_{out} é a potência no eixo do MITRGE. Na sequência serão apresentados os resultados analíticos para o motor de baixa potência, objeto de estudo neste trabalho, com as devidas considerações.

2.5 Aplicação da Estratégia de Rebobinagem

A partir da sequência na seção anterior, serão apresentados os resultados para um MITRGE de referência tipo IR2, conforme NBR 17094-1 (2018), que é equivalente ao IE2 pela IEC 60034-30-1 (2014). O MITRGE tem potência nominal 1,5 cv, 60 Hz, 380 V, 1 par de pólos e conexão Y. O enrolamento original deste motor é concêntrico, conforme apresentado na Figura 1(A), com 24 ranhuras, 4 ranhuras/pólo/fase, 212 espiras por fase e cada espira é composta por 2 condutores em paralelo feitos de alumínio (Al) com diâmetro condutivo de 0,63 mm, tipo *American Wire Gauge* (AWG), para cada fio ($2 \times \emptyset 0,63$ mm).

Foram adquiridos 3 MITRGE com as mesmas características, 2 inclusive de um mesmo lote, e todos os 3 fabricados em um intervalo máximo de 6 meses (AGUIAR *et al.*, 2016).

Dois destes motores foram rebobinados com os seguintes enrolamentos, todos utilizando fios AWG:

- Enrolamento concêntrico, camada simples, passo de bobina pleno: $\frac{y}{\tau} = 1$, com 212 espiras por fase, cada espira composta de $2 \times \varnothing 0,5$ mm (Cu) e (AGUIAR *et al.*, 2016);
- Enrolamento concêntrico, camada simples, passo de bobina pleno: $\frac{y}{\tau} = 1$, com 212 espiras por fase, cada espira composta de $2 \times \varnothing 0,63$ mm (Cu) (AGUIAR *et al.*, 2016).

Nestes motores foram realizados o ensaio a vazio e o método F1 de medição de rendimento a partir do circuito equivalente apresentada na norma do *Institute of Electrical and Eletronics Engineers* (IEEE) que normatiza métodos de ensaios para obtenção do rendimento de motores elétricos (IEEE, 2018). O método F1 pode ser realizado para realização de um predição experimental dos parâmetros do CE apresentado na Figura 2. Desta forma a partir do sequenciamento apresentado, a predição inicial dos valores de R_s e L_{ls} são necessários. A Tabela 3 apresenta as predições a partir dos valores originais do MITRGE e utilização do *DHT* na predição das perdas do rotor.

Tabela 3 – Parâmetros chave do MITRGE calculadas antes e após a rebobinagem, utilizando o *DHT* para predição de P_r

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	R_s (Ω)	$R_s/\omega L_{ls}$	P_{fe} (W)	n (RPM)	I_0 (A)	I_1 (A)	η (%)
0,63 (Al)	1,000	5,7	0,940	46,4	3429	1,25	2,42	81,9
	1,000	5,3	0,882	38,1	3429	1,27	2,43	82,8
	0,917	5,0	0,998	37,4	3443	1,49	2,55	82,9
	0,833	4,7	1,035	39,4	3472	1,64	2,64	83,3
0,50 (Cu)	0,750	4,3	0,951	43,0	3512	1,67	2,66	84,3
	1,000	4,4	0,733	38,1	3429	1,30	2,44	83,7
	0,917	4,2	0,838	37,4	3443	1,53	2,57	83,8
	0,833	3,9	0,859	39,4	3472	1,68	2,67	84,3
0,55 (Cu)	0,750	3,5	0,774	43,0	3512	1,71	2,69	85,3
	1,000	3,3	0,550	38,1	3429	1,34	2,46	84,9
	0,917	3,2	0,639	37,4	3443	1,58	2,60	84,9
	0,833	3,0	0,661	39,4	3472	1,74	2,70	85,4
0,63 (Cu)	0,750	2,7	0,597	43,0	3512	1,76	2,72	86,4

Fonte: o autor.

São apresentados os resultados para $\frac{y}{\tau} = 1,0$, $\frac{y}{\tau} = 0,917$, $\frac{y}{\tau} = 0,833$ e $\frac{y}{\tau} = 0,75$ e os seguintes fatores de preenchimento: $K_{fill} = 25.3\%$ ($2 \times \varnothing 0,5$ mm), $K_{fill} = 30.6\%$ ($2 \times \varnothing 0,55$ mm) e $K_{fill} = 40,2\%$ ($2 \times \varnothing 0,63$ mm), todos condutores de cobre. O número de espiras por

fase, W , é alterado para 216 para os enrolamentos encurtados ($\frac{y}{\tau} < 1$) com camada dupla para manter um número de espiras por bobina factível. Todos os diâmetros dos fios mencionados anteriormente são tipo AWG, e as perdas no ferro utilizadas como base para aplicação da equação (2.22) foram as medidas pelo ensaio a vazio no MITRGE rebobinado com $2 \times \varnothing 0,5$ mm (Cu), isto é, 38,1 W. Já as perdas por atrito e ventilação são constantes durante os cálculos e utiliza-se o valor medido no MITRGE com enrolamento original ($2 \times \varnothing 0,63$ mm (Al), i.e., 42,3 W.

Em geral, as normas apresentam MEPS, ou níveis mínimos de rendimento, para uma grande quantidade de MITRGE incluindo o motor de potência nominal 1,5 cv e 1 par de pólos, 60 Hz. Neste caso, o MEPS é de 84,0% e, motores com rendimento acima deste valor são considerados tipo IR3, IE3 ou *Premium* (NBR 17094-1, 2018; IEC 60034-30-1, 2014; NEMA MG-1-12, 2014). Assim, a Tabela 4 apresenta os enrolamentos que, pelo cálculo analítico, reclassificariam o MITRGE original (tipo IR2) para um nível IR3/IE3/*Premium*.

Tabela 4 – Enrolamentos que reclassificam o MITRGE IR2 para IR3, utilizando o *DHT* para predição de P_r

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	R_s (Ω)	$R_s/\omega L_{ls}$	P_{fe} (W)	n (RPM)	I_0 (A)	I_1 (A)	η (%)
0,63 (Al)	1,000	5,7	0,940	46,4	3429	1,25	2,42	81,9
0,50 (Cu)	0,750	4,3	0,951	43,0	3512	1,67	2,66	84,3
0,55 (Cu)	0,833	3,9	0,859	39,4	3472	1,68	2,67	84,3
	0,750	3,5	0,774	43,0	3512	1,71	2,69	85,3
0,63 (Cu)	1,000	3,3	0,550	38,1	3429	1,34	2,46	84,9
	0,917	3,2	0,639	37,4	3443	1,58	2,60	84,9
	0,833	3,0	0,661	39,4	3472	1,74	2,70	85,4
	0,750	2,7	0,597	43,0	3512	1,76	2,72	86,4

Fonte: o autor.

Na sequência, foi realizado o mesmo procedimento utilizado para o cálculo das perdas do rotor para *DHT**, distorção harmônica total sem a terceira harmônica e suas múltiplas. A Tabela 5 apresenta os resultados que reclassificam o MITRGE IR2 para IR3.

Observa-se, por exemplo, que o enrolamento com $\frac{y}{\tau} = 0,75$ e $K_{fill} = 25.3\%$ ($2 \times \varnothing 0,5$ mm) passa a não reclassificar o motor IR2, com uma diferença de -1,2 pontos percentuais (p.p.) devido a correção nas perdas do rotor, sem levar em conta a saturação que reduz ainda mais o rendimento. Na sequência é apresentada a diferença em pontos percentuais entre os rendimentos previstos pelas duas formas, na Tabela 6.

Assim, observa-se que os enrolamentos com $\frac{y}{\tau} = 0,75$ têm erros maiores que 1,0 p.p entre os dois rendimentos calculados diferentemente dos enrolamentos com outros encurtamentos

Tabela 5 – Enrolamentos que reclassificam o MITRGE IR2 para IR3, utilizando o *DHT** para predição de P_r

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	R_s (Ω)	$R_s/\omega L_{ls}$	P_{fe} (W)	n (RPM)	I_0 (A)	I_1 (A)	η (%)
0,63 (Al)	1,000	5,7	0,940	46,4	3429	1,25	2,42	81,9
0,50 (Cu)	0,750	4,3	0,951	43,0	3452	1,67	2,66	83,1
0,55 (Cu)	0,833	3,9	0,859	39,4	3459	1,68	2,67	84,0
	0,750	3,5	0,774	43,0	3452	1,71	2,69	84,1
0,63 (Cu)	1,000	3,3	0,550	38,1	3429	1,34	2,46	84,9
	0,917	3,2	0,639	37,4	3446	1,58	2,60	85,0
	0,833	3,0	0,661	39,4	3459	1,74	2,70	85,1
	0,750	2,7	0,597	43,0	3452	1,76	2,72	85,1

Fonte: o autor.

Tabela 6 – Erro em pontos percentuais (p.p) entre rendimentos calculados e erro percentual na predição das perdas

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	R_s (Ω)	$R_s/\omega L_{ls}$	ωL_{ls} (Ω)	η (%)	η^* (%)	Erro (p.p.)	Erro Σ Perdas
0,63 (Al)	1,000	5,7	0,940	6,06	81,9	81,9	-	-
0,50 (Cu)	0,750	4,3	0,951	4,52	84,3	83,1	1,24	8,42 %
0,55 (Cu)	0,833	3,9	0,859	4,54	84,3	84,0	0,27	2,22 %
	0,750	3,5	0,774	4,52	85,3	84,1	1,26	8,85 %
0,63 (Cu)	1,000	3,3	0,550	6,00	84,9	84,9	-	-
	0,917	3,2	0,639	5,01	84,9	85,0	-0,07	-0,78 %
	0,833	3,0	0,661	4,54	85,4	85,1	0,28	2,36 %
	0,750	2,7	0,597	4,52	86,4	85,1	1,30	10,1 %

Fonte: o autor.

Nota: η^* é o rendimento calculado a partir de *DHT**

onde o erro não ultrapassa 0,3 p.p. Mensurando o que essa diferença em pontos percentuais significa, têm-se que 0,28 p.p. significa um erro de 2,36% no valor das perdas totais calculadas do motor. Já um erro de 1,3 p.p significa um erro de 10,1% na predição das mesmas perdas totais, conforme última coluna da Tabela 6. A equação (2.26) apresenta a forma de cálculo deste erro percentual na predição das perdas:

$$Erro \Sigma Perdas = 1 - \frac{\left(\frac{1 - \eta}{\eta} \right)}{\left(\frac{1 - \eta^*}{\eta^*} \right)}, \quad (2.26)$$

Outra diferença é estabelecida na velocidade do rotor para o enrolamento $\frac{y}{\tau} = 0,75$ que passa a ser menor que a velocidade do rotor para o enrolamento $\frac{y}{\tau} = 0,833$ (Tabela 5) diferindo do valor estimado do rendimento na Tabela 4. A medição da velocidade do rotor no

teste em carga, mostrará qual é a tendência frente as duas situações apresentadas nas Tabelas 4 e 5.

2.6 Considerações Finais

Nesta seção foi apresentada a estratégia de rebobinagem utilizada neste trabalho e que é considerada satisfatória para cálculos analíticos do rendimento com a consideração de um MITRGE não saturado. Foi observado que o uso do DHT^* para o cálculo do rendimento apresenta uma redução no rendimento calculado que varia de 1,24 p.p. a 1,3 p.p. em relação ao rendimento calculado com o uso do DHT para a predição das perdas do rotor no enrolamento mais crítico, $\frac{y}{\tau} = 0,75$. Para os demais enrolamentos esta diferença se mantém três ou quatro vezes menor, sendo o maior desvio de 0,28 p.p. Todos os dados estão apresentados na Tabela 6.

Entretanto uma característica interessante é observada na velocidade do rotor estimada para os dois casos: (A) quando se considera a característica decrescente de DHT com o encurtamento, esta característica se mantém no escorregamento e aumenta a velocidade quando o encurtamento da bobina é $\frac{y}{\tau} = 0,75$; (B) já com o uso de DHT^* tal característica não é mantida para $\frac{y}{\tau} = 0,75$. Assim, é necessário um novo teste, teórico ou experimental, para tal verificação e ampliação da análise apresentada até aqui. O próximo capítulo apresenta a análise por elementos finitos da estratégia de rebobinagem apresentada.

3 ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS DA ESTRATÉGIA DE REBOBINAGEM

A análise por elementos finitos é baseada na simulação dos ensaios a vazio e rotor bloqueado, utilizando o modelo em 2D, extraíndo parâmetros destes modelos e aplicando-os a cálculos utilizando o circuito equivalente (CE) (BIANCHI, 2005; ALBERTI *et al.*, 2008; ALBERTI, 2009).

3.1 Método dos Elementos Finitos

O MEF é caracterizado por um conjunto de procedimentos computacionais que tem por objetivo obter soluções numéricas de equações diferenciais parciais que descrevem fenômenos físicos tais como problemas de campo (SADIKU, 2009). A forma básica de solução do método, equacionamento e otimização de determinados procedimentos são largamente apresentados na literatura para os fenômenos eletromagnéticos (SADIKU, 2009; BASTOS; SADOWSKI, 2003; CARDOSO, 2016; LIPO, 2007). Basicamente, o método consiste em:

- Geração da malha do modelo estudado: o modelo estudado é apresentado em 2D ou três dimensões (3D). O modelo deve passar por um processo de triangulação largamente utilizados em computação gráfica. Em geral é utilizado o processo de triangulação de *Delanuary* para modelos em 2D. O processo de triangulação gera um número finito de elementos (triangulares ou quadriláteros em 2D, tetraédricos em 3D) no domínio de estudo (CARDOSO, 2016). Para as máquinas elétricas observa-se a importância dos detalhes construtivos do motor como a forma das ranhuras de rotor e estator;
- Equacionamento que descreve o fenômeno: as equações de Maxwell que descrevem os fenômenos a serem estudados no MITRGE necessitam do vetor potencial magnético \vec{A} visto que a partir da componente de \vec{A} transversal ao plano onde está o modelo (A_z), o vetor densidade de fluxo magnético \vec{B} tem suas componentes descritas (B_x e B_y). Nesta fase também são descritas as regiões e as características dos materiais que compõem cada região do domínio em estudo;
- Matriz de relutividade: a matriz de relutividade é montada a partir de avaliação realizada em cada elemento. Esta matriz tem geralmente um alto grau de esparsidade e necessita de alguns modelos matemáticos mais sofisticados para a resolução, dependendo de sua ordem.

3.1.1 Equações de Maxwell

As equações de Maxwell na forma diferencial e em função do tempo são apresentadas abaixo (SADIKU, 2009).

$$\begin{aligned}
 \vec{\nabla} \cdot \vec{D} &= \rho_v, \\
 \vec{\nabla} \cdot \vec{B} &= 0, \\
 \vec{\nabla} \times \vec{E} &= -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}, \\
 \vec{\nabla} \times \vec{H} &= \vec{J}_e + \vec{J}_i + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t},
 \end{aligned} \tag{3.1}$$

onde ρ_v é a densidade volumétrica de cargas estáticas, \vec{D} é o vetor densidade de fluxo elétrico, \vec{E} é o vetor intensidade de campo elétrico, \vec{H} é o vetor intensidade de campo magnético, \vec{J}_i é o vetor densidade de corrente induzida e \vec{J}_e é o vetor densidade de corrente externa ao modelo, oriundo de fontes não modeladas.

Como não há densidade de carga elétrica estática presente no equipamento em estudo, assim como a atuação deste é dada em baixas frequências (60 Hz), as equações em (3.1) reduzem-se ao conjunto de equações a seguir que é chamada de aproximação *quasi*-estática (BASTOS; SADOWSKI, 2003; CARDOSO, 2016).

$$\begin{aligned}
 \vec{\nabla} \cdot \vec{B} &= 0, \\
 \vec{\nabla} \times \vec{E} &= -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}, \\
 \vec{\nabla} \times \vec{H} &= \vec{J}_e + \vec{J}_i.
 \end{aligned} \tag{3.2}$$

As relações constitutivas no material magnético e no meio condutivo são apresentadas a seguir, sendo a relutividade magnética (κ) o inverso da permeabilidade magnética e unidade ($A.m/Wb$), e ζ a condutividade elétrica.

$$\begin{aligned}
 \vec{H} &= \kappa \cdot \vec{B}, \\
 \vec{J}_i &= \zeta \cdot \vec{E}.
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

O potencial vetor magnético relaciona-se com a densidade de fluxo magnético conforme a equação (3.4) e com esse conjunto inicial de equações é possível a resolução pelo método de elementos finitos dependendo da formulação escolhida (BASTOS; SADOWSKI, 2003; CARDOSO, 2016).

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A}. \tag{3.4}$$

Buscando a resolução por elementos finitos em função do vetor \vec{B} , a formulação magnetostática básica com o vetor potencial magnético é escolhida e obtida a partir da substituição da equação (3.4) na lei de Ampère apresentada na equação (3.2), mediante a condição de Coulomb ($\nabla \cdot \vec{A} = 0$) e sem indução de correntes.

$$\nabla \times \kappa \cdot (\nabla \times \vec{A}) = \vec{J}_e. \quad (3.5)$$

A formulação magnetodinâmica básica com o vetor potencial magnético é utilizada substituindo-se a equação (3.4) na lei de Faraday apresentada em (3.2).

$$\vec{E} = -\frac{\partial \vec{A}}{\partial t}. \quad (3.6)$$

A equação constitutiva da lei de Ohm, equação (3.3), deve ser substituída na expressão da lei de Ampère apresentada em (3.2) assim como a equação (3.6) mediante a condição de Coulomb novamente, ou seja,

$$\nabla \times \kappa \cdot (\nabla \times \vec{A}) + \varsigma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} = \vec{J}_e. \quad (3.7)$$

Portanto, as equações (3.5) e (3.7) apresentam o problema eletromagnético para o caso magnetostático e para o caso magnetodinâmico, respectivamente, a partir da formulação para o vetor potencial magnético \vec{A} (BIANCHI, 2005).

3.1.2 Discretização do Domínio

A discretização do domínio de estudo, no caso do motor de indução para uma análise por elementos finitos, deve ser iniciada mediante simples definições de estudo. A primeira é uso de simulações em 2D para uma análise computacionalmente mais rápida, portanto faz-se necessário definir as componentes dos campos vetoriais envolvidos neste domínio. Os campos vetoriais \vec{B} e \vec{H} terão calculadas suas componentes em x e y (plano do domínio) enquanto \vec{J}_e e \vec{A} possuirão componentes apenas em z. Assim, as equações (3.5) e (3.7) são simplificadas.

$$\begin{aligned} \frac{\partial A_z}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial A_z}{\partial x} \right) + \frac{\partial A_z}{\partial y} \left(\kappa \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) &= -J_{ez}, \\ \frac{\partial A_z}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial A_z}{\partial x} \right) + \frac{\partial A_z}{\partial y} \left(\kappa \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) - \varsigma \frac{\partial A_z}{\partial t} &= -J_{ez}. \end{aligned} \quad (3.8)$$

3.1.3 Formação da Matriz de Relutividade

A resolução das equações diferenciais parciais (EDP) apresentada na equação (3.8) necessita minimizar o erro da aproximação a partir da solução numérica da modelagem vista na

seção anterior. Com isso o problema passa a ser um problema variacional, ou seja, a solução para minimizar o erro de aproximação da modelagem é uma “função de funções” ou um *funcional* (SADIKU, 2009; CARDOSO, 2016).

A obtenção dos funcionais podem ser dados por diversos métodos, entre eles o uso do princípio variacional (operador δ) através do método de *Rayleigh-Ritz* e o método residual ponderado de *Galerkin* (SADIKU, 2009). O método de *Rayleigh-Ritz* calcula o funcional aplicando diretamente o princípio variacional sem a necessidade de equações diferenciais associadas (LIPO, 2007). Funções de base são utilizadas para minimizar um funcional que é dado pela integração destas funções de base com características determinadas sobre o domínio em estudo (SADIKU, 2009). Estas funções de base são um conjunto de funções linearmente independentes e estas formam a solução satisfazendo condições de contorno já previstas. Entretanto, em problemas modelados por equações não auto adjuntas ou não hermitianas, o funcional adequado não existe ou pode não ser encontrado pelo método de *Rayleigh-Ritz* (SADIKU, 2009).

Para isto há outros métodos de resolução do problema e o mais conhecido é o método residual ponderado de *Galerkin*. Este método é mais geral e tem vasta aplicação pois não é limitada a classe de problemas variacionais (SADIKU, 2009). As mesmas funções de base utilizadas no método anterior são utilizadas neste método para quantificar a função resíduo que é a diferença entre o valor real da função e o valor aproximado pelas funções bases. Entretanto a avaliação desta função resíduo é a minimização da integral, sobre o domínio em análise, do produto entre esta função resíduo e um conjunto de pesos que, para o método de *Galerkin* são as mesmas funções de base (SADIKU, 2009).

Para os casos relacionados a fenômenos magnéticos em máquinas elétricas é necessário utilizar a curva CC do material (BASTOS; SADOWSKI, 2003). Dentre as formulações encontradas na literatura, para os casos em que é possível a resolução de um modelo pelo MEF utilizando a curva do material, é preciso realizar um processo iterativo para modificar corretamente a relutividade de cada elemento para a nova iteração, até ser alcançada a condição de convergência necessária (LIPO, 2007; BASTOS; SADOWSKI, 2003).

3.1.4 Modelo Harmônico no Tempo

Esta modelagem é baseada na fonte do sistema ser variável no tempo e os potenciais magnéticos portanto variáveis no tempo. Com isso é possível considerar o sistema em regime permanente e aplicar a notação vetorial clássica na equação magnetodinâmica em (3.8) (BASTOS;

SADOWSKI, 2003).

$$\kappa \cdot \nabla^2 \hat{A}_z \cdot e^{j\omega t} - \zeta \frac{\partial \hat{A}_z \cdot e^{j\omega t}}{\partial t} + \hat{J}_{ez} \cdot e^{j\omega t} = 0. \quad (3.9)$$

Assim a equação magnetodinâmica clássica com análise dos vetores potenciais complexos é apresentada em (3.10).

$$\kappa \cdot (\nabla^2 \hat{A}_z) - \zeta \cdot j\omega \cdot \hat{A}_z = -\hat{J}_{ez}. \quad (3.10)$$

O modelo harmônico no tempo deve ter um valor de relutividade constante para a simulação. Processos iterativos, que solucionem o sistema através da curva do material ferromagnético não são permitidos por se tratar de um sistema com números complexos. O modelo pressupõe ainda que a simulação não leva em conta qualquer efeito possível da saturação em um elemento. Assim, é necessário realizar a simulação com um valor fixo de relutividade 198,9 Wb/A.m e considerar uma única espira por ranhura (ALBERTI, 2009; BIANCHI, 2005).

3.2 Simulação do Ensaio a Vazio

A simulação do ensaio a vazio é direcionada para o cálculo da indutância de magnetização (L_{m0}), por fase, para vários valores de corrente a vazio. É utilizada a modelagem magnetostática, conforme equação (3.5) e a resolução de (3.8) (equação sem variação no tempo) (ALBERTI *et al.*, 2008; ALBERTI, 2009; BIANCHI, 2005; BASTOS; SADOWSKI, 2003).

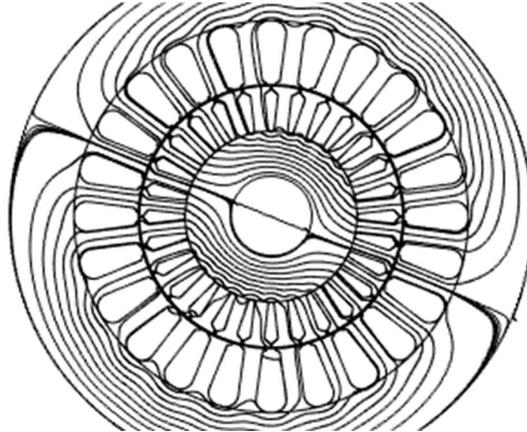
A análise a vazio é realizada por uma série de simulações, variando a corrente do MITRGE e calculando a indutância de magnetização (ALBERTI *et al.*, 2008; ALBERTI, 2009). A Figura 4 apresenta a distribuição da densidade de fluxo pelo MITRGE, após uma simulação.

O cálculo da indutância de magnetização é feita mediante a curva da densidade de fluxo no entreferro (ALBERTI, 2009). Após realizar um conjunto de simulações variando-se a corrente, obtêm-se a curva que caracteriza a indutância de magnetização para determinada geometria do MITRGE. A Figura 5 apresenta a curva característica de L_{m0} em relação a corrente a vazio (I_0).

3.3 Simulação do Ensaio com Rotor Bloqueado

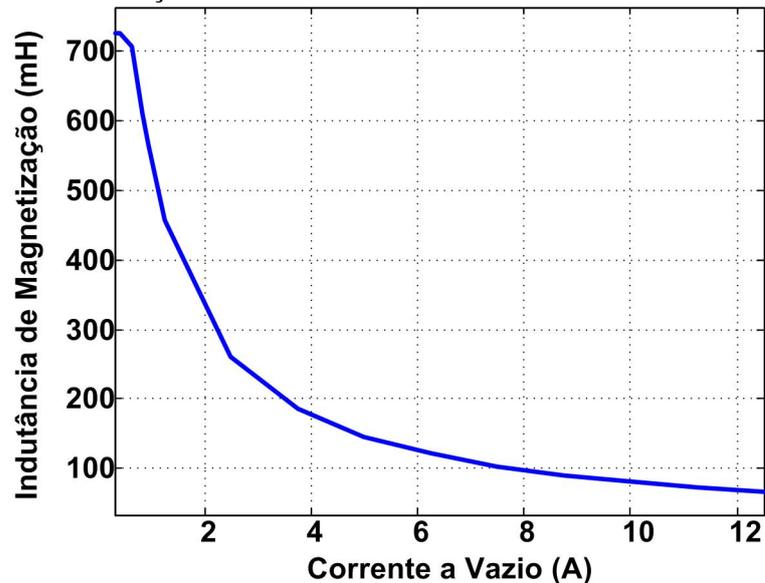
A simulação do ensaio com rotor bloqueado tem como objetivo o cálculo da resistência das barras do rotor ($R'_{r,2D}$), que não inclui a resistência dos anéis de curto-circuito ($R'_{r,3D}$), e o

Figura 4 – Linhas de fluxo do MITRGE após simulação magnetostática



Fonte: o autor.

Figura 5 – Curva característica da indutância de magnetização do MITRGE



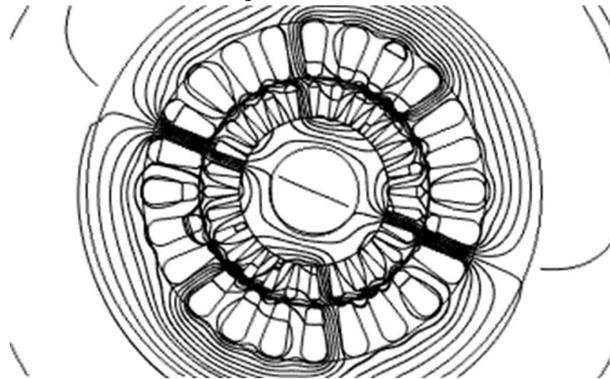
Fonte: o autor.

cálculo da indutância de dispersão do MITRGE ($L_{l,2D}$), que não inclui a indutância de dispersão da testa da bobina (L_{end}) e a indutância de dispersão do anel de curto-circuito ($L'_{lr,3D}$).

A simulação no domínio da frequência intensifica ou não, mediante a variação da frequência, o efeito pelicular nas correntes induzidas nas barras do rotor e conseqüentemente a uniformidade das linhas de fluxo pelo rotor. A Figura 6 apresenta a distribuição da densidade de fluxo pelo MITRGE mostrando diferenças em relação a uniformidade das linhas de fluxo na Figura 5 na simulação magnetostática.

É realizada uma varredura na frequência de alimentação do sistema (de 0 a 60 Hz) mantendo-se a corrente para determinado carregamento constante (no caso, carga nominal). A ainda um passo relativo ao cálculo das grandezas $R'_{r,2D}$ e $L_{l,2D}$. Tais valores são obtidos a partir

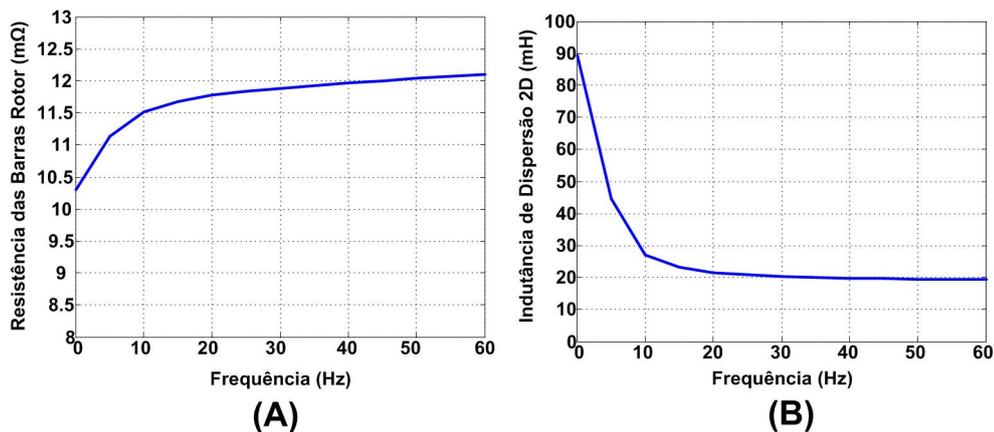
Figura 6 – Linhas de fluxo do MITRGE após simulação harmônica



Fonte: o autor.

de equações bem conhecidas sobre potência dissipada nas barras e energia magnética armazenada e são dadas em função do número de espiras por ranhura (n_{cs}) e do comprimento do MITRGE (l_s) (BIANCHI, 2005; ALBERTI *et al.*, 2008; BASTOS; SADOWSKI, 2003). Entretanto, para o cálculo correto de $R'_{r,2D}$ e $L_{l,2D}$ é necessário utilizar a indutância de magnetização. Esta conversão é explicada de forma clara em Bianchi (2005), ALBERTI (2009). Na sequência são apresentados os resultados obtidos a partir da variação da frequência sobre o modelo do MITRGE. A Figura 7 apresenta os gráficos da indutância de dispersão 2D e da resistência das barras do rotor, em relação a variação de frequência.

Figura 7 – Curva característica (A) da indutância de dispersão 2D e (B) da resistência das barras do MITRGE



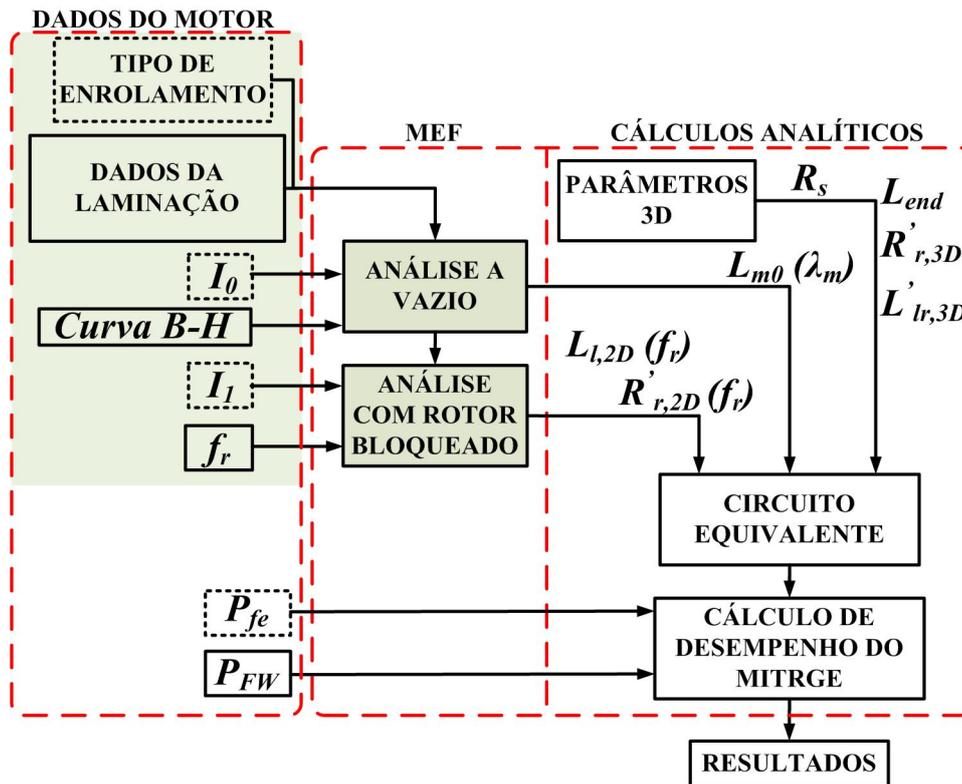
Fonte: o autor.

3.4 Análise por Elementos Finitos com Circuito Equivalente

A análise por elementos finitos combinada com o circuito equivalente são baseadas nas simulações dos ensaios a vazio e com rotor bloqueado, que são chamadas de análise a vazio

e análise com rotor bloqueado. A Figura 8 apresenta o esquema breve da análise com 3 blocos principais, os dados de entrada nas simulações, as simulação com MEF e os cálculos analíticos que devem ser realizados para o cálculo do rendimento.

Figura 8 – Esquema simplificado da análise por elementos finitos combinada com circuito equivalente para cálculo do desempenho do MITRGE



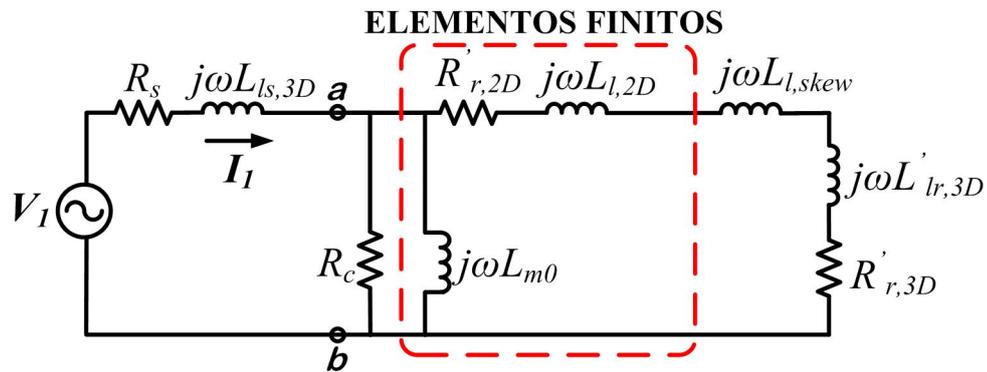
Fonte: o autor.

Na coluna DADOS DO MOTOR na Figura 8 estão os dados de entrada para as simulações por elementos finitos e para os cálculos analíticos. Dados sobre o projeto da laminação de estator e rotor do MITRGE devem estar presentes nas análises a vazio e com rotor bloqueado para o uso no *software* de simulação, no caso o *software* comercial de simulação por elementos finitos (COMSOL)[®] *Multiphysics*. A curva B-H ou uma boa aproximação desta deve ser utilizada na análise a vazio assim como a faixa de frequências e o passo utilizado nas simulações em rotor bloqueado devem ser fixado e mantido em todas as variações de MITRGE propostos na estratégia de rebobinagem. Entretanto, as correntes I_0 e I_1 variam para cada MITRGE proposto pela estratégia assim como o tipo de enrolamento (distribuição física das bobinas trifásicas, encurtadas e distribuídas), todos em quadros pontilhados. O valor das P_{fe} utilizado no cálculo de desempenho também varia para cada MITRGE proposto pela estratégia diferente do valor constante de P_{FW} .

3.5 Cálculo do Rendimento, Temperatura Média do Enrolamento e Corrente de Partida

O circuito equivalente utilizado para o cálculo da corrente (I_1) é apresentado a seguir na Figura 9. As perdas no ferro, desde que não haja alterações nos rolamentos, selos e ventilador podem ser mantidas constantes e definidas conforme apresentado no capítulo anterior, sem influência direta dos resultados obtidos pelo MEF.

Figura 9 – Circuito equivalente utilizado no pós-processamento com resultados das simulação por MEF



Fonte: o autor.

As perdas no estator então são calculadas a partir de I_1 calculada, conforme equação (3.11).

$$P_s = 3.I_1^2.R_s. \quad (3.11)$$

Já para o cálculo da potência dissipada no rotor (P_r), é necessário calcular a potência entregue ao entreferro (P_g) conforme equação (3.12).

$$P_g = 3.I_1^2.Re(Z_{ab}) - P_{fe}, \quad (3.12)$$

onde Z_{ab} é a impedância entre os pontos a e b na Figura 9. Desta forma, P_r é apresentado em (3.13):

$$P_r = \frac{s}{100}.P_g. \quad (3.13)$$

Assim, o rendimento é calculado conforme equação (3.14), semelhante a equação (2.25), onde não são levadas em conta as perdas suplementares principalmente pela dificuldade de determinação assim como pelo valor muito pequeno em MITRGE de baixa potência (AGAMLOH, 2011).

$$\eta = \frac{P_{out}}{P_{out} + (P_s + P_{fe} + P_{FW} + P_r)}. \quad (3.14)$$

O aumento do rendimento influencia diretamente na redução da temperatura média do enrolamento (T_f) no ensaio em carga nominal e assim esta redução na temperatura pode ser considerado um indicativo de aumento no rendimento (STATON *et al.*, 2005). Desta forma, a partir dos resultados da análise por elementos finitos, é possível calcular o ganho de temperatura a partir da transferência de calor por condução e convecção no MITRGE. Inclusive, este cálculo é aplicável ao método analítico apresentado no capítulo 2. A condutividade térmica, em W/mK , equivalente da ranhura ($k_{cu,ir}$) para condução, em função do fator de preenchimento (K_{fill}) é dado em (3.15) (STATON *et al.*, 2005).

$$k_{cu,ir} = 0,1076.K_{fill} + 0,029967. \quad (3.15)$$

A variação de temperatura por condução (ΔT_{CO}) é apresentado em (3.16) (BOLDEA; NASAR, 2010; STATON *et al.*, 2005).

$$\Delta T_{CO} = \frac{P_s}{\left(\frac{k_{cu,ir}}{h_{ins}}\right) \cdot A_{ls}}, \quad (3.16)$$

onde h_{ins} é a espessura do isolante da ranhura e A_{ls} é a área de contato entre o isolante e a ranhura do estator. Já o ganho de temperatura por convecção (ΔT_{frame}) é apresentado em (3.17) (BOLDEA; NASAR, 2010; STATON *et al.*, 2005).

$$\Delta T_{frame} = \frac{P_s + P_{fe} + P_{FW} + P_r}{\alpha_{conv} \cdot A_{frame}}, \quad (3.17)$$

onde α_{conv} é a condutividade térmica específica (W/m^2K) para a convecção e A_{frame} é a área da carcaça do MITRGE (STATON *et al.*, 2005). Sobre as perdas por atrito e ventilação, os dois tipos de perdas, por atrito e por ventilação, agem de forma diferente sobre o MITRGE e apenas a perda por atrito gera ganho de temperatura por convecção. Mesmo assim, devido as P_{FW} ser menor que 20% das perdas totais e em consequência as perdas por ventilação estarem em torno de 10% das perdas totais, a equação (3.17) será utilizada esperando-se uma variação baixa na temperatura final do MITRGE comparando-a ao resultado experimental. Como o aumento da temperatura final é apenas um indicativo para o aumento do rendimento do MITRGE, tal erro nos cálculos é justificado.

Por fim, a temperatura média do MITRGE é dada em (3.18) a partir da soma entre (3.16) e (3.17) e da temperatura ambiente considerada (T_{amb}).

$$T_f = T_{amb} + \Delta T_{frame} + \Delta T_{CO}. \quad (3.18)$$

Sobre a corrente de partida, este é um índice de desempenho do MITRGE e que possui seus limites definidos nas normas (NBR 17094-1, 2018). O cálculo desta corrente é realizado na análise por elementos finitos na condição de escorregamento unitário na análise com rotor bloqueado e os resultados simulados serão apresentados a seguir.

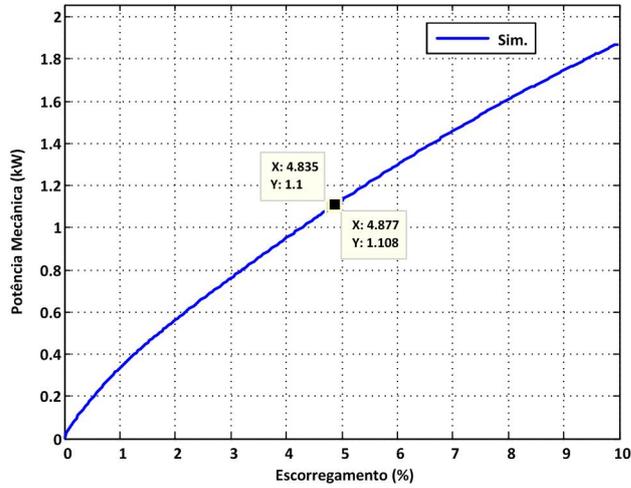
3.6 Simulações por MEF para Cálculo de Rendimento, Temperatura Média do Enrolamento e Corrente de Partida

O MITRGE a ser utilizado como objeto desta pesquisa, é um tipo IR2/IE2, 1,5 cv, 60 Hz, 380 V, 1 par de pólos e conexão Y. O estator possui 24 ranhuras, enrolamento com 212 espiras e número de ranhuras/pólo/fase (q) igual a 4. Seu enrolamento é composto de 2 fios em paralelo de alumínio com diâmetro de 0,63 mm cada ($2 \times \varnothing 0,63$ mm), tipo AWG. O enrolamento é do tipo concêntrico, conforme apresentado na Figura 1(A).

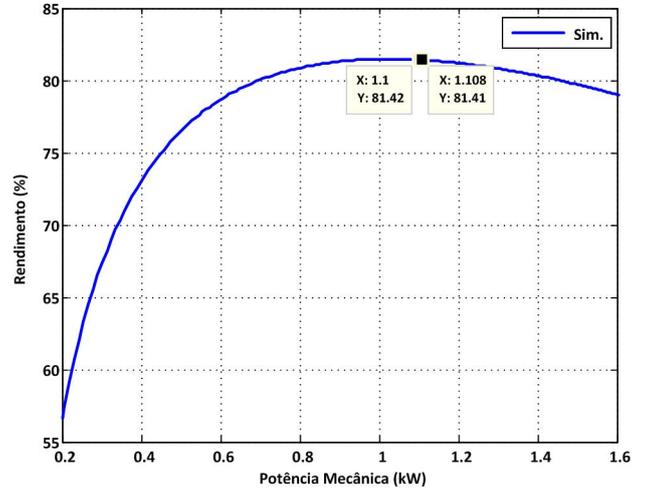
As simulações deste MITRGE apresentam resultados em forma de curvas, a partir de *script* feito no *software Matrix Laboratory* (MATLAB)[®] a partir das simulações obtidas no COMSOL[®] *Multiphysics*. Inicialmente na Figura 10 pode ser visto em (A) e (B) a curva entre potência mecânica e escorregamento e a curva rendimento por potência mecânica. A partir da potência nominal do MITRGE são obtidos o escorregamento e o rendimento. Observa-se que as outras curvas fornecem todos os dados necessários em função do escorregamento. O ponto inicial é a potência mecânica que está em torno de 1104 W indicando o valor de escorregamento nominal e o rendimento para o carregamento nominal. Para o MITRGE simulado e apresentado na Figura 10 foi feita a média entre os dois valores indicados para aproximar do valor da potência nominal (1104 W = 1,5 cv).

As outras curvas são os perfis de perdas no estator (C) e perdas no rotor (D), corrente do estator (E) e torque mecânico (F), todos em função do escorregamento. Há ainda os gráficos de fator de potência x escorregamento, e temperatura média do MITRGE por escorregamento que não foram apresentados. Cada simulação fornece tal quantidade de dados, entretanto nas próximas seções serão apresentados os valores de maior destaque a este trabalho que são o rendimento, perdas estáticas e rotóricas, corrente do estator e velocidade.

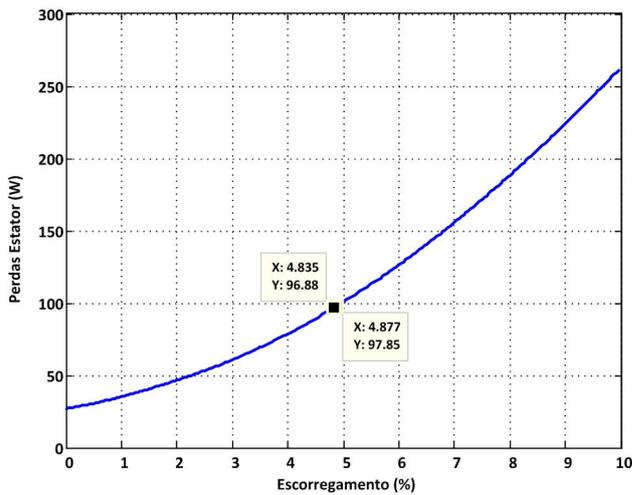
Figura 10 – Forma de apresentação dos resultados da simulação do MITRGE de referência: (A) potência mecânica por escorregamento; (B) rendimento por potência mecânica; (C) perdas no estator por escorregamento; (D) perdas no rotor por escorregamento; (E) corrente do estator por escorregamento e (F) torque mecânico por escorregamento



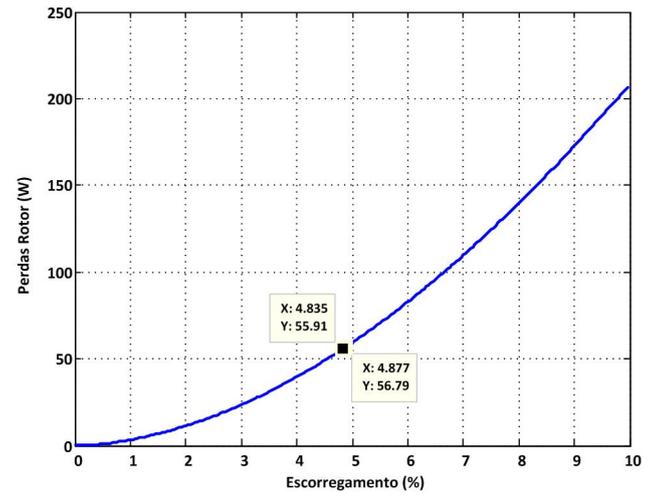
(A)



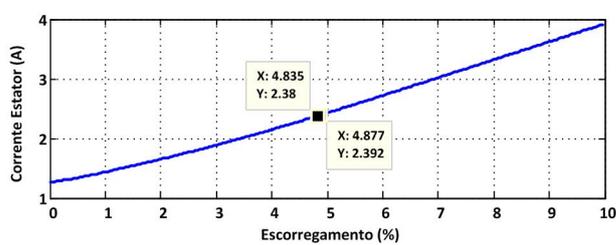
(B)



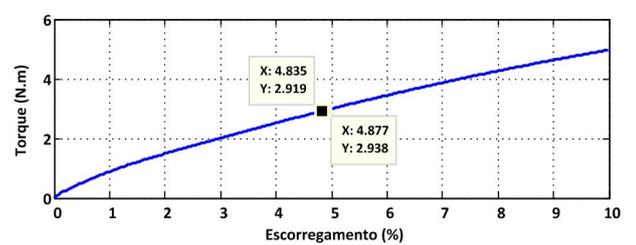
(C)



(D)



(E)



(F)

Fonte: o autor.

3.6.1 Resultados das Simulações com Predição de P_r por DHT

Conforme apresentado no capítulo 2, são realizadas as simulação variando-se o encurtamento do enrolamento assim como seu fator de preenchimento. São apresentados os resultados dos motores simulados com os enrolamentos apresentados nas Tabelas 4 e 5. Observando-se os valores na Tabela 4 verifica-se as 3 principais variáveis a serem comparadas: velocidade nominal, corrente nominal e o rendimento nominal. A seguir, a Tabela 7 apresenta os valores calculados e simulados pelo MEF.

Tabela 7 – Comparativo entre resultados pelo cálculo analítico e pelo MEF onde P_r são estimadas com base no DHT

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	n (RPM)	I_1 (A)	η (%)	n (RPM) MEF	I_1 (A) MEF	η (%) MEF
0,63 (Al)	1,000	3429	2,42	81,9	3424	2,39	81,4
0,50 (Cu)	0,750	3512	2,66	84,3	3463	2,61	83,1
0,55 (Cu)	0,833	3472	2,67	84,3	3449	2,61	83,7
	0,750	3512	2,69	85,3	3467	2,63	84,1
0,63 (Cu)	1,000	3429	2,46	84,9	3442	2,39	85,0
	0,917	3443	2,60	84,9	3442	2,48	84,9
	0,833	3472	2,70	85,4	3456	2,58	84,9
	0,750	3512	2,72	86,4	3474	2,65	85,3

Fonte: o autor.

A seguir são apresentados os erros percentuais na corrente e na velocidade e o erro em pontos percentuais no rendimento. A Tabela 8 mostra tais erros a partir dos resultados apresentados na Tabela 7.

Tabela 8 – Erro entre cálculo analítico e MEF onde as P_r , velocidade, rendimento e corrente nominal são estimadas com base no DHT

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	Δn (%)	ΔI_1 (%)	$\Delta \eta$ (p.p.)
0,63 (Al)	1,000	0,15	1,24	0,5
0,50 (Cu)	0,750	1,40	1,88	1,2
0,55 (Cu)	0,833	0,66	2,25	0,6
	0,750	1,28	2,23	1,2
0,63 (Cu)	1,000	-0,38	2,85	-0,1
	0,917	0,03	4,62	-
	0,833	0,46	4,44	0,5
	0,750	1,08	2,57	1,1

Fonte: o autor.

Importante destacar que os enrolamentos com $\frac{y}{\tau} = 0,75$ tiveram um desvio em pontos percentuais entre 1.1 p.p. a 1.2 p.p., que é justificado pela diferença em P_r prevista no cálculo analítico e no MEF. Enquanto que pelos cálculos analíticos, o valor de P_r é menor que 30 W independente do caso, no MEF todos os valores calculados de perdas rotóricas são acima de 40 W mostrando que a variação acima de 1% na predição da velocidade nominal pelo MEF gera diferenças significativas nas perdas rotóricas que impactam diretamente no rendimento. Portanto, conclui-se que o uso de *DHT* na predição das perdas rotóricas não deve ser utilizada em MITRGE com enrolamentos de encurtamento $\frac{y}{\tau} = 0,75$ sem levar em conta a saturação.

3.6.2 Resultados das Simulações com Predição de P_r por *DHT**

Avaliando os resultados simulados pelo MEF e comparando-os com os resultados obtidos pelo cálculo analítico apresentado no capítulo 2 onde *DHT** prediz os valores de P_r , a Tabela 9 compara tais resultados.

Tabela 9 – Comparativo entre resultados pelo cálculo analítico e pelo MEF onde P_r são estimadas com base no *DHT**

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	n (RPM)	I_1 (A)	η (%)	n (RPM) MEF	I_1 (A) MEF	η (%) MEF
0,63 (Al)	1,000	3429	2,42	81,9	3424	2,39	81,4
0,50 (Cu)	0,750	3452	2,66	83,1	3460	2,61	83,0
0,55 (Cu)	0,833	3459	2,67	84,0	3449	2,56	83,7
	0,750	3452	2,69	84,1	3463	2,63	84,1
0,63 (Cu)	1,000	3429	2,46	84,9	3442	2,39	84,9
	0,917	3446	2,60	85,0	3442	2,48	84,9
	0,833	3459	2,70	85,1	3452	2,59	84,9
	0,750	3452	2,72	85,1	3470	2,66	85,3

Fonte: o autor.

Na sequência são apresentados os erros percentuais na corrente e na velocidade e o erro em pontos percentuais no rendimento. A Tabela 10 apresenta estes erros a partir dos resultados apresentados na Tabela 9.

As questões destacadas na Tabela 8 não se mantêm quando a Tabela 10 é observada. Os erros não são amplificados quando o enrolamento tem encurtamento $\frac{y}{\tau} = 0,75$. Observando ainda a Tabela 10 conclui-se que para enrolamentos com encurtamentos $\frac{y}{\tau} > 0,8$ a predição por *DHT* ou *DHT** não influencia muito no resultado, pois o desvio entre o cálculo analítico e o MEF é de no máximo de 0,6 p.p. que equivale a 4,37% de erro na predição das perdas do MITRGE. Entretanto, para o encurtamento $\frac{y}{\tau} = 0,75$ há ainda uma indefinição sobre a melhor

Tabela 10 – Erro entre cálculo analítico e MEF onde as P_r , velocidade, rendimento e corrente nominal são estimadas com base no DHT^*

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	Δn (%)	ΔI_1 (%)	$\Delta \eta$ (p.p.)
0,63 (Al)	1,000	0,15	1,24	0,5
0,50 (Cu)	0,750	-0,23	1,88	0,1
0,55 (Cu)	0,833	0,29	4,12	0,3
	0,750	-0,32	2,23	–
0,63 (Cu)	1,000	-0,38	2,85	–
	0,917	0,12	4,62	0,1
	0,833	0,20	4,07	0,2
	0,750	-0,52	2,21	-0,2

Fonte: o autor.

predição. Enquanto que com DHT o rendimento continua crescente com a redução do passo da bobina, com o DHT^* isso não ocorre mais. Esta indefinição mostra que a medição do rendimento deve concluir qual o melhor parâmetro a ser utilizado na predição de P_r . A concordância entre o cálculo analítico e a simulação por MEF ocorre quando a predição das perdas rotóricas é realizada por DHT^* .

3.6.3 Resultados da Temperatura Final do Enrolamento e da Corrente de Partida

Para uma temperatura ambiente de 25°C a partir dos resultados obtidos no capítulo 2 é possível prever a temperatura final do enrolamento, conforme apresentado na seção 3.5. Para melhoria dos resultados pelo MEF um valor de resistividade para as barras do rotor deve ser declarado antes do início de cada conjunto de simulações, e esta resistividade é obtida a partir da temperatura final do enrolamento calculada analiticamente. Ao final das simulações por MEF o resultado obtido é a própria temperatura final do enrolamento, desta vez levando-se em conta os novos valores das perdas no estator e no rotor. A Tabela 11 apresenta e compara os resultados entre as temperatura calculadas pelo método analítico e a proximidade com o valor oriundo das simulações com MEF. O erro é uma diferença absoluta entre as temperaturas apresentadas.

Os erros de aproximação não ultrapassaram $2,6^\circ \text{C}$, o que mostra uma relação aceitável entre os valores simulados e os resultados calculados analiticamente. A seguir, a Tabela 12 apresenta os resultados calculados para a corrente de partida (I_p) pelo MEF.

A corrente de partida (I_p) é prevista pelo MEF. Mediante os dados de placa do MITRGE e observando as normas que regulam estes limites calcula-se a corrente de partida

Tabela 11 – Comparativo entre temperatura final calculada analiticamente e pelo MEF

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	T_f ($^{\circ}\text{C}$)	T_f ($^{\circ}\text{C}$) - MEF	ΔT_f ($^{\circ}\text{C}$)	T_f^* ($^{\circ}\text{C}$)	T_f^* ($^{\circ}\text{C}$) - MEF	ΔT_f^* ($^{\circ}\text{C}$)
0,63 (Al)	1,000	91,1	88,9	2,2	91,1	88,9	2,2
0,50 (Cu)	0,750	81,1	83,7	-2,6	85,8	84	1,8
0,55 (Cu)	0,833	80,2	79,9	0,3	81,3	79,8	1,5
	0,750	75,7	77,9	-2,2	80,4	78,2	2,2
0,63 (Cu)	1,000	75,5	73,2	2,3	75,5	73,2	2,3
	0,917	75,8	73,8	2,0	75,5	73,9	1,6
	0,833	74,1	73,6	0,5	75,1	73,7	1,4
	0,750	70,2	72,1	-1,9	74,8	72,4	2,4

Nota: * - valores calculados com predição das perdas rotóricas utilizando a distorção harmônica total sem as harmônicas múltiplas de 3.

Fonte: o autor.

Tabela 12 – I_p calculada utilizando o MEF

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	I_p (A)
0,63 (Al)	1,000	18,1
0,50 (Cu)	0,750	22,8
0,55 (Cu)	0,833	22,3
	0,750	24,6
0,63 (Cu)	1,000	21,6
	0,917	22,6
	0,833	24,0
	0,750	26,5

Fonte: o autor.

máxima que este MITRGE deve alcançar, isto é, 25 A (NBR 17094-1, 2018). Pode ser observado que todos os enrolamentos do estator simulados tem corrente de partida em conformidade com o valor máximo permitido, exceto o enrolamento com fator de preenchimento máximo e $\frac{y}{\tau} = 0,75$, mostrando que a maioria dos MITRGE simulados após a rebobinagem passaram de IR2 para IR3 aumentando sua corrente de partida mas mantendo-se em conformidade com correntes abaixo do valor máximo de 25 A.

3.7 Considerações Finais

O capítulo apresentou uma análise por elementos finitos que combina resultados de duas simulações por elementos finitos, magnetostática e magnetodinâmica, em um circuito equivalente do MITRGE que se adequa aos parâmetros calculados na análise numérica.

A partir da simulação dos ensaios a vazio e com rotor bloqueado foram obtidos valores próximos aos valores calculados. Entretanto para MITRGE com encurtamentos $\frac{y}{\tau} <$

0,8, a predição utilizando a DHT^* reduz o erro entre o rendimento calculado analiticamente e o valor obtido através da simulação por MEF. Deve ser ressaltado que a saturação não é levada em conta nesta análise, e outras conclusões acerca deste método analítico podem ser observadas nos ensaios experimentais a serem apresentados no próximo capítulo. Já para os outros enrolamentos ($\frac{y}{\tau} > 0,8$) a predição independe da utilização de DHT ou DHT^* devido aos erros de aproximação abaixo de 0,6 p.p.

Em relação as temperaturas finais que são calculadas diretamente a partir do somatório das perdas individuais diferem no máximo de $2,6^\circ \text{C}$ o que mostra uma predição com erro relativo máximo abaixo de 3,3 %. Verifica-se que as temperaturas reduzem gradativamente com os aumentos nos rendimentos, confirmando a tendência apresentada neste capítulo.

A corrente de partida também foi calculada com a utilização do MEF e apenas o MITRGE com fator e preenchimento máximo e $\frac{y}{\tau} = 0,75$ não estão em conformidade com o valor máximo permitido ainda durante as simulações. No próximo capítulo são apresentadas as medições experimentais de rendimento e corrente de partida. Serão apresentadas a bancada de medições e as conclusões sobre a técnica proposta.

4 ENSAIOS EXPERIMENTAIS E RESULTADOS

Neste capítulo são apresentadas todas as informações sobre os ensaios experimentais realizados para medição do rendimento e da corrente de partida. A seleção dos MITRGE a terem suas medições realizadas é também apresentada.

4.1 Seleção dos MITRGE para Medição do Rendimento

Uma seleção preliminar já foi realizada quando nos capítulos 2 e 3 são apresentados apenas os resultados que ultrapassam o limite para a classe IR3, que para o MITRGE em teste é 84,0%. Entretanto, apesar da não existência e classificação do limite para o IR4 no Brasil e nos EUA, a Europa já começa a desenvolver este conceito para o IE4 (IEC 60034-30-1, 2014).

Observando a evolução no Brasil o índice de rendimento mínimo IR2 para o motor em estudo é 82,5%. A equação (4.1) mostra como é calculado o novo índice mínimo de rendimento em função da previsão de redução nas perdas.

$$\eta_{novo} = \frac{1}{(1 - r_{novo}) \cdot \left(\frac{1 - \eta_{ant}}{\eta_{ant}} \right) + 1}, \quad (4.1)$$

onde r_{novo} é um valor entre 0 e 1,0 que reflete a redução nas perdas no MITRGE no novo MEPS. Os valores de η_{novo} e η_{ant} são os MEPS para a nova classe e da antiga classe, respectivamente. Observa-se que a redução prevista nas perdas do MITRGE, da classe IR2 para a IR3, são de 10,2%. Mantendo o mesmo r_{novo} , utilizado na mudança de IR2 para IR3, é proposto neste trabalho um limite para o IR4, que será 85,4% e este será o valor mínimo hipotético do IR4 utilizado neste trabalho para fins de comparação entre os rendimentos medidos.

Conforme observa-se nas Tabelas 7 e 9 os maiores rendimentos são dos MITRGE com $2 \times \varnothing 0,63$ mm (que é o maior fator de preenchimento possível, $K_{fill} = 40,2\%$) independentemente do encurtamento utilizado. Conforme visto nas Tabelas 6, 8 e 10, os enrolamentos com $\frac{y}{\tau} = 0,75$ não são bem modelados pela estratégia de rebobinagem proposta, pois há variação nas perdas rotóricas conforme apresentado no capítulo anterior. Assim, segue a lista com os MITRGE selecionados a partir das Tabelas 9 e 10:

- Enrolamento concêntrico, camada simples, passo de bobina pleno: $\frac{y}{\tau} = 1$, possui 212 espiras por fase com $2 \times \varnothing 0,63$ mm ($K_{fill} = 40,2\%$). Motivo: enrolamento semelhante ao original, com mesmo preenchimento de ranhura, mas com fios de

cobre e com valor de rendimento estimado muito próximo ao suposto índice IE4. Enrolamentos concêntricos são de mais fácil execução que o os imbricados;

- Enrolamento imbricado, camada dupla, com passo de bobina encurtado: $\frac{y}{\tau} = 0,833 (5/6)$, possui 216 espiras por fase (*Cu*) com $2 \times \varnothing 0,63 \text{ mm}$ ($K_{fill} = 40,2\%$). Motivo: maior rendimento computado na análise teórica;
- Enrolamento imbricado, camada dupla, com passo de bobina encurtado: $\frac{y}{\tau} = 0,833 (5/6)$, possui 216 espiras por fase (*Cu*) com $2 \times \varnothing 0,55 \text{ mm}$ ($K_{fill} = 30,6\%$). Motivo: muito próximo do índice IR3 com um preenchimento de ranhura intermediário (não completo), e com enrolamento encurtado assim como o caso anterior;
- Enrolamento imbricado, camada dupla, com passo de bobina encurtado: $\frac{y}{\tau} = 0,75 (3/4)$, possui 216 espiras por fase (*Cu*) com $2 \times \varnothing 0,55 \text{ mm}$ ($K_{fill} = 30,6\%$). Motivo: alcança o índice IR3 e é necessária confirmação. Caso o rendimento seja confirmado experimentalmente, executa-se a rebobinagem e a medição do rendimento para o caso com fator de preenchimento máximo;
- o MITRGE com enrolamento original. Motivo: para verificação do aumento de rendimento nos itens anteriores.

4.2 Testes Experimentais e Considerações Técnicas

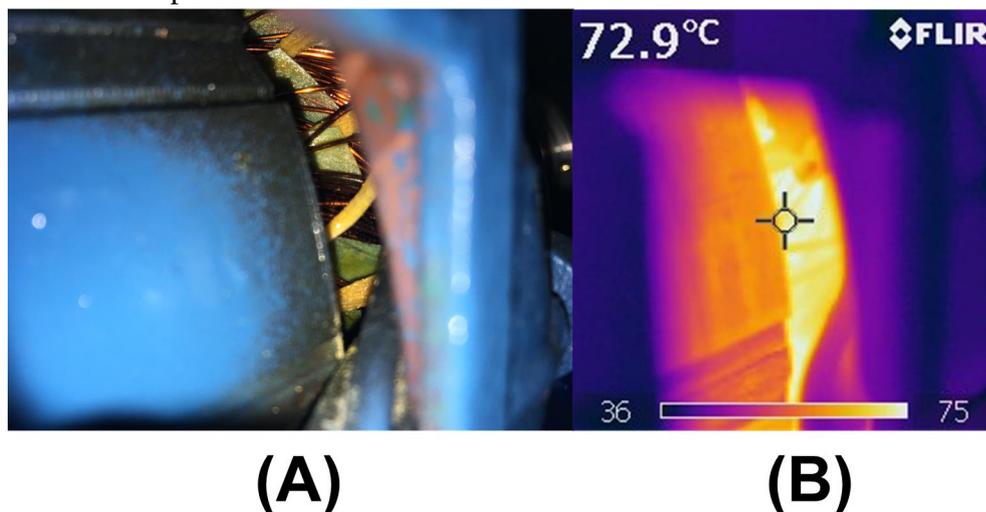
Todos os testes de carga realizados em cada MITRGE são realizados a partir da medição indireta da resistência do estator e, como consequência, o cálculo da temperatura média no enrolamento para cada nível de carga, conforme métodos de medição de rendimento A e B vistos em IEEE (2018). Os testes foram feitos para carregamentos de 25%, 50%, 75%, 100%, 115% e 130%. A seguinte sequência de ensaios e medições foram realizados:

- Medir a resistência do estator na temperatura ambiente (IEEE, 2018). Neste trabalho a temperatura ambiente é 25 °C;
- Realizar o ensaio a vazio, conforme IEEE (2018). Para todos os ensaios é utilizada uma fonte de alimentação controlada, modelo 3000 iL, 3 kVA, corrente máxima de 3,3 A/fase, fabricada pela *California Instruments*[®];
- Medição da resistência do estator após a estabilidade térmica do ensaio a vazio, em um tempo menor que 30 segundos após o desligamento (IEEE, 2018). Antes é necessário confirmar a estabilidade térmica. Para este trabalho foi utilizada um

termovisor, modelo SD InfraCAM da FLIR Systems®. Figura 11 mostra o local da medição na testa da bobina;

- Realizar os ensaios em carga após alcançar a estabilidade térmica. A resistência do estator deve ser medida dentro de 30 segundos após o desligamento do motor (IEEE, 2018). Logo após, a temperatura na "testa" ou "cabeça" da bobina é medida, como apresentado na Figura 11. Na sequência o rendimento pode ser medido pelo método A (IEEE, 2018). Este estágio deve ser repetido para todos os carregamentos listados anteriormente;
- Após a medição da resistência do estator sob vários carregamentos, a temperatura média do enrolamento do estator é calculada e o rendimento medido novamente, mas utilizando desta vez o método B, conforme IEEE (2018).

Figura 11 – Local de medição: (A) testa da bobina e (B) medição realizada pelo termovisor



Fonte: o autor.

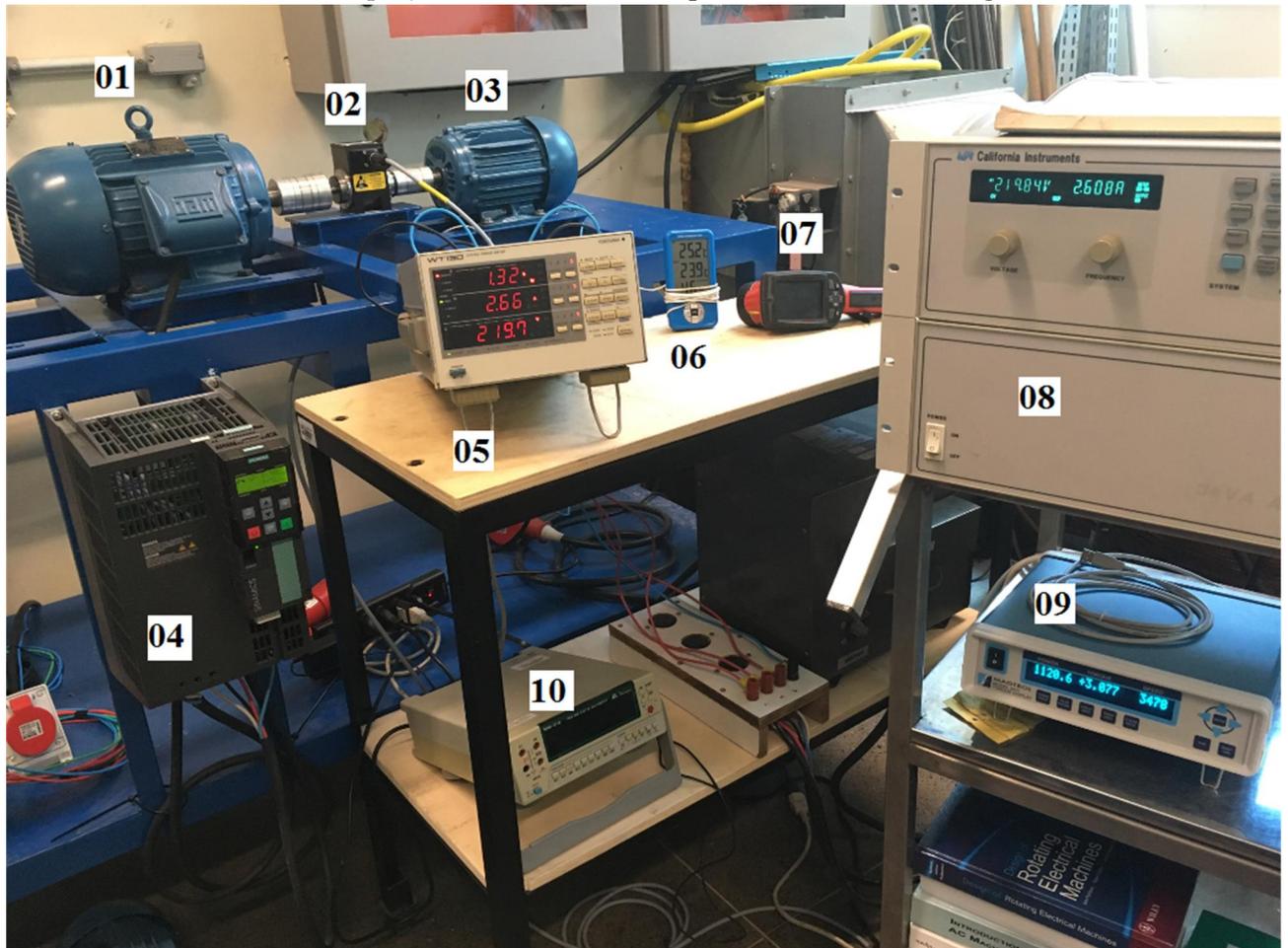
Os rendimentos são medidos, deste modo, por dois métodos normatizados e que possibilita a influência do método de medição (A - medição direta, B - medição indireta) de rendimento na análise econômica, afinal, o método de medição B apesar de um método indireto de medição, apresenta valores com menores erros de aproximação em comparação ao método direto de medição A (AGAMLOH, 2011).

4.3 Bancada para Medição do Rendimento pelos Métodos A e B IEEE 112/2017

A bancada é composta por um MITRGE em teste e um inversor especial que opera em quatro quadrantes 4Q. O inversor é conectado a um outro MITRGE 5 cv, 380 V, com 1 par de

pólos e o conjunto trabalha como gerador, emulando carga no eixo solidário ao MITRGE sob teste, conforme ilustrado na Figura 12, baseada na bancada descrita por Quintino *et al.* (2011).

Figura 12 – Bancada para medição do rendimento pelos métodos A e B. (01) MITRGE que simula carga; (02) transdutor de torque; (03) MITRGE sob teste; (04) inversor 4Q; (05) wattímetro digital; (06) Termohigrômetro digital; (07) termovisor; (08) fonte de alimentação controlada; (09) *display* do transdutor de torque; (10) Ohmímetro digital



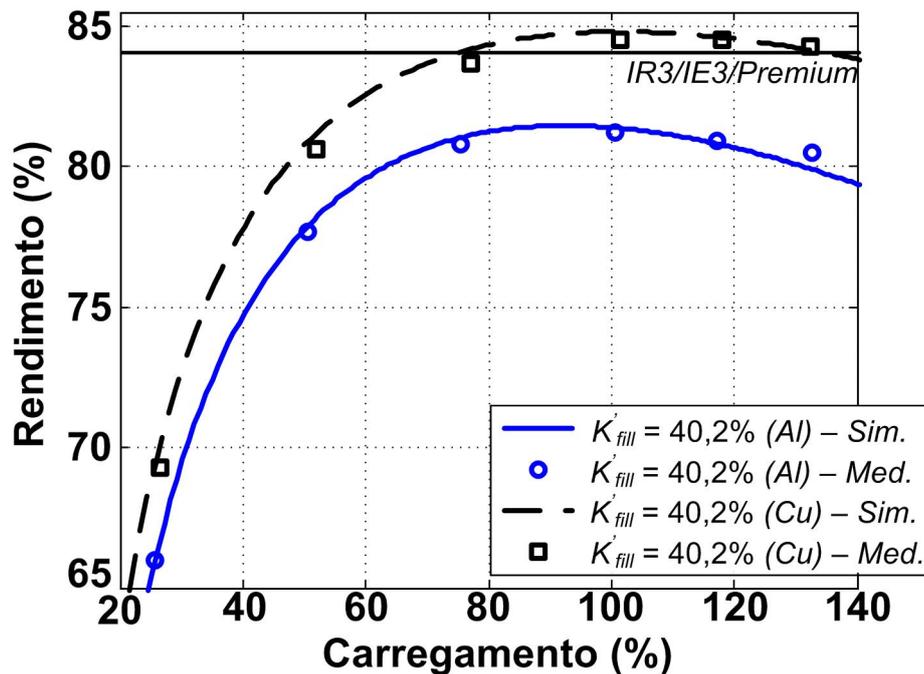
Fonte: o autor.

Os motores são acoplados no transdutor de torque que possui eixo passante e mede torque, velocidade e potência no eixo. O inversor é modelo PM250 (7,5 kW/380 V) feito pela Siemens[®], que conecta os terminais do MITRGE 5 cv à rede elétrica. O transdutor de torque é fabricado pela Magtrol[®] e possui 10 N.m como valor nominal. O *display* modelo 3411 mostra os dados medidos e utiliza o *software* TORQUE 7[®] para aquisição via computador pessoal, via USB. Tal programa é disponibilizado pelo fabricante.

4.4 Resultados Medidos no MITRGE com Enrolamento Concêntrico

Inicialmente são apresentadas as curvas de rendimento por carregamento dos MITRGE por simulação e comparadas a curva com as medições do rendimento. A Figura 13 apresenta tais curvas.

Figura 13 – Curvas de rendimento pelo carregamento do MITRGE equipado com enrolamento concêntrico e do MITRGE com enrolamento original



Fonte: o autor.

Vê-se que a simples mudança de material fio já ultrapassa o limite do IR3 reclassificando o projeto de MITRGE IR2. Pode-se observar que o incremento ocorre em toda a curva do rendimento pelo carregamento. A Tabela 13 apresenta os resultados de algumas perdas individuais, a temperatura média do enrolamento e inclui-se a corrente de partida. São apresentadas as seguintes variáveis: rendimento, temperatura média do enrolamento, perdas no ferro, perdas no estator e perdas no rotor, além das perdas totais (P_{loss}) e a corrente de partida. Nas perdas individuais os maiores erros estão na predição das perdas do estator e perdas do rotor, entretanto o impacto no valor de P_{loss} é reduzido gerando um erro de 0,5 p.p. entre o rendimento simulado e a medição.

A seguir são apresentadas as perdas individuais medidas pelo método B (IEEE, 2018). Na Tabela 14 são apresentadas a redução percentual entre os valores medidos dos dois MITRGE

Tabela 13 – Comparativo entre as medições pelo método B e a simulação para MITRGE com enrolamentos concêntricos

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	Variáveis	Simulação	Medição	Erro
0,63 (Al) Referência	1	η (%)	81,4	81,2	0,2 p.p.
		T_f (°C)	88,9	93,0	-6,4%
		P_{fe} (W)	46,4	46,4	-
		P_s (W)	97,4	100,8	-3,5%
		P_r (W)	56,4	55,5	1,6%
		P_{loss} (W)	242,5	246,8	-1,77%
		I_p (A)	18,1	19,5	-7,73%
		n (RPM)	3424	3429	-0,15%
0,63 (Cu)	1	η (%)	85	84,5	0,5 p.p.
		T_f (°C)	73,2	72	1,64%
		P_{fe} (W)	38,1	42,1	-10,5%
		P_s (W)	56,5	66,8	-18,2%
		P_r (W)	50,6	44,7	11,7%
		P_{loss}	187,5	197,5	-5,3%
		I_p (A)	21,6	22,9	-6,0%
		n (RPM)	3442	3462	-0,58%

Nota: p.p. é a abreviatura para pontos percentuais.

Fonte: o autor.

desta seção. Observa-se que a redução ocorre em todas as perdas individuais exceto nas perdas por atrito e ventilação. Entretanto, devido ao baixo erro percentual e a consideração de que no processo de rebobinagem não houve mudança dos rolamentos e selos originais, estas perdas pode ser considerada constante neste processo. A velocidade do rotor aumenta no MITRGE com menor perdas rotóricas e a temperatura média do enrolamento é reduzida no MITRGE de maior rendimento.

Tabela 14 – Comparativo entre as perdas individuais e velocidade experimentais nos MITRGE com enrolamentos concêntricos

Perdas	$2 \times \varnothing 0,63$ (mm) (Al)	$2 \times \varnothing 0,63$ (mm) (Cu)	Redução
P_{sup} (W)	1,8	1,2	33,3%
P_{fe} (W)	46,4	42,1	9,3%
P_s (W)	100,8	66,8	33,7%
P_r (W)	55,5	44,7	19,5%
n (RPM)	3429	3462	-0,96%
P_{FW} (W)	42,3	42,7	-0,9%
P_{loss} (W)	246,8	197,5	20,0%

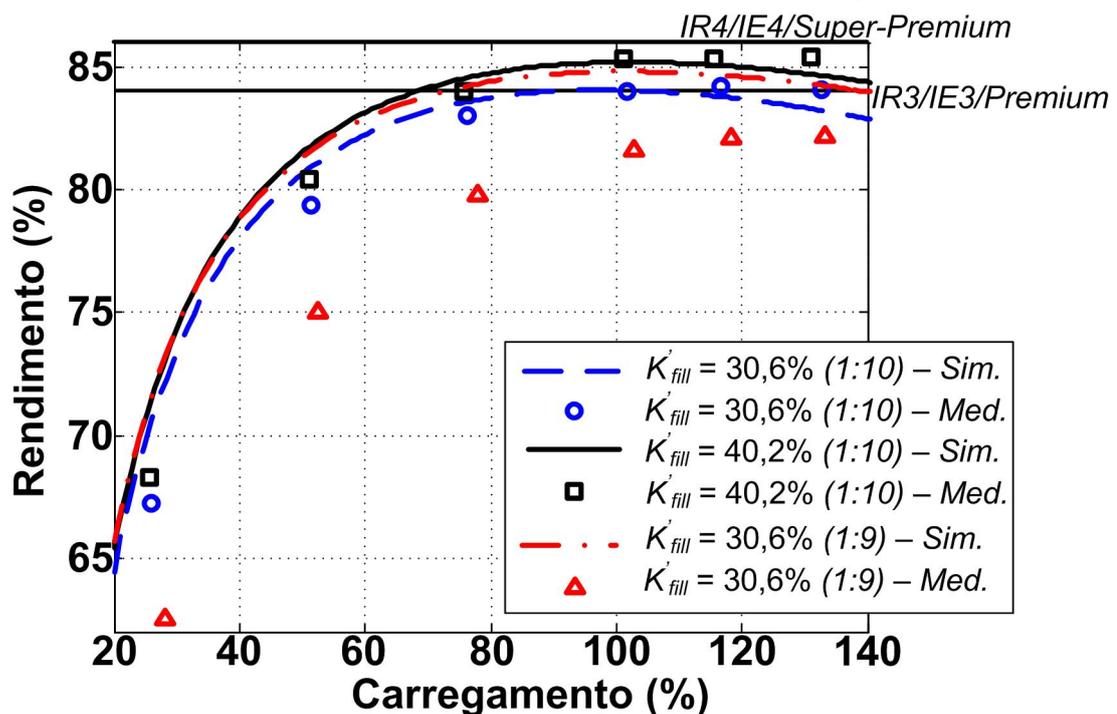
Fonte: o autor.

4.5 Resultados Medidos nos MITRGE com Enrolamento Encurtado

Nesta seção é apresentada a comparação entre os MITRGE equipados com enrolamentos encurtados e o enrolamento original. O enrolamento com $\frac{y}{\tau} = 0,833$ (5/6) possui boas características harmônicas como os menores K_{W5} , K_{W7} e σ_0 (veja Tabela 1) além da maior relação $\frac{R_s}{\omega L_{ls}}$ entre os encurtamentos propostos (veja Tabela 3). Entretanto, $\frac{y}{\tau} = 0,75$ (3/4) não mantém o crescimento de $\frac{R_s}{\omega L_{ls}}$ e a redução em K_{W5} , K_{W7} e σ_0 observada entre $\frac{y}{\tau} = 1$, $\frac{y}{\tau} = 0,917$ (11/12) e $\frac{y}{\tau} = 0,833$ (5/6) (Tabelas 3 a 6). Isto mostra que $\frac{y}{\tau} = 0,833$ (5/6) pode apresentar melhores rendimentos que $\frac{y}{\tau} = 0,75$ (3/4) pois o aumento em K_{W5} , K_{W7} , σ_0 e na dispersão do estator podem levar a um pior desempenho do MITRGE devido a saturação.

A partir do índice apresentado são realizados os ensaios nos MITRGE com $\frac{y}{\tau} = 0,833$ (5/6) e preenchimentos $2 \times \varnothing 0,63$ mm ($K_{fill} = 40,2\%$) e $2 \times \varnothing 0,55$ mm ($K_{fill} = 30,6\%$), e com $\frac{y}{\tau} = 0,75$ (3/4) e preenchimento $2 \times \varnothing 0,55$ mm ($K_{fill} = 30,6\%$), pois, caso o resultado desta última simulação fosse experimentalmente comprovado, seria realizado o ensaio com o MITRGE com $\frac{y}{\tau} = 0,75$ (3/4) e e preenchimentos $2 \times \varnothing 0,63$ mm ($K_{fill} = 40,2\%$). A Figura 14 apresenta as curvas simuladas e experimentais de rendimento por carregamento dos MITRGE com os índices IR3 e IR4 expostos.

Figura 14 – Curvas de rendimento pelo carregamento do MITRGE equipado com enrolamentos encurtados e do MITRGE com enrolamento original



Fonte: o autor.

Os resultados da Figura 14 mostram uma boa aproximação das curvas experimentais e simuladas para os MITRGE com encurtamento $\frac{y}{\tau} = 0,833$ (5/6). Entretanto, o MITRGE com encurtamento $\frac{y}{\tau} = 0,75$ (3/4) não mostra nenhuma concordância entre a curva experimental e simulada estando este MITRGE longe até do índice IR3. A Tabela 15 apresenta os resultados de algumas perdas individuais comparando os valores simulados com os valores experimentais.

Tabela 15 – Comparativo entre as medições pelo método B e a simulação para MITRGE com enrolamentos encurtados

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	Variáveis	Simulação	Medição	Erro
0,55 (Cu)	0,833	η (%)	83,7	84,0	-0,3 p.p.
		T_f (°C)	79,8	72,0	9,77%
		P_{fe} (W)	39,4	46,8	-18,8%
		P_s (W)	76,6	78,2	-2,09%
		P_r (W)	48,5	40,5	16,5%
		P_{loss} (W)	206,8	205,1	0,82%
		I_p (A)	22,3	23,9	-7,17%
		n (RPM)	3448,4	3474	-0,74%
0,63 (Cu)	0,833	η (%)	84,9	85,3	-0,4 p.p.
		T_f (°C)	73,7	69,0	6,38%
		P_{fe} (W)	39,4	45,7	-16,0%
		P_s (W)	60,2	63,2	-4,98%
		P_r (W)	46,6	37,6	19,3%
		P_{loss}	188,5	185,8	1,43%
		I_p (A)	22,6	24,1	-6,64%
		n (RPM)	3454,5	3483	-0,83%
0,55 (Cu)	0,75	η (%)	84,1	81,6	2,8 p.p.
		T_f (°C)	78,2	88	-12,5%
		P_{fe} (W)	37,4	59,8	-59,9%
		P_s (W)	72,8	105,1	-44,4%
		P_r (W)	43,1	36,6	15,1%
		P_{loss}	195,6	246	-25,8%
		I_p (A)	26,5	26,2	1,13%
		n (RPM)	3464,9	3489,2	-0,7%

Nota: p.p. é a abreviatura para pontos percentuais.

Fonte: o autor.

Observa-se na Tabela 15 que o MITRGE com $\frac{y}{\tau} = 0,75$ (3/4) está saturado, verificando-se pelo aumento considerável nas P_{fe} e P_s . Conclui-se que a estratégia de rebobinagem por não considerar a saturação não deve ser utilizada em MITRGE saturados principalmente devido o aumento na corrente a vazio.

Conclui-se com estes resultados que o MITRGE $\frac{y}{\tau} = 0,833$ (5/6) e máximo preenchimento de ranhura, $2 \times \varnothing 0,63$ mm ($K_{fill} = 40,2\%$) quase alcança o nível IR4 faltando apenas 1 ponto percentual (85,4%). Entretanto, levando-se em conta a tolerância nas perdas, conceito

estabelecido no mundo todo, pode-se observar que a tolerância neste caso seria de 0,75% (para o limite do IR4), onde as normas estabelecem tolerâncias máximas acima dos 10% (NBR 17094-1, 2018; IEC 60034-30-1, 2014; NEMA MG-1-12, 2014). A equação (4.2) apresenta a equação da tolerância (Γ) a partir do rendimento com tolerância (η_{tol}) e do rendimento esperado (η_{esp}).

$$\Gamma = 1 - \left(\frac{\frac{1}{\eta_{tol}} - 1}{\frac{1}{\eta_{esp}} - 1} \right). \quad (4.2)$$

A Tabela 16 apresenta as perdas individuais entre o MITRGE com o maior rendimento alcançado e o MITRGE utilizado como referência (enrolamento original), análogo ao apresentado na Tabela 14.

Tabela 16 – Reduções nas perdas individuais e velocidade para o MITRGE com enrolamento encurtado de maior rendimento

Perdas	$2 \times \varnothing 0,63$ (mm) (Al) $\frac{y}{\tau} = 1$	$2 \times \varnothing 0,63$ (mm) (Cu) $\frac{y}{\tau} = 0,833$	Redução
P_{sup} (W)	1,8	2,9	-61,1%
P_{fe} (W)	46,4	45,7	1,51%
P_s (W)	100,8	63,2	37,3%
P_r (W)	55,5	37,6	32,3%
n (RPM)	3429	3483	-1,57%
P_{FW} (W)	42,3	36,5	13,7%
P_{loss} (W)	246,8	185,8	24,7%

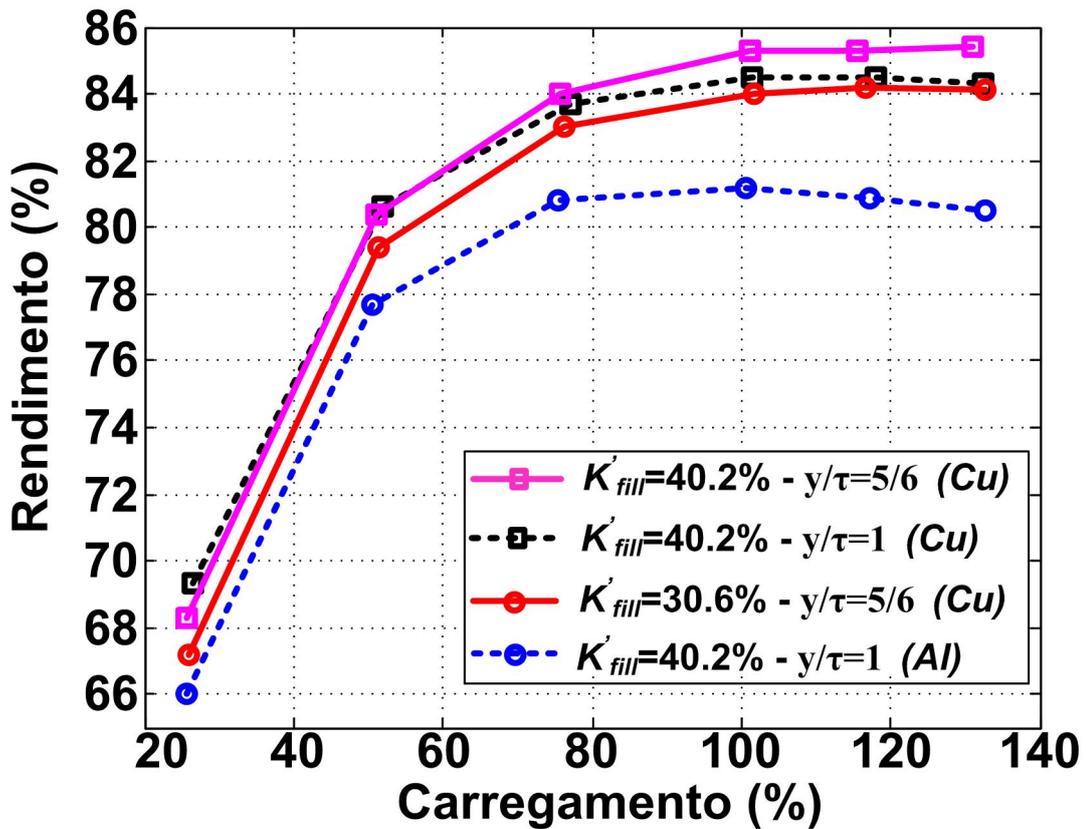
Fonte: o autor.

4.6 Discussão sobre Resultados Experimentais e Determinação da Classe de Rendimento

A seguir são apresentados os perfis do MITRGE que apresentaram resultados satisfatórios na análise, simulação e confirmação experimental da estratégia de rebobinagem proposta inicialmente, e conseqüentemente, altos rendimentos se comparado ao MITRGE com enrolamento original. Os perfis de carregamento dos MITRGE que foram testados, com exceção do MITRGE $\frac{y}{\tau} = 0,75$ (3/4) com $2 \times \varnothing 0,55$ mm ($K_{fill} = 30,6\%$), são apresentados na Figura 15.

Os enrolamentos que tiveram aumento de rendimento consistente, independente do carregamento, são comparados ao perfil do MITRGE com enrolamento original. Na Tabela 17 são apresentados os resultados de rendimento, corrente do estator e corrente a vazio medidos e comparados aos valores calculados analiticamente.

Figura 15 – Perfis de carregamento medido de 25% a 130% pelo método B dos MITRGE que reclassificam seu índice de rendimento



Fonte: o autor.

Tabela 17 – Comparação entre valores medidos e calculados para os MITRGE reclassificados como IR3 e IR4

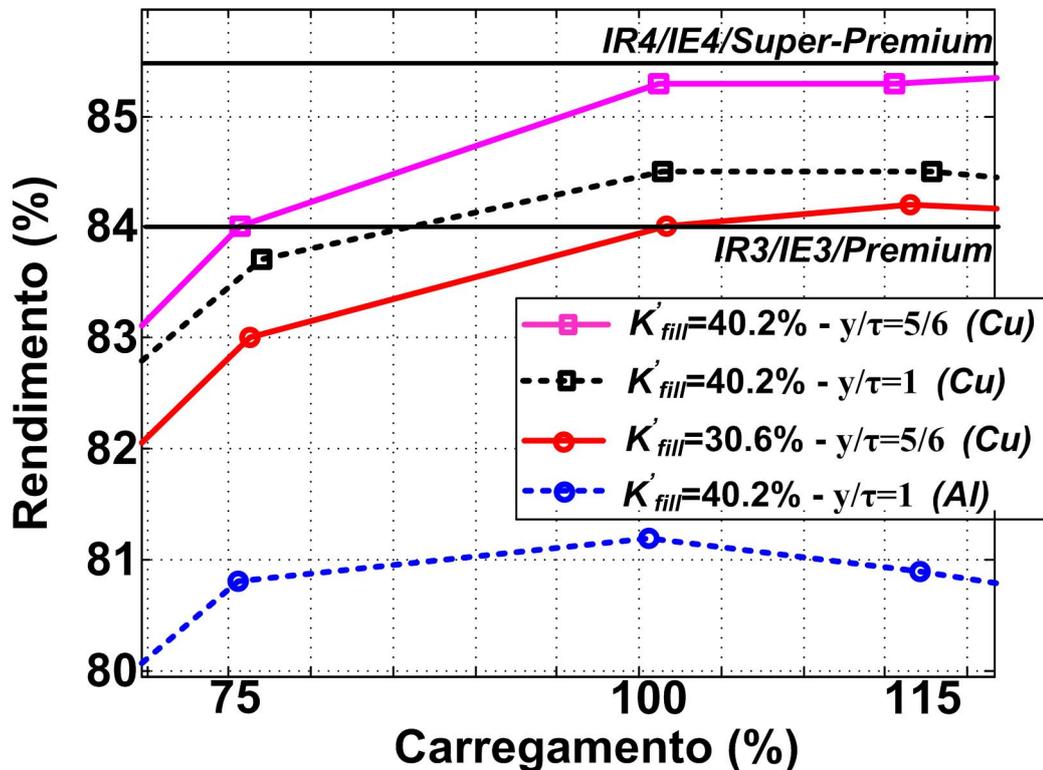
$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	η	η_B	η_A	I_1	I_{1-med}	I_0	I_{0-med}
0,63 (Al)	1,000	81,9	81,2	81,8	2,42	2,42	1,25	1,25
0,55 (Cu)	0,833	84,0	84,0	84,3	2,67	2,58	1,68	1,59
0,63 (Cu)	1,000	84,9	84,5	85,1	2,46	2,46	1,34	1,33
	0,833	85,1	85,3	85,7	2,70	2,62	1,74	1,66

Fonte: o autor.

Detalhes sobre a região próxima ao rendimento nominal são apresentadas na Figura 16. Vê-se que a tendência para o motor sobrecarregado é manter o rendimento nominal, enquanto o MITRGE com enrolamento original tem a tendência de redução. Assim, para esses MITRGE a tendência de projeto é que seja dimensionado para atender de 90% a 110% do carregamento diferentemente da atual faixa de 80% a 100% do carregamento.

Por fim, são apresentados todos os dados experimentais obtidos a partir dos métodos de medição A e B e referenciados nas Figuras 15, 16 e pela Tabela 18. É apresentada também o erro absoluto entre os métodos mostrando um maior erro para carregamentos menores (50%

Figura 16 – Perfis de carregamento medido de 75% a 115% pelo método B dos MITRGE que reclassificam seu índice de rendimento



Fonte: o autor.

e 25% de carregamento). Isso ocorre devido ao aumento do erro no transdutor de torque em valores muito baixos de torque medido, o que ocorre nos valores abaixo de 15% do valor nominal (10 N.m).

4.7 Considerações Finais

Utilizando a equação (2.26) nos rendimentos η_B e η observados na Tabela 17 a predição das perdas totais do MITRGE é realizada com erros menores que 5% que é uma aproximação aceitável para a condição nominal. Desta forma é comprovada a viabilidade técnica da estratégia de rebobinagem proposta a partir da análise do circuito equivalente, apresentando um MITRGE que alcança o nível IR4 apenas através da rebobinagem considerando ligeiro aumento no fluxo da máquina sem saturação. Este objetivo foi alcançado a partir de uma estratégia simples: variação no preenchimento da ranhura e o encurtamento do passo da bobina.

O estudo foi realizado em um MITRGE de dois pólos, 1,5 cv, mas pode ser utilizado em motores com maiores números de pólos e maior potência nominal. Os resultados apresentados mostram que um MITRGE projetado para trabalhar com um preenchimento intermediário

Tabela 18 – Dados a partir das medições pelo método B e A para os MITRGE que foram reclassificados para IR3 e IR4

$2 \times \varnothing$ (mm)	y/τ	Carregamento (%)	η_A (%)	η_B (%)	Erro (p.p.)	Erro Σ Perdas
0,55 (Cu)	0,833	130	83,8	84,1	-0,3 p.p.	2,2%
		115	84,0	84,2	-0,2 p.p.	1,48%
		100	84,3	84,0	0,3 p.p.	2,27%
		75	83,5	83,0	0,5 p.p.	3,65%
		50	79,6	79,4	0,2 p.p.	1,23%
		25	67,9	67,2	0,7 p.p.	3,25%
0,63 (Cu)	1	130	84,8	84,3	0,5 p.p.	3,9%
		115	84,9	84,5	0,4 p.p.	3,13%
		100	85,1	84,5	0,6 p.p.	4,77%
		75	84,0	83,7	0,3 p.p.	2,24%
		50	82,4	80,6	1,8 p.p.	12,7%
		25	70,7	69,3	1,4 p.p.	6,89%
0,63 (Cu)	0,833	130	85,1	85,4	-0,3 p.p.	2,36%
		115	85,7	85,3	0,4 p.p.	3,28%
		100	85,7	85,3	0,4 p.p.	3,28%
		75	84,7	84,0	0,7 p.p.	5,43%
		50	80,9	80,4	0,5 p.p.	3,26%
		25	69,5	68,3	1,2 p.p.	5,76%
0,63 (Al) Referência	1	130	80,1	80,5	-0,4 p.p.	2,5%
		115	81,2	80,9	0,3 p.p.	1,97%
		100	81,8	81,2	0,6 p.p.	4,06%
		75	81,6	80,8	0,8 p.p.	5,38%
		50	78,3	77,7	0,6 p.p.	3,56%
		25	66,8	66,0	0,8 p.p.	3,65%

Nota: p.p. é a abreviatura para pontos percentuais.

Fonte: o autor.

(abaixo do preenchimento máximo) pode sim alcançar um rendimento IR3 desde que utilizando o encurtamento de bobina adequado.

Conclui-se que a melhor predição das perdas rotóricas é obtida a partir de DHT^* para este trabalho e a possibilidade de saturação deve ser avaliada no momento da rebobinagem. Para os enrolamentos com encurtamento $\frac{y}{\tau} = 0,75$ (3/4) o limite do aumento no fluxo do motor é ultrapassado, não havendo condição construtiva para determinar este limite. A única forma de lidar com ele é trata o motor em situação de não saturação a partir da escolha de um passo de bobina encurtado não menor que 0,8.

Sobre os ensaios para obtenção dos rendimentos estes foram realizados mediante as condições descritas nos capítulos anteriores e a proposta mostra qualidade técnica comprovada pelos ensaios experimentais. Os resultados da Tabela 18 mostra que os métodos A e B da norma IEEE 112/2017 geram resultados diferentes no rendimento medido mas o baixo erro de predição das perdas totais de cada motor ensaiado é apresentado, principalmente na condição nominal. Isto também se deve aos baixos erros de medição dos equipamentos utilizados na construção da

bancada e as boas condições operacionais dos ensaios.

No próximo capítulo será medida a viabilidade econômica desta técnica (AGUIAR *et al.*, 2018) que abordará uma avaliação levando em conta o ciclo de vida dos MITRGE, especialmente na realidade econômica brasileira.

5 ANÁLISE ECONÔMICA NA TROCA POR MOTORES REBOBINADOS

A análise econômica é uma forma de medir o impacto econômico das ações previstas nos capítulos anteriores, i.e., troca de MITRGE antigos por novos e mais eficientes e comparando a algumas opções de alto rendimento. Para um programa de incentivo a eficiência energética em motores elétricos, os motores com melhores rendimentos devem ter sua rentabilidade calculada em relação ao MITRGE já em uso e um método de comparação deve ser utilizado para tal fim (ANDRADE; PONTES, 2017).

Em 2017, pela primeira vez, motores reconicionados são mencionados em regulamento e esses tipos de motores provavelmente serão vendidos no Brasil (BRASIL, 2017). Na norma os índices mínimos de eficiência, MEPS, para MITRGE reconicionados são equivalente aos MEPS para classe IR3 (BRASIL, 2017). Assim, um MITRGE deve ter seu índice, após reconicionamento, no mínimo igual ao limite para IR3. Desta forma, comparações serão realizadas entre opções de motores que estão disponíveis no mercado brasileiro (IR2 e IR3). A suposta troca será de um motor classe IR2 por um motor de classe IR3 ou IR4, conforme o índice de 85,4 % apresentado no capítulo anterior, para motores de 1,5 cv e 2 pólos.

5.1 Análise do Custo do Ciclo de Vida

O custo do MITRGE durante seu ciclo de vida (C_{LCC}) é muito importante para a análise econômica. Os principais custos que o compõe são o investimento inicial, incluindo a aquisição do equipamento, instalação e comissionamento, teste e proteção, e equipamentos de controle (I), o custo da eletricidade durante seu ciclo de vida (E). Completando o custo do ciclo de vida são apresentados os custos residuais que aparecem com a alienação do equipamento após o fim do seu ciclo de vida (C_{Res}), os custos da troca de parte do equipamento durante seu ciclo de vida (C_{Repl}) e os custos de operação e manutenção ($C_{O\&M}$) (ANDRADE; PONTES, 2017). O custo do ciclo de vida é apresentado na equação (5.1).

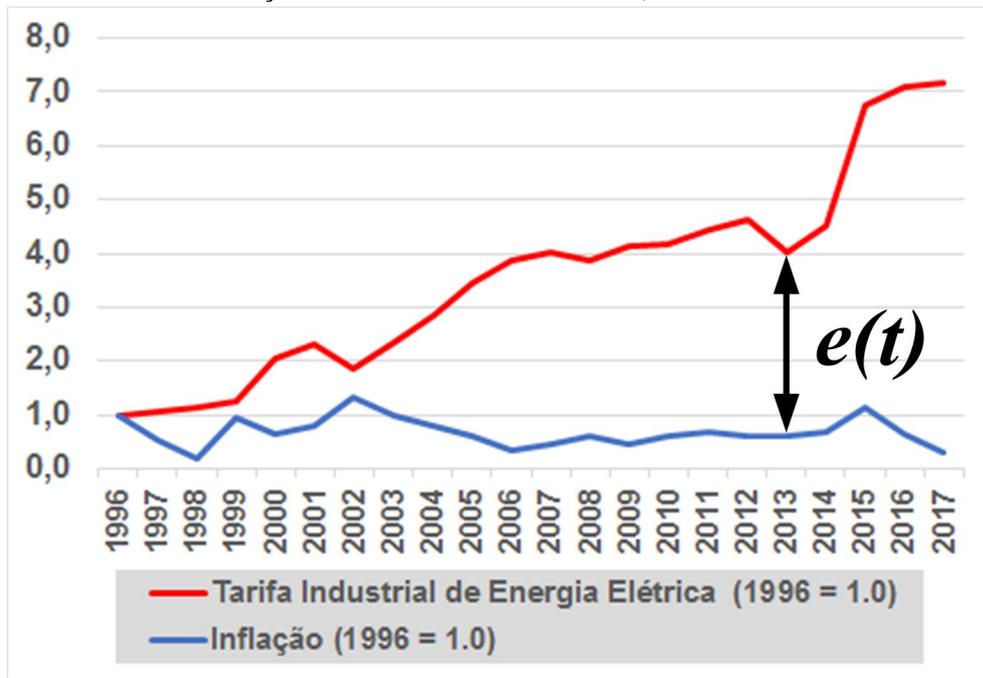
$$C_{LCC} = I + E + C_{Repl} + C_{O\&M} - C_{Res}. \quad (5.1)$$

O custo da energia elétrica (E) é uma função do carregamento em p.u. (L) assim como o rendimento ($\eta(L)$), carga nominal em kW (P_n), horas de operação anual em horas/ano (H) e a tarifa em R\$/kWh ($T(t)$) variando com t , conforme equação (5.2):

$$E = \frac{P_n \cdot L \cdot T(t) \cdot H}{\eta(L)}. \quad (5.2)$$

O aumento na tarifa de energia elétrica com o tempo é baseado em um valor médio a partir de uma série histórica que mostre tal tendência (ANDRADE; PONTES, 2017; FULLER; PETERSEN, 1996). Tal valor médio é chamada taxa de escalada da energia (\hat{e}) e é a média de uma série que contém a diferença entre a tarifa de energia elétrica e a inflação para cada ano ($e(t)$) (ANEEL, 2018; IPEA, 2018). A Figura 17 apresenta o valor da tarifa e da inflação, em valores normalizados, de 1996 a 2017, para o setor industrial brasileiro (ANDRADE; PONTES, 2017).

Figura 17 – Evolução da tarifa de energia elétrica industrial média e da taxa de inflação no Brasil de 1996 a 2017 (ANEEL, 2018; IPEA, 2018)



Fonte: o autor.

A taxa da escalada da energia é então apresentada na equação (5.3) e N é o número de anos apresentada na série de 1996 a 2017.

$$\hat{e} = \frac{\sum_{t=1}^N e(t)}{N}. \quad (5.3)$$

Na Tabela 19 são apresentados os valores utilizados na Figura 17. A tarifa média industrial é apresentada ano a ano em relação ao índice de inflação IPCA, considerado na análise realizada. Portanto, são apresentados os valores $e(t)$ ano a ano, onde o valor de cada tarifa é normalizada em relação ao seu valor em 1996 e o valor do IPCA é normalizado em relação ao seu valor do ano de 1996.

Tabela 19 – Tabela de dados da tarifa média industrial, e da inflação pelo IPCA de 1996 a 2017

ANO	Tarifa Média (R\$/MWh)	Inflação/IPCA (%)	$e(t)$	ANO	Tarifa Média (R\$/MWh)	Inflação/IPCA (%)	$e(t)$
1996	55,41	9,56	0,00	2007	222,32	4,46	3,55
1997	59,65	5,22	0,53	2008	214,48	5,90	3,25
1998	62,16	1,65	0,95	2009	228,35	4,31	3,67
1999	68,70	8,94	0,30	2010	231,89	5,91	3,57
2000	113,76	5,97	1,43	2011	245,54	6,50	3,75
2001	128,82	7,67	1,52	2012	257,33	5,84	4,03
2002	103,82	12,53	0,56	2013	223,19	5,91	3,41
2003	130,54	9,30	1,38	2014	249,01	6,41	3,82
2004	158,26	7,60	2,06	2015	374,93	10,67	5,65
2005	191,35	5,69	2,86	2016	392,94	6,29	6,43
2006	213,59	3,14	3,53	2017	397,25	2,95	6,86

Fonte: o autor.

5.2 Métodos de Medição de Rentabilidade

A rentabilidade do investimento na troca de MITRGE considerando o ciclo de vida do equipamento é avaliado pelo valor atual líquido (VPL) (FULLER; PETERSEN, 1996). O valor atual (VP) de um fluxo de caixa é dado em função da taxa de desconto (d) e da taxa de escalada da energia (\hat{e}) conforme apresentado na equação (5.4).

$$VP = \sum_{t=1}^m C_t \cdot \left(\frac{1 + \hat{e}}{1 + d} \right)^t, \quad (5.4)$$

onde C_t são os custos do fluxo de caixa durante o ciclo de vida do equipamento em m anos (ANDRADE; PONTES, 2017).

As taxas de desconto consideradas são as típicas para o setor empresarial, na faixa típica de 10% a 12% e a taxa de desconto governamental é baseada na sua própria taxa de juros menos a inflação visando medir a rentabilidade em programas de eficiência energética, neste caso, em motores elétricos (ANDRADE; PONTES, 2017).

5.2.1 Método de Economia Líquida

O método de economia líquida é adequado para avaliar a rentabilidade da troca de motores pois compara o VPL ao longo do ciclo de vida das opções de investimento (FULLER; PETERSEN, 1996). O método é simples pois compara a continuidade na opção atual (de baixo rendimento) com o custo do ciclo de vida da melhor situação (maior rendimento), descartando custos similares como $C_{O\&M}$, C_{Res} e C_{Repl} (ANDRADE; PONTES, 2017). Portanto, o método é baseado no balanço entre o aumento de investimentos, ΔI , e a energia elétrica economizada para

a mesma opção, ΔE . A equação (5.5) apresenta ΔI :

$$\Delta I = I_{ar} - I_{br}, \quad (5.5)$$

já a equação (5.6) apresenta ΔE :

$$\Delta E = E_{br} - E_{ar}, \quad (5.6)$$

onde I_{br} é o investimento para manter a opção de baixo rendimento, E_{br} é o custo da energia elétrica consumida pela opção de baixo rendimento. Já I_{ar} é o investimento na opção de melhor rendimento enquanto E_{ar} é o custo da energia elétrica consumida pela opção de melhor rendimento. Portanto, a economia líquida (NS) em um ciclo de vida de m anos é apresentada na equação (5.7).

$$NS = \sum_{t=1}^m \Delta E \cdot \left(\frac{1 + \hat{e}}{1 + d} \right)^t - \sum_{t=0}^{m'} \frac{\Delta I}{(1 + d)^t}, \quad (5.7)$$

onde m' é o tempo sobre o qual o investimento pode ser financiado, entretanto, neste caso, apenas um motor elétrico é comprado e todo o investimento deve ser feito no tempo presente ($t = 0$) (ANDRADE; PONTES, 2017). Por fim, se $NS > 0$ há viabilidade econômica na troca de motores enquanto que, se $NS < 0$, não há viabilidade, entretanto, se $NS = 0$, há um resultado neutro conhecido como limite de viabilidade.

5.2.2 Custo da Energia Elétrica Poupada

Outro método de rentabilidade que completa a análise proposta é custo da economia de energia (SE). Este método é dado pela relação entre a diferença nos investimentos entre a opção de alto rendimento e a opção de baixo rendimento, ΔI , e o economia financeira de energia elétrica, ΔE , conforme a equação (5.8). A unidade para SE é dada em US\$/MWh.

$$SE = \frac{\Delta I}{\Delta E}. \quad (5.8)$$

5.3 Dados Utilizados e Metodologia

A metodologia utilizada consiste na análise da troca da motores por opções com melhores rendimentos que o motor original (IR2). Entre as opções são apresentados:

- Opção IR3 - Troca do MITRGE IR2 por um novo IR3 similar (mesma potência, número de pólos e tensão). Rendimento a plena carga é 84,6%, a 75% de carregamento, 83,8% e a 50% de carregamento, 81,2%;

- Opção IR4 - Troca do MITRGE IR2 por um hipotético IR4/IE4/Super-Premium similar. O MEPS para o IR4 já foi apresentado no capítulo anterior e o rendimento para carga nominal considerado será de 85,5%;
- Opção Reb_IR3 - Rebobinar o MITRGE IR2 afim de alcançar a classe IR3. O novo enrolamento terá a seguinte configuração: enrolamento concêntrico, composto por fios de cobre com diâmetro $2 \times \varnothing 0,63$ mm, $\frac{y}{\tau} = 1$, camada simples, 212 espiras por fase, 53 espiras por ranhura, 53 espiras por bobina e 2 grupos de bobina por fase, conforme Figura 1(A). Os rendimentos considerados estão apresentados na Tabela 18 na coluna η_B ;
- Opção Reb_IR4 - Rebobinar o MITRGE IR2 afim de alcançar a classe IR4 ou, pelo menos, estar próximo ao MEPS da classe com tolerância nas perdas abaixo de 10%. O novo enrolamento terá a seguinte configuração: enrolamento concêntrico, composto por fios de cobre com diâmetro $2 \times \varnothing 0,63$ mm, $\frac{y}{\tau} = 0,833$, camada dupla, 216 espiras por fase, 54 espiras por ranhura e 27 espiras por bobina, conforme Figura 1(C). Os rendimentos considerados estão apresentados na Tabela 18 na coluna η_B ;
- Opção Retrof_IR3 - Troca do MITRGE IR2 por um MITRGE, semelhante ao original, que é rebobinado no início de sua entrada em operação modificando o enrolamento original para alcançar a classe IR3. O novo enrolamento terá a mesma configuração apresentada em Reb_IR3
- Opção Retrof_IR4 - Troca do MITRGE IR2 por um MITRGE, semelhante ao original, que é rebobinado no início de sua entrada em operação modificando o enrolamento original para tentar alcançar a classe IR4. O novo enrolamento terá a mesma configuração apresentada em Reb_IR4.

Nas avaliações econômicas que seguirão, os rendimentos medidos pelos métodos A e B, nos MITRGE Retrof_IR3, Retrof_IR4 e IR2 com enrolamento original, foram utilizados (IEEE, 2018). Os rendimentos de Reb_IR3 são os menos de Retrof_IR3, assim como os de Reb_IR4 são os mesmos de Retrof_IR4.

Alguns rendimentos medidos e considerados no estudo sofrem a penalidade de 1,0 ponto percentual dos valores apresentados na Tabela 18, i.e., os rendimentos para Reb_IR3, Retrof_IR3, Reb_IR4 e Retrof_IR4 sofrem tal penalidade (ALMEIDA; FERREIRA, 2012). Entretanto, apenas o valor de placa do MITRGE IR3 será utilizado assim como 2 condições

operativas serão previstas: o motor atuando 4000 horas de operação por ano e 8000 horas de operação por ano. As seções subsequentes apresentam o preços dos motores, após pesquisa de mercado, o custo médio de um motor rebobinado e estas informações completam o conjunto de dados para a análise econômica.

5.3.1 Preços dos Motores Elétricos e da Rebobinagem

Os MITRGE tipo Padrão, ou tipo IE1, conforme IEC 60034-30-1 (2014), não são mais vendidos nos mercados brasileiro e americano. Assim, o preço considerado para o motor tipo Padrão será o mesmo apresentado em Andrade e Pontes (2017), relacionado ao ano de 2012. Os preços do MITRGE tipo IR2 e IR3/Premium, 1,5 cv, 1 par de pólos, 380 V, são apresentados na Tabela 20 e foram obtidos após uma pesquisa de mercado local no ano de 2017 (conduzido na cidade de Fortaleza, estado do Ceará).

Tabela 20 – Preços do MITRGE 1,5 cv, 1 par de pólos, 380 V, tipos Padrão, IR2 e IR3

Tipo de MITRGE	Padrão	IR2	IR3/Premium
Preço (US\$)	105,14	274,32	396,64

Fonte: o autor.

Vê-se que o preço do MITRGE tipo IR3 é 44,6% maior que o preço de um tipo IR2. Em relação ao MITRGE hipotético IR4/IE4/Super-Premium, o preço considerado será 15% maior que o tipo IR3, i.e., US\$ 456,14, pois o aumento médio no custo do IR3 em relação o IR2 é em torno de 20%, no Brasil, e portanto são esperados menores aumentos médios do IR3 para o IR4 considerado-se 15% (ANDRADE; PONTES, 2017).

Desta forma a análise usa casos extremos, isto é, MITRGE tipo IR4 com o menor preço possível e o MITRGE tipo IR2 com um rendimento provavelmente melhor que o motor real em operação apesar da redução do rendimento (ALMEIDA; FERREIRA, 2012). Com relação ao recondicionamento do motor, na mesma pesquisa de mercado foram observadas as seguintes informações:

- O recondicionamento ou *redesign* do enrolamento do estator inclui a troca de rolamentos, vedantes V-ring, anel de fixação e anilha ondulada, se necessário, além da pintura da carcaça conforme demandado pelo fabricante. Se um reparo em um motor sem-falha é solicitado, o mesmo preço é cobrado;

- Geralmente, a oficina de rebobinamento não tem experiência na recuperação de um rotor de gaiola de esquilo danificada ou eixo do rotor. No entanto, em motores de baixa potência, o rotor gaiola de esquilo pode ser comprado se o fabricante o fornecer.

Em qualquer caso, o preço médio da rebobinagem do MITRGE de baixa potência é obtido no mercado local. A Tabela 21 apresenta o custo de rebobinagem de um grupo de motores com diferentes potências nominais, pares de pólos e a relação entre o custo da rebobinagem e o preço do motor.

Tabela 21 – Preços médios de mercado e custo do rebobinamento de MITRGE classe IR2 de 1,5 cv a 10 cv

Potência nom. (cv)	Pares de pólos	Preço do MITRGE (US\$)	Custo da rebob. (US\$)	Relação (%)
1,5	1	274,32	60,73	22,1
1,5	2	309,11	71,28	23,1
2	1	338,44	85,34	25,2
3	1	412,39	98,13	23,8
5	1	572,43	144,80	25,3
5	2	586,97	144,80	24,7
10	2	1025,30	195,30	19,0

Fonte: o autor.

Conclui-se que o custo médio da rebobinagem é 25% do preço de compra do MITRGE tipo IR2 até 5 cv. Pode ser notado que para o motor de 10 CV esse percentual é reduzido para 20% do preço de compra. Neste trabalho, os custos considerados para motores que passam por *retrofitting*, i.e, Retrof_IR3 e Retrof_IR4 são US\$ 342,90 cada motor (1,25 vezes US\$ 274,32). O investimento a ser realizado nos casos Reb_IR3 e Reb_IR4 é US\$68,58 (0,25 vezes US\$ 274,32).

5.3.2 Dados de Entrada da Análise

Na análise econômica proposta os seguintes parâmetros são baseados na economia brasileira em Dezembro 2017. Os parâmetros apresentados aqui serão utilizados na análise subsequente:

- A taxa de desconto (d) igual a 12% por ano na primeira análise e 4% por ano na análise subsequente, no qual é composta da taxa nacional de juros (6,9%) menos a inflação (2,95%) em Dezembro de 2017. A segunda análise apresenta como medir a viabilidade do investimento para um programa nacional de eficiência

energética.

- A taxa de escalada de energia (\hat{e}) é igual a 3,01% por ano. Esta taxa foi estabelecida no aumento da tarifa industrial média de energia elétrica no período de 1996 a 2017, menos a inflação (veja a Figura 17).
- A tarifa industrial de energia elétrica ($T(t)$) é igual a 98,65 US\$/MWh que é a tarifa média de energia elétrica no Brasil (2017) (ANEEL, 2018). Nesta tarifa está descontada a possível variação de 18,05% (ANDRADE; PONTES, 2017). Essa variação é devida as múltiplas tarifas de cada companhia de distribuição de energia elétrica do país. Conforme cada companhia de distribuição tem suas próprias tarifas, um valor médio é adequado. Conforme análise de sensibilidade realizada em Andrade e Pontes (2017), a tarifa é descontada pela variação pois esta ação aumenta o limite de viabilidade econômico. A tarifa sem o desconto da variação era 120,38 US\$/MWh.
- Ciclo de vida (m) considerado para motor de 1,5 cv é 10 anos (ANDRADE; PONTES, 2017).
- O custo médio do IR2, IR3, IR4, Retrof_IR3, Retrof_IR4, Reb_IR3 e Reb_IR4 são apresentados na seção anterior.
- Dados técnicos do motor, e.g., rendimento e carregamento, são apresentados no capítulo 4. A viabilidade será avaliada para 4000 e 8000 horas de operação por ano com carregamento de 100%. Na sequência, exceto o motor IR4, eles serão avaliados no carregamento de 75%. Se necessário, também serão avaliados com carregamento de 50%.
- A taxa de câmbio utilizada para a conversão foi US\$ 1,00 = R\$ 3,13 e US\$1,00 = R\$ 3,24 (ano de 2017) para os valores apresentados em US\$ neste trabalho.

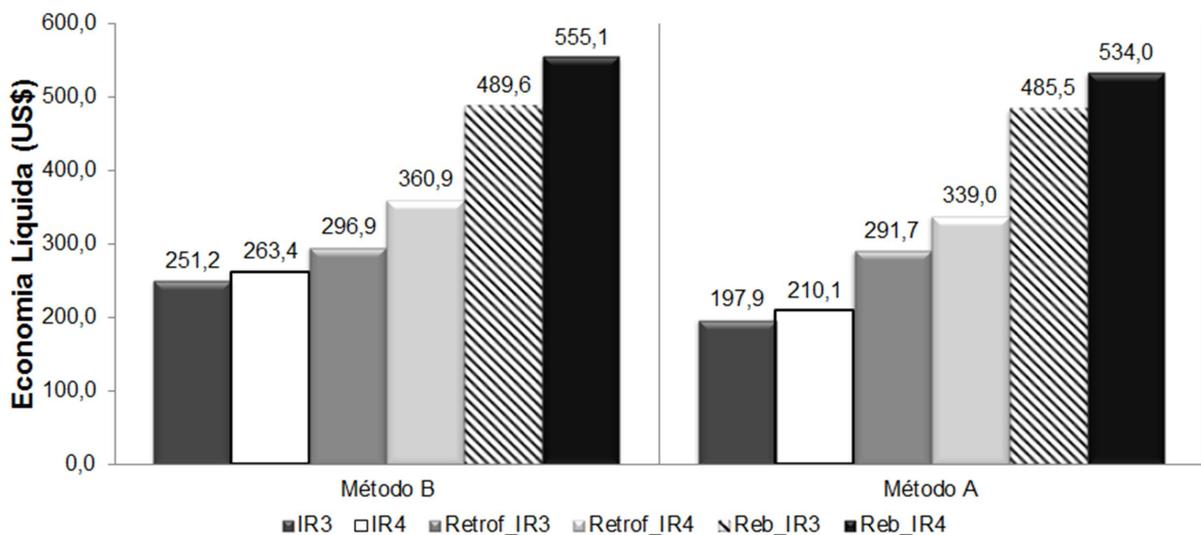
5.4 Resultados e Discussão

Nesta seção, a técnica e rentabilidade na troca de um motor em uso por motores de alto rendimento durante seu ciclo de vida serão avaliados. Só a rebobinagem do motor será também avaliada assim como os motores rebobinados logo após a sua compra (sem falha).

5.4.1 Rentabilidade com Taxa de Desconto de 12%

Nesta seção os resultados com a taxa de desconto de 12% por ano são apresentados. Para esta análise, o motor opera em carga nominal, e os resultados para 4000 e 8000 horas por ano serão calculados considerando os rendimentos medidos pelos métodos A e B. A Figura 18 apresenta os resultados a partir da menor economia líquida para a maior para 8000 horas de operação e a Figura 19 apresenta os resultados para 4000 horas de operação.

Figura 18 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos métodos A e B da IEEE/112, taxa de 12% ao ano, carregamento nominal e 8000 horas de operação/ano

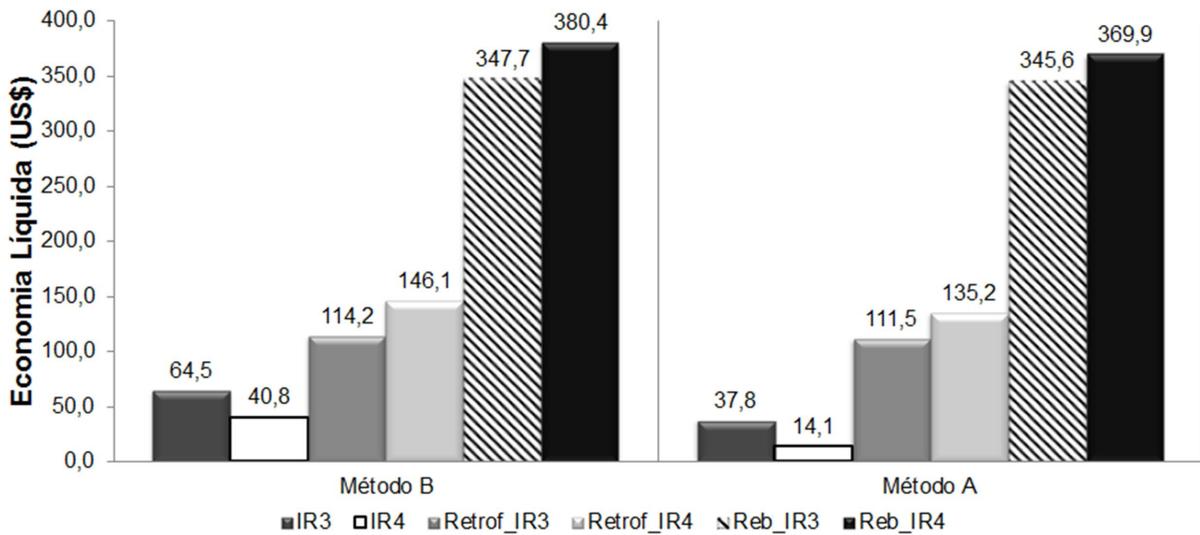


Fonte: o autor.

Para 4000 ou 8000 horas de operação verifica-se que, independente do método de medição de rendimento todas as opções de troca de motor, assim como apenas a rebobinagem são economicamente viáveis. A melhor viabilidade é clara entre os rebobinagens Reb_IR3 e Reb_IR4 (conforme esperado) e quanto maior o rendimento alcançado melhor será a rentabilidade. Os MITRGE Retrof_IR3 e Retrof_IR4 são mais rentáveis que a troca direta por um MITRGE IR3 ou até o hipotético IR4. Comparando as Figuras 18 e 19 conclui-se que a redução da quantidade de horas de operação por ano, afeta a rentabilidade do IR4, o deixando menos rentável que o próprio MITRGE IR3, apesar do menor rendimento de IR3.

Importante destacar que o retorno do investimento (*payback*) de Reb_IR3 e Reb_IR4 está entre 1 e 2 anos para 8000 horas de trabalho por ano, enquanto que para metade destas horas trabalhadas o *payback* de Reb_IR3 está entre 3 e 4 anos enquanto que para Reb_IR4 são 3 anos. Conclui-se que os MITRGE Retrof_IR3 e Retrof_IR4 tem as melhores rentabilidades na análise

Figura 19 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 12% ao ano, carregamento nominal e 4000 horas de operação/ano



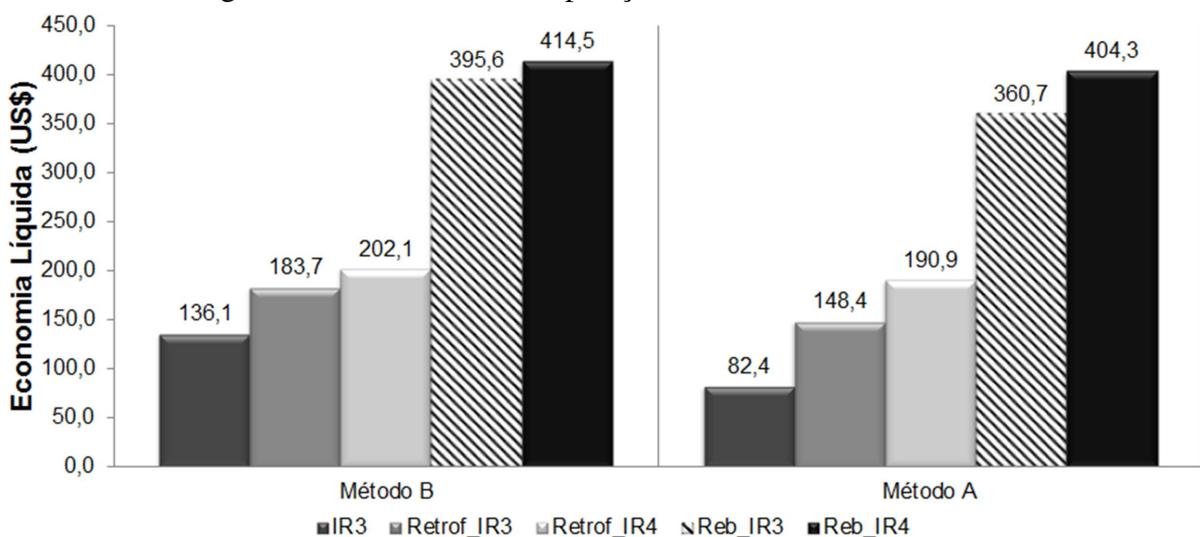
Fonte: o autor.

econômica do ciclo de vida em relação aos motores fabricados e disponibilizados no mercado.

A análise subsequente é realizada com 75% de carregamento e, para esta situação e qualquer outro carregamento parcial (abaixo de 100%), o MITRGE IR4 (hipotético) não é considerado.

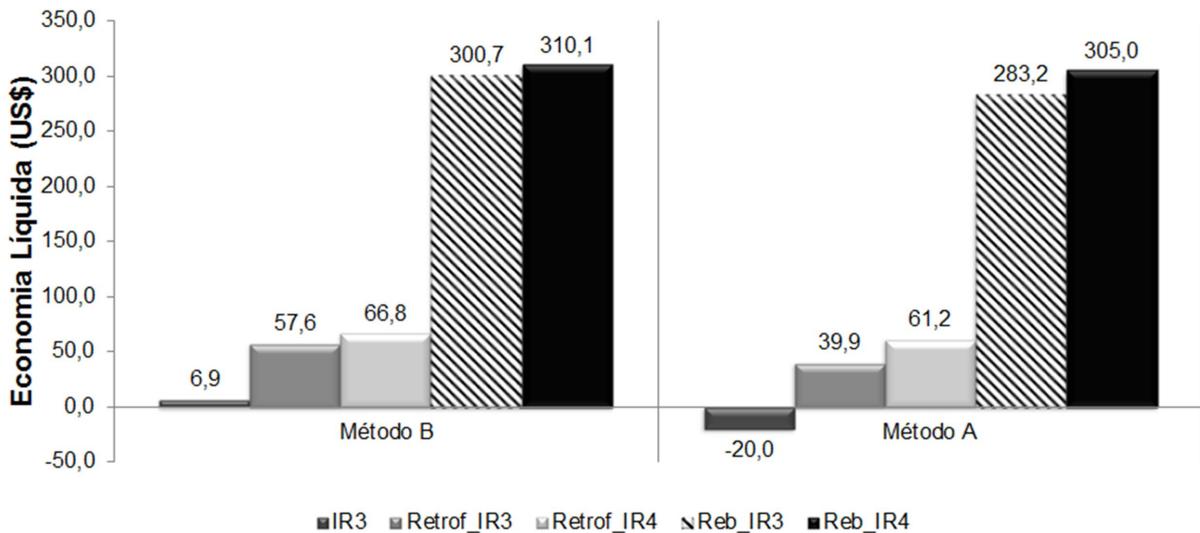
As Figuras 20 e 21 apresenta os resultados de economia líquida para as opções que melhoram o rendimento do MITRGE.

Figura 20 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 12% ao ano, 75% de carregamento e 8000 horas de operação/ano



Fonte: o autor.

Figura 21 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos métodos A e B da IEEE/112, taxa de 12% ao ano, 75% de carregamento e 4000 horas de operação/ano



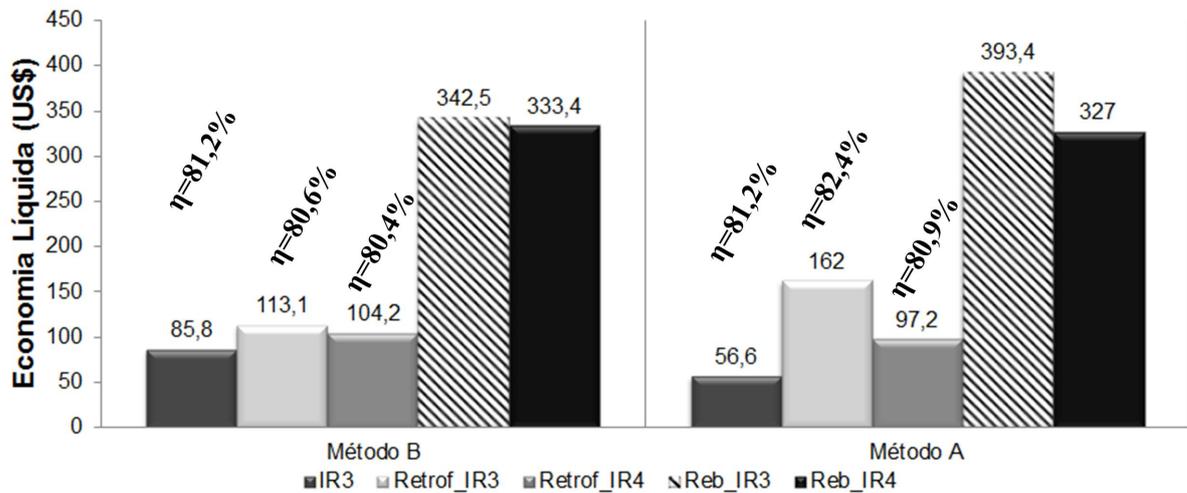
Fonte: o autor.

Observa-se que a tendência de viabilidade econômica das opções mais eficientes é mantida assim como a posição da menor para a maior rentabilidade. Entretanto, em 4000 horas de operação por ano o MITRGE encontra-se no limite de viabilidade devido a influência da variação do rendimento medido pelos métodos A e B na rentabilidade do mesmo. Pelo rendimento medido no método B, ele tem uma ligeira rentabilidade de US\$ 6,90 enquanto pelo rendimento medido no método A o IR3 nem rentável é (US\$ -20,00). Devido a proximidade de US\$ 0,00 aos dois valores, pode-se considerar essa opção no limite de viabilidade para 75% de carregamento com 4000 horas de operação/ano.

Observa-se também que os valores das economias líquidas já são bem reduzidas com a variação das horas de operação por ano. As opções Retrof_IR3 e Retrof_IR4, em 4000 horas de trabalho, já apresentam economias líquidas abaixo de US\$ 100,00, aproximando-os do limite de viabilidade. Analisando o carregamento de 50% como último passo desta análise para uma taxa de 12% ao ano, a Figura 22 e 23 mostra a economia líquida das opções já apresentadas, para operação em 8000 horas anuais.

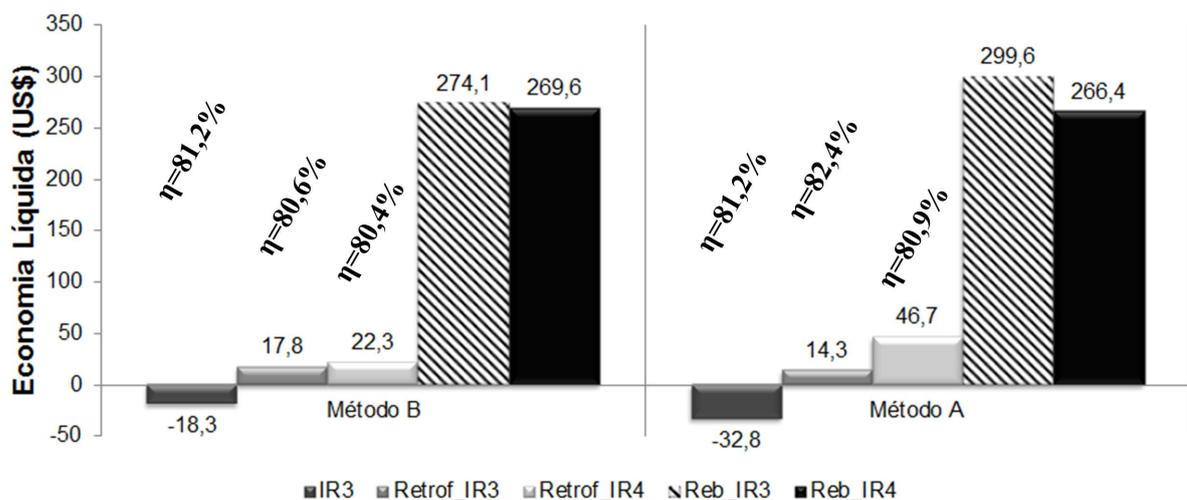
A partir das Figuras 22 e 23 observa-se que o rendimento considerado nas opções tem valores bem diferentes entre os métodos de medição utilizados, exceto para o IR3, que tem seu rendimento tabelado e é considerado o mesmo para as duas análises. Apesar das diferenças entre estes rendimentos medidos os resultados econômicos são semelhantes, o *ranking* é mantido independente do método de medição de rendimento, entretanto em relação aos carregamentos

Figura 22 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 12% ao ano, 50% de carregamento e 8000 horas de operação/ano



Fonte: o autor.

Figura 23 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 12% ao ano, 50% de carregamento e 4000 horas de operação/ano



Fonte: o autor.

de 75% e 100%, Retrof_IR3 e Reb_IR3 tornam-se mais rentáveis que as opções Retrof_IR4 e Reb_IR4, respectivamente, em 8000 horas de operação anual. A opção de apenas rebobinar ainda continua mais rentável que o *retrofitting*, e todas são mais rentáveis que o IR3 disponível no mercado, apesar do bom rendimento deste MITRGE para 50% de carregamento.

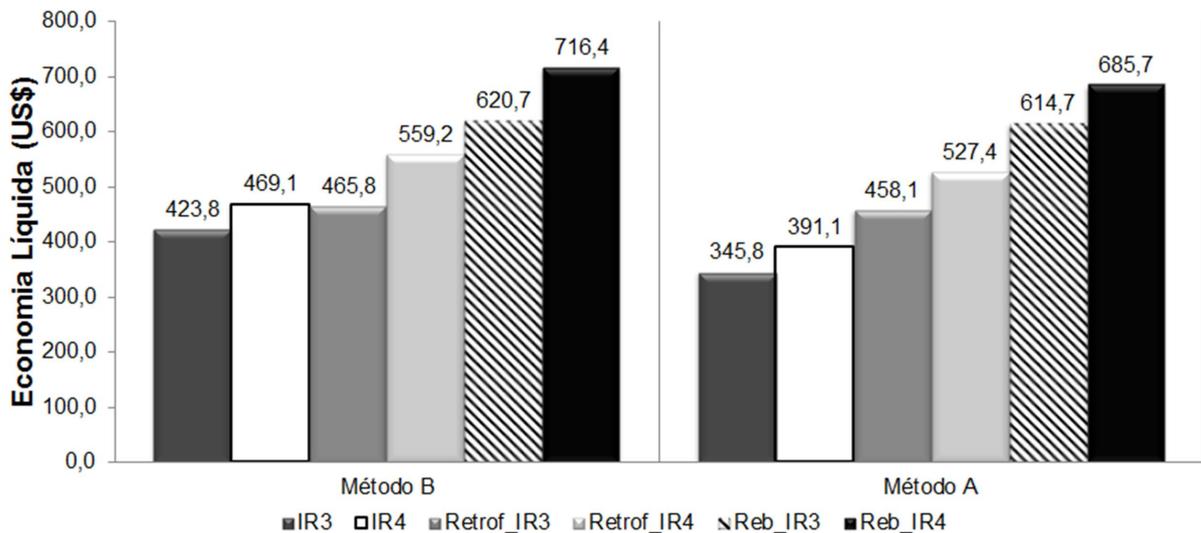
Ao analisar as opções com 4000 horas de operação anuais, vê-se que a proximidade de Retrof_IR3 e Retrof_IR4 ao limite de viabilidade ocorre, mas ainda há economia líquida nesse tipo de opção, mostrando que o preço considerado viabiliza a opção de menor rendimento.

Retrof_IR4 neste caso apresenta maior economia líquida que Retrof_IR3, mostrando que a influência da redução das horas trabalhadas para este nível de carregamento não sofre tanta influência do rendimento, afinal, Retrof_IR4, com rendimento menor que Retrof_IR3 é mais rentável, mostrando o contrário do caso com o dobro de horas de operação por ano. O MITRGE IR3 disponível no mercado não apresenta rentabilidade para este nível de carregamento. A rebobinagem nos motores continua sendo a melhor opção do ponto de visto técnico e econômico em comparação a troca por opção disponível no mercado e ao *retrofitting*.

5.4.2 Rentabilidade com Taxa de Desconto de 4%

Conforme observado nas subseções anteriores, a realidade da análise econômica prevê uma taxa de desconto de 4%, que é equivalente a uma taxa de desconto que o governo deve cobrar na análise de investimento caso a troca de motores faça parte de um programa de incentivo a eficiência energética de motores (ANDRADE; PONTES, 2017). A Figura 24 apresenta os resultados de economia líquida para as opções de troca de motores com rendimentos medido pelo método A e B, 100% de carregamento.

Figura 24 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 4% ao ano, carregamento nominal e 8000 horas de operação/ano

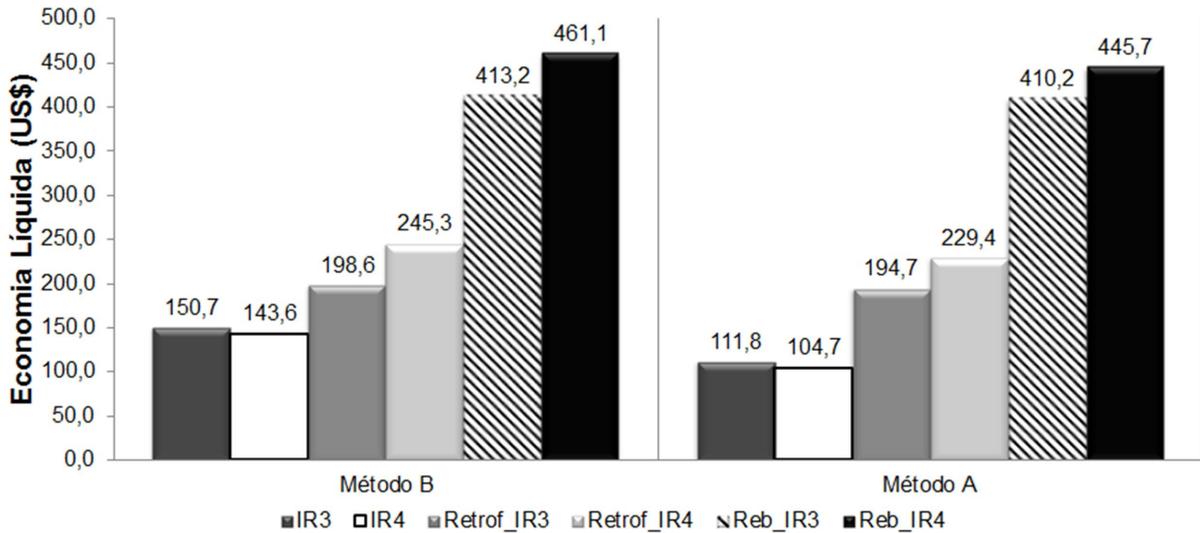


Fonte: o autor.

Todas as opções são viáveis. A pequena variação no rendimento medido pelo método A e B em Retrof_IR3 faz com que pelo rendimento medido no método B, o hipotético IR4 é mais rentável que Retrof_IR3, entretanto, com o valor do rendimento pelo método A os motores

que passam por *retrofitting* são melhores que a troca pelos motores ofertados no mercado e pelo hipotético IR4. Para 4000 horas de operação, a Figura 25 apresenta as economias líquidas.

Figura 25 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 4% ao ano, carregamento nominal e 4000 horas de operação/ano



Fonte: o autor.

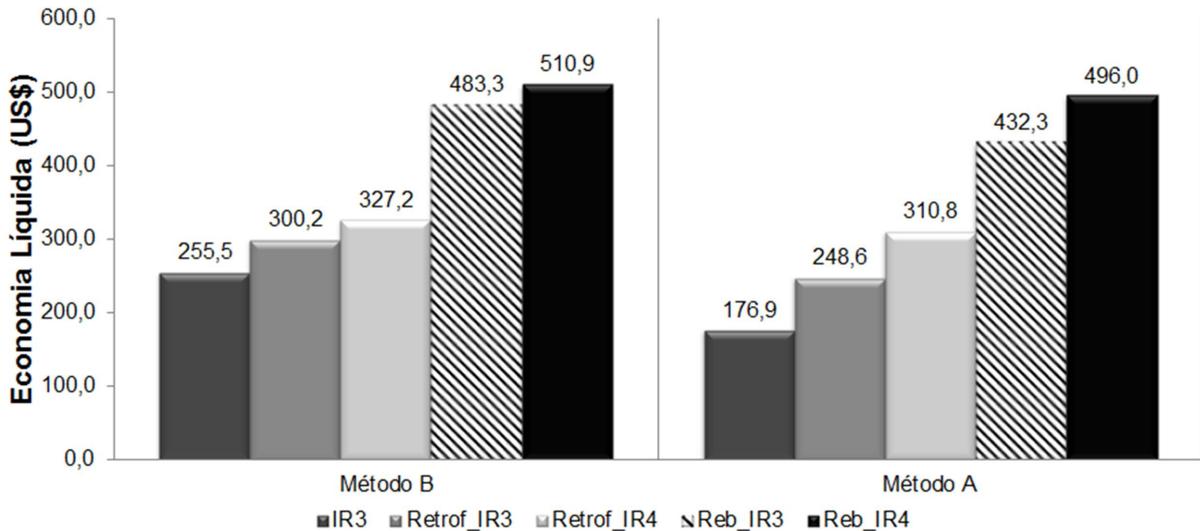
Para 4000 horas de operação em 100% de carregamento todas as opções continuam viáveis mostrando que o limite de viabilidade nesta condição ocorre bem abaixo das 4000 horas de operação por ano. Os motores que passaram pelo *retrofitting* são mais rentáveis que os ofertados no mercado. Para esta baixa condição de horas de operação, verifica-se que o IR4 é menos rentável que o IR3 para a composição de preços proposta.

Observando então os carregamentos parciais, a Figura 26 apresenta as economias líquidas das opções de troca a 75% de carregamento e 8000 horas de operação. Todas as opções continuam economicamente viáveis, e as opções de realizar apenas a rebobinagem continuam sendo as mais economicamente viáveis seguidas dos motores que passam pelo *retrofitting*. O MITRGE IR3 possui a menor viabilidade dentre as opções.

Já na Figura 27 são apresentadas as economias líquidas para 4000 horas de operação por ano. Todas as opções continuam economicamente viáveis, mantendo-se a tendência observada em 8000 horas de operação. Vê-se que o limite de viabilidade ocorre abaixo das 4000 horas de operação também, conforme ocorre para o dobro das horas de operação por ano e em 100% de carregamento.

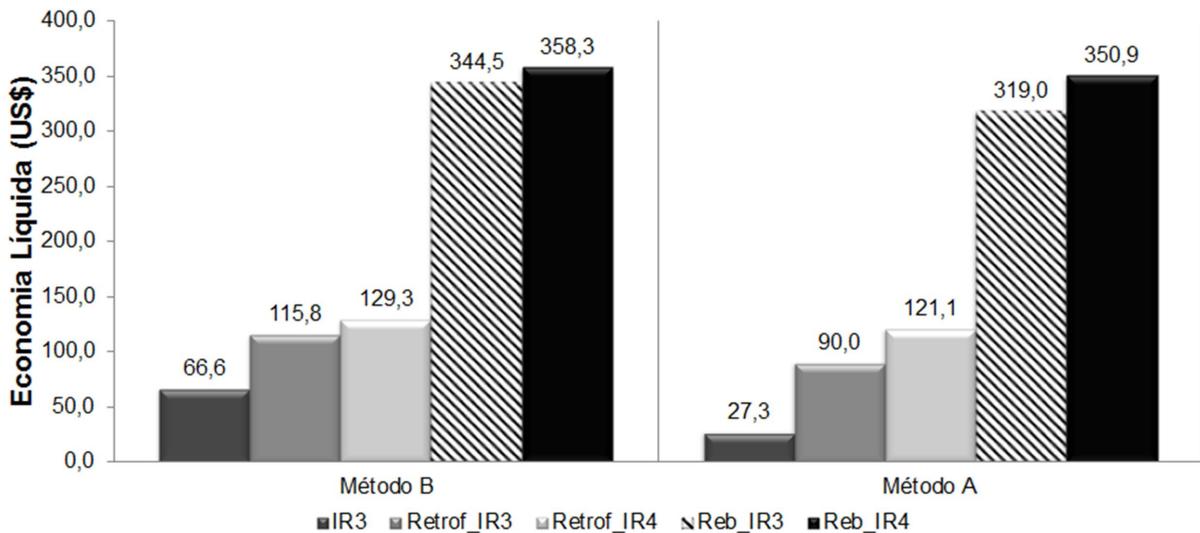
Analisando o carregamento de 50% como último passo desta análise para uma taxa de 4% ao ano, a Figura 28 mostra a economia líquida das opções já apresentadas, para operação

Figura 26 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 4% ao ano, 75% de carregamento e 8000 horas de operação/ano



Fonte: o autor.

Figura 27 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 4% ao ano, 75% de carregamento e 4000 horas de operação/ano

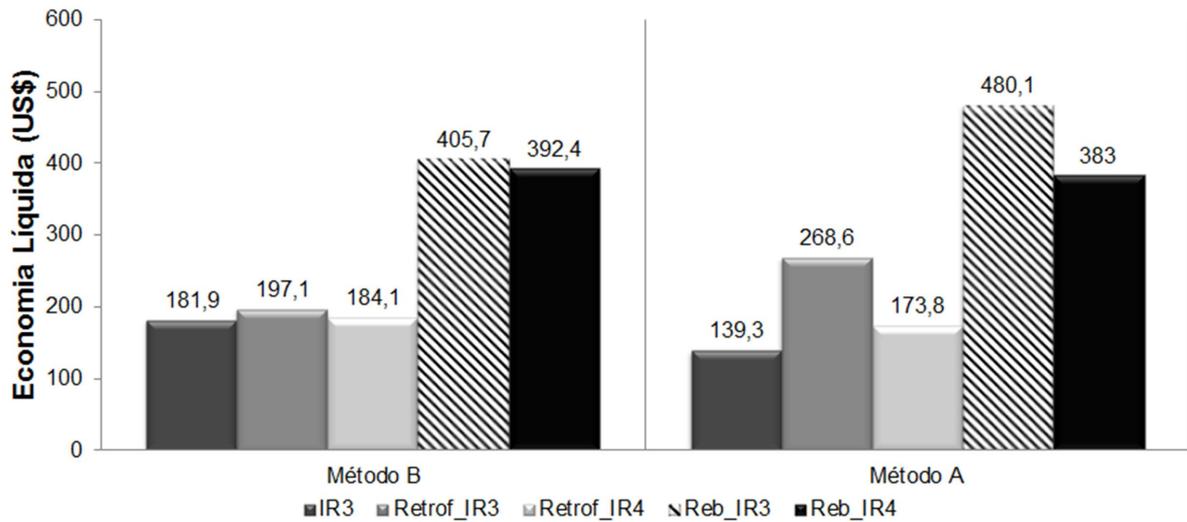


Fonte: o autor.

em 8000 horas anuais.

Todas as opções continuam rentáveis, as melhores economias líquidas ocorrem com os casos onde apenas a rebobinagem é levada em conta e, considerando os rendimentos medidos pelo método B, as economias líquidas são praticamente iguais entre a opção de mercado, e os motores que passaram por *retrofitting*. Essa posição econômica é modificada com os rendimentos medidos pelos método A. Para este nível de carregamento e 8000 horas de operação por ano, os valores de economia líquida são sensíveis a variação dos rendimentos medidos por métodos

Figura 28 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 4% ao ano, 50% de carregamento e 8000 horas de operação/ano

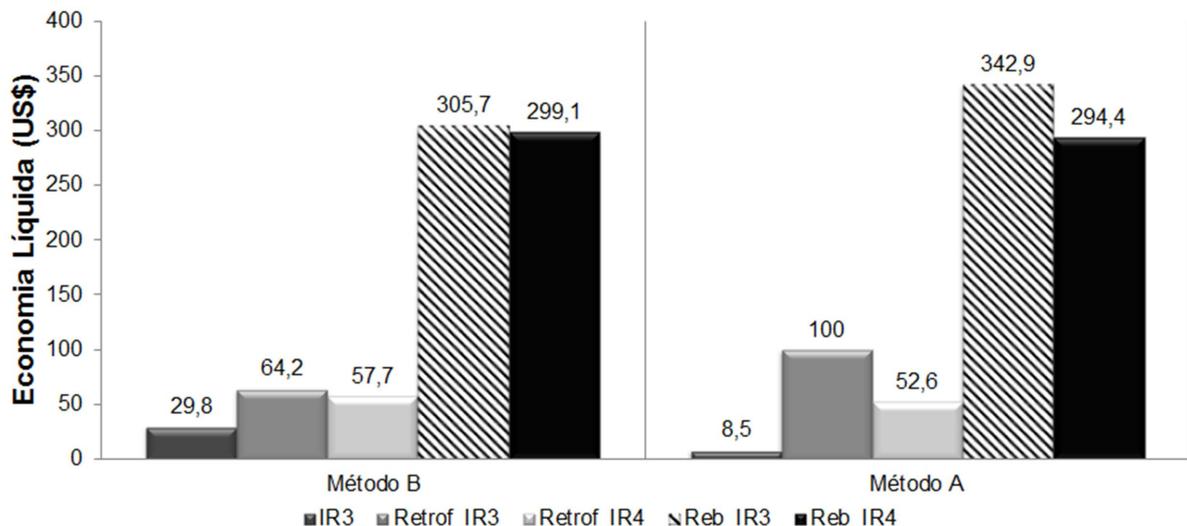


Fonte: o autor.

diferentes. A Figura 29 apresenta as economias líquidas para 4000 horas de operação.

Todas as opções de troca continuam rentáveis, o que mostra que o limite de viabilidade ocorre em menos que 4000 horas anuais de operação. É observado que o MITRGE IR3 está próximo do limite de viabilidade. As melhores opções continuam sendo as opções que realizam apenas a rebobinagem, enquanto que os motores que passaram por *retrofitting* continuam melhores opções que a opção ofertada no mercado.

Figura 29 – *Ranking* das economias líquidas para as opções de trocas de MITRGE com rendimentos medidos pelos método A e B da IEEE/112, taxa de 4% ao ano, 50% de carregamento e 4000 horas de operação/ano



Fonte: o autor.

Por fim, é observado que o aumento da taxa de desconto reduz as economias líquidas e aumenta o limite de viabilidade de todas as opções. Fica realmente claro que o MITRGE tipo IR4 aumenta sua viabilidade devido a redução da taxa de desconto, mostrando que a influência governamental pode ser necessária para a entrada definitiva do tipo IR4 no mercado. Enquanto isso, técnicas de rebobinagem que aumentam o rendimento do motor, geram uma ótima expectativa financeira para a realidade econômica atual e formação de preços das atividades de rebobinagem e do motor fabricado. Maior regulamentação destas ações deveriam ser incentivadas pelas autoridades do país em detrimento a simples troca de motores por opções que o mercado oferece.

5.4.3 Custo da Energia Elétrica Poupada para a Troca de Motores

Considerando o custo da energia elétrica poupada (*SE*), conforme equação 5.8, são apresentados os resultados e o uma classificação crescente deste custo na Tabela 22. Observa-se que tal custo nos MITRGE após *retrofitting* tem os menores custos. A viabilidade econômica destas opções é confirmada devido a economia em baixos custos, com pouca variação entre as opções.

Tabela 22 – Custo da energia elétrica para todas as opções de troca em carregamento nominal

8000 horas de operação			
Método B	<i>SE</i> (US\$/MWh)	Método A	<i>SE</i> (US\$/MWh)
Retrof_IR4	1,04	Retrof_IR4	1,10
Retrof_IR3	1,22	Retrof_IR3	1,24
IR3	2,14	IR3	2,50
IR4	2,66	IR4	3,03

Fonte: o autor.

Desta forma, fica claro que a rebobinagem do MITRGE logo após sua compra, ou durante o primeiro ano após sua compra, deve sempre buscar os maiores rendimentos possíveis, tornando o custo da energia elétrica poupada, cada vez menor.

5.5 Considerações Finais

O capítulo apresenta a metodologia para a análise econômica do ciclo de vida, sendo este o caso mais interessante para a análise da troca de motores, conforme observado (FULLER; PETERSEN, 1996; ANDRADE; PONTES, 2017). Foram analisadas duas situações:

a primeira utilizando uma taxa de desconto de 12% ao ano, taxa comum no meio empresarial para realização de investimentos, e a segunda utilizando uma taxa de 4%, taxa governamental baseada na realidade econômica do país em Dezembro de 2017. Destaca-se que as variações foram observadas utilizando-se os rendimentos medidos por dois métodos de medição de rendimento: métodos A e B da IEEE (2018).

Foi conclusivo que a rebobinagem do MITRGE é a iniciativa que melhora o rendimento do motor, gera a maior economia líquida na análise, menor custo da economia da energia elétrica e *payback* menor que 2 anos. A idéia de um MITRGE que logo após ser comprado passa por *retrofitting* ou que, ainda no primeiro ano é rebobinado a partir de uma estratégia onde o objetivo é melhorar o rendimento sem saturar o motor, é a solução mais rentável que a troca direta por motores IR3 (disponível no mercado) ou IR4 (ainda não disponibilizado no mercado, mas estimando um comportamento de mercado específico para esta análise).

Destaca-se que essas conclusões são expandidas para a redução de carregamento do motor (75% e 50%) e para uma redução no número de horas trabalhadas para 4000 horas de operação por ano. Também conclui-se que, nas condições econômicas apresentadas neste trabalho, o aumento no rendimento do MITRGE melhora sua viabilidade econômica, independentemente de carregamento, horas trabalhadas e método (A ou B) de medição de rendimento.

6 CONCLUSÃO

Neste trabalho foi proposta uma estratégia para realização de rebobinagens em motores, melhorando seu rendimento e fazendo-os alcançar níveis IR3 e IE4/Super-Premium modificando o tipo de enrolamento, encurtando o passo das bobinas e modificando o preenchimento da ranhura do estator. Como consequência foi realizada uma avaliação técnica e econômica acerca do aumento no rendimento dos MITRGE. De fato, o trabalho apresenta uma forma de otimizar o MITRGE projetado para um nível de rendimento, em geral IR2, aumentando seu rendimento, ultrapassando o nível IR3 e até estabelecendo um nível IR4 dadas as condições propostas no estudo. Foi observado que a estratégia é satisfatória, desde a sua descrição do processo de rebobinagem passando pelos resultados a partir de simulações utilizando o MEF e a confirmação perante os dados experimentais obtidos a partir dos ensaios para medição de rendimento dos motores modificados. Por fim, foi apresentada a sua viabilidade econômica e maior rentabilidade da rebobinagem como ação de promoção de eficiência energética nos MITRGE.

6.1 Considerações Finais

A sequência de cálculos analíticos observada no capítulo 2, é apresentada como uma forma de tratar a rebobinagem dos MITRGE com foco no encurtamento da bobina do enrolamento assim como no impacto da variação do preenchimento da ranhura nas variáveis do circuito equivalente que é modelo mais eficaz de cálculo de rendimento do motor em operação. Resultados apresentados no capítulo 4 mostram que quanto maior o preenchimento da ranhura estatórica e menor o passo da bobina, maior são os rendimentos alcançados. Entretanto para motores com encurtamento abaixo de 0,8 esta tendência não é mantida.

Na apresentação dos cálculos analíticos, capítulo 2, verificou-se que haviam influências diferentes no uso de DHT ou DHT^* para a previsão das perdas no rotor, e ficou claro que, os enrolamentos com encurtamento abaixo de 0,8 não mantém o mesmo rendimento e até o reduzem, conforme observado no capítulo 4 e tornando a previsão por DHT^* das perdas rotóricas a mais próxima do observado no ensaio experimental. Entretanto, os cálculos analíticos apresentados tem seu uso limitado ao não levar em conta uma forte característica passível de ocorrer na rebobinagem: a saturação do MITRGE.

Desta forma os resultados obtidos com encurtamento $\frac{y}{\tau} = 0,75$ ficaram em suspeição

e o melhor resultado foi com encurtamento $\frac{y}{\tau} = 0,83$ e preenchimento máximo possível para 54 espiras por ranhura compostas de fios de cobre. Outro resultado importante foi ao utilizar o enrolamento concêntrico com preenchimento máximo (utilizando fios de cobre): o índice IR3 foi ultrapassado com a mudança do material do fio (de alumínio para cobre): $2 \times \emptyset 0,63$ mm ($K_{fill} = 40,2\%$). O terceiro bom resultado foi obtido com $\frac{y}{\tau} = 0,83$ e $2 \times \emptyset 0,55$ mm ($K_{fill} = 30,6\%$), que entra na classe IR3 com um preenchimento de ranhura intermediário. Este terceiro resultado leva a repensar o projeto do MITRGE pois há espaço para motores de alta eficiência sem o completo preenchimento de ranhura.

Na análise por elementos finitos foi apresentado o modelo e a forma de extração de parâmetros e utilização no circuito equivalente para o cálculo de desempenho do MITRGE. Os cálculos de I_0 , I_1 e P_{fe} são apresentados e os resultados confirmam os melhores resultados obtidos no modelo analítico proposto. O máximo erro absoluto entre simulação e modelo analítico é de 0,5 pontos percentuais onde a maioria dos casos simulados não ultrapassa 0,3 pontos percentuais.

Os resultados experimentais confirmam a importância dos resultados obtidos no modelo analítico e geram uma outra conclusão a ser destacada: o MITRGE com $\frac{y}{\tau} = 0,75$ está saturado e os valor de rendimento medido está em grande desacordo com o valor obtido na simulação e no cálculo analítico: um erro absoluto de quase 3 pontos percentuais, enquanto todos os outros casos o erro absoluto não ultrapassa 0,5 pontos percentuais. Desta forma, fica evidente que o passo de bobina abaixo de 0,8 satura o MITRGE na rebobinagem.

Conforme esperado nos resultados experimentais é importante destacar que as principais reduções nas perdas, para o aumento do rendimento, ocorrem principalmente nas perdas do estator e do rotor, conforme Tabelas 14 e 16. A redução nas perdas estatóricas é diretamente relacionada a redução na resistência estatórica e a redução nas perdas do rotor é ocasionada pelo aumento na velocidade nominal do motor. As perdas no ferro pouco variam enquanto a corrente a vazio cresce, aumentando também a corrente nominal. Entretanto, quando há saturação no MITRGE, a característica de aumento de velocidade persiste, com a redução das perdas rotóricas, enquanto o aumento nas perdas no ferro gera aumento na corrente a vazio e na corrente nominal, aumentando também as perdas no estator. Desta forma, rebobinar o motor e simplesmente verificar o aumento na velocidade nominal não é indicativo que o MITRGE tenha seu rendimento melhorado.

A Figura 30 remete a mais uma conclusão do trabalho. Pode ser visto que independente da quantidade de rebobinagens o MITRGE aumenta seu rendimento, independente

do método de medição, conforme podemos observar no motor M2 que sofre 3 rebobinagens e sempre gera ganhos de rendimento. A Figura 30 também mostra como conseguir um grande ganho de rendimento independente da quantidade de rebobinagens, i.e., motor M1 atinge o nível IR3 (acima de 84,0%) após 2 rebobinagens, o motor M2 atinge após 3 rebobinagens enquanto o motor M3 atinge este nível com apenas uma rebobinagem. Inclusive, o motor M2 após a 3ª rebobinagem (M2-3) por um ponto percentual não atinge o nível IR4, conforme suposto na pesquisa. Entretanto se levar em conta a tolerância, o nível IR4 tem alta probabilidade de ser alcançado.

Com estas novas informações é possível concluir que é necessário um estudo mostrando claramente o impacto da rebobinagem com aumento de rendimento sobre várias variáveis do MITRGE visto que uma correta previsão do impacto deste enrolamento no rendimento do motor de baixa potência gera um grande aumento de rendimento e reclassificação destes motores para níveis mais eficientes.

A rentabilidade das ações de eficiência energética para motores de baixa potência envolvendo a rebobinagem com aumento de rendimento são as maiores quando se analisa o ciclo de vida do MITRGE, independente do método de medição do rendimento e das horas anuais de operação a partir de 50% de carregamento. Para a indústria, uma informação importante é o *payback* menor que 2 anos para estes tipos de ação, entretanto as opções Retrof_IR3 e Retrof_IR4 tem *payback* maior que 2 anos, mas tais *paybacks* são menores que a troca direta por opções disponíveis no mercado (tipo IR3).

Por outro lado se for realizada a troca de um MITRGE por outro do mesmo nível de rendimento e, durante o primeiro ano for realizada uma rebobinagem que aumente o rendimento da forma apresentada na pesquisa, a ação torna-se a segunda melhor rentabilidade entre os tipos de ações de eficiência energética apresentadas. Este caso foi representado como as opções Retrof_IR3 e Retrof_IR4. Esse processo também é classificado como *retrofitting* do motor e tem preço menor que os preços praticados no mercado para motores IR3.

Outro destaque deve ser dado a variação da rentabilidade com o carregamento. É notório que em 50% de carregamento os rendimentos das opções tornam-se próximos e devido a esta proximidade e aos investimentos realizados para 100% de carregamento as rentabilidades das opções variam de forma não linear entretanto os motores que passaram por *retrofitting* são mais rentáveis devido ao menor investimento desta opção em relação a troca por motor IR3 vendido no mercado (que possui preço maior preço de mercado que o investimento nos motores "Retrof").

Ainda no carregamento de 50% quanto menor for a quantidade de horas em operação por ano, o motor que passou por *retrofitting* e tem menor rendimento torna-se a opção mais rentável, diferentemente do observado no máximo de horas em operação por ano (8000 horas/ano).

Por fim a bancada experimental de ensaios alcança um nível de confiabilidade e segurança nas medições devido a boa precisão e exatidão dos aparelhos de medição envolvidos seguindo os erros máximos estabelecidos na norma IEEE 112/2017. A bancada possui um transdutor de torque que acopla o motor em ensaio a um conjunto máquina de indução com rotor gaiola de esquilo e inversor 4Q emulando a carga mecânica. Tal concepção de bancada permite flexibilidade na operação dos ensaios e torna disponível outros tipos de medição como torque máximo e torque de partida.

6.2 Trabalhos Futuros

Em continuidade a este trabalho uma proposta seria alcançar o limite da rentabilidade destes motores que passaram por *retrofitting*, em horas trabalhadas por ano. Esta informação mostraria para motores em baixa potência e carregamento parcial o compromisso entre o rendimento do MITRGE e o preço do investimento financeiro na opção que é de grande importância para a rentabilidade e viabilidade econômica. Este estudo abriria o leque para os métodos de otimização descritos no estado da arte da seção 1.2, justamente como opção suplementar de aumento de rendimento em baixos carregamentos.

Outra opção de trabalho futuro é o teste de novos enrolamentos, não convencionais e também não simétricos. Enrolamentos em Y com delta interno, ou com cintas de fase não convencionais podem ser estudados. Enrolamentos em Y com delta interno são bem avaliados em recentes pesquisas e as cintas de fase não convencionais abrem esta linha de pesquisa devido a poucos estudos na área. Enrolamentos com q fracionário e uso de bobinas curtas em q ímpar (enrolamentos concêntricos) já são fabricados em linhas de produção e podem ser verificados. O uso do software BOBISoft[®] torna-se uma boa ferramenta computacional para verificações acerca de alguns indicadores dos MITRGE no processo de rebobinagem. A partir desta proposta poderia ser proposto um conjunto de indicadores que mostrem que o rendimento melhorou após a rebobinagem sem a necessidade de um ensaio para a medição do rendimento.

Uma última proposta seria a automação da bancada experimental de ensaios de medição de rendimento de motores utilizada neste trabalho. A automação poderia controlar tempos para realização dos ensaios e o impacto da elasticidade ou rapidez do ensaio no próprio

rendimento. O método B e B1, da norma IEEE 112/2017, apresentam requisitos de teste relacionados a incrementos e decrementos de temperatura em ensaios de carga. Já o método A necessita alcançar a estabilidade térmica e todos os métodos precisam medir a resistência do estator indiretamente após um ensaio em carga. A automação da bancada para determinados ensaios seria de grande interesse na busca de maior padronização dos métodos já descritos na norma IEEE 112/2017.

6.3 Publicações

A seguinte lista de publicações acerca da linha de pesquisa abordada neste trabalho é apresentada a seguir em ordem cronológica de publicação e de autoria própria:

AGUIAR, V.P.B. ; PONTES, R.S.T. ; FERNADES NETO, T.R. Three-Phase Induction Motor Preliminary Design Assisted by CAD Software Based on Brazilian Standards. In: Internatinal Conference EEMODS' 2013, Rio de Janeiro, Brasil. Proceedings of the 8th International Conference EEMODS' 2013 Energy Efficiency in Motor Driven Systems. Luxemburgo: Publications Office of the European Union, 2014. V. Único. p. 42-52.

- Publicado;
- Apresentado pelo autor.

AGUIAR, V.P.B. ; PONTES, R. S. T. ; FERNANDES NETO, T. R. Study and Energy Efficiency Improvement in the Design of an Induction Motor Based on Interactive CAD Software. In: 2013 Brazilian Power Electronics Conference - COBEP 2013, Gramado, Brasil. 2013 Brazilian Power Electronics Conference. V. Único. p. 878-883.

- Publicado;
- Apresentado pelo professor Luiz Daniel.

AGUIAR, V.P.B. ; PONTES, R. S. T. ; FERNANDES NETO, T. R.; SOUZA, K. N. Comparison of FEA Field Models Combined with Analytical Method to Determine the Performance Characteristics of High Efficiency Induction Motors. In: 13th Brazilian Power Electronics Conference and 1st Southern Power Electronics Conference - COBEP-SPEC 2015, Fortaleza, Brasil.

- Publicado;
- Apresentado pelo autor.

AGUIAR, V.P.B. ; PONTES, R. S. T. ; FERNANDES NETO, T. R. Parameters Estimation of Squirrel Cage Induction Motors with Closed Rotor Slots. In: Advances in

Magnetics Conference - AIM 2016. Bormio, Itália.

- Publicado;
- Apresentado pelo autor.

AGUIAR, V.P.B. ; PONTES, R. S. T. ; FERNANDES NETO, T. R.; SOUSA, R. H. Determination of the Relative Permeability to Estimate the Efficiency in Energy-Efficient Motors. In: 2016 IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation (CEFC), Miami, FL, E.U.A.

- Publicado;
- Apresentado pelo autor.

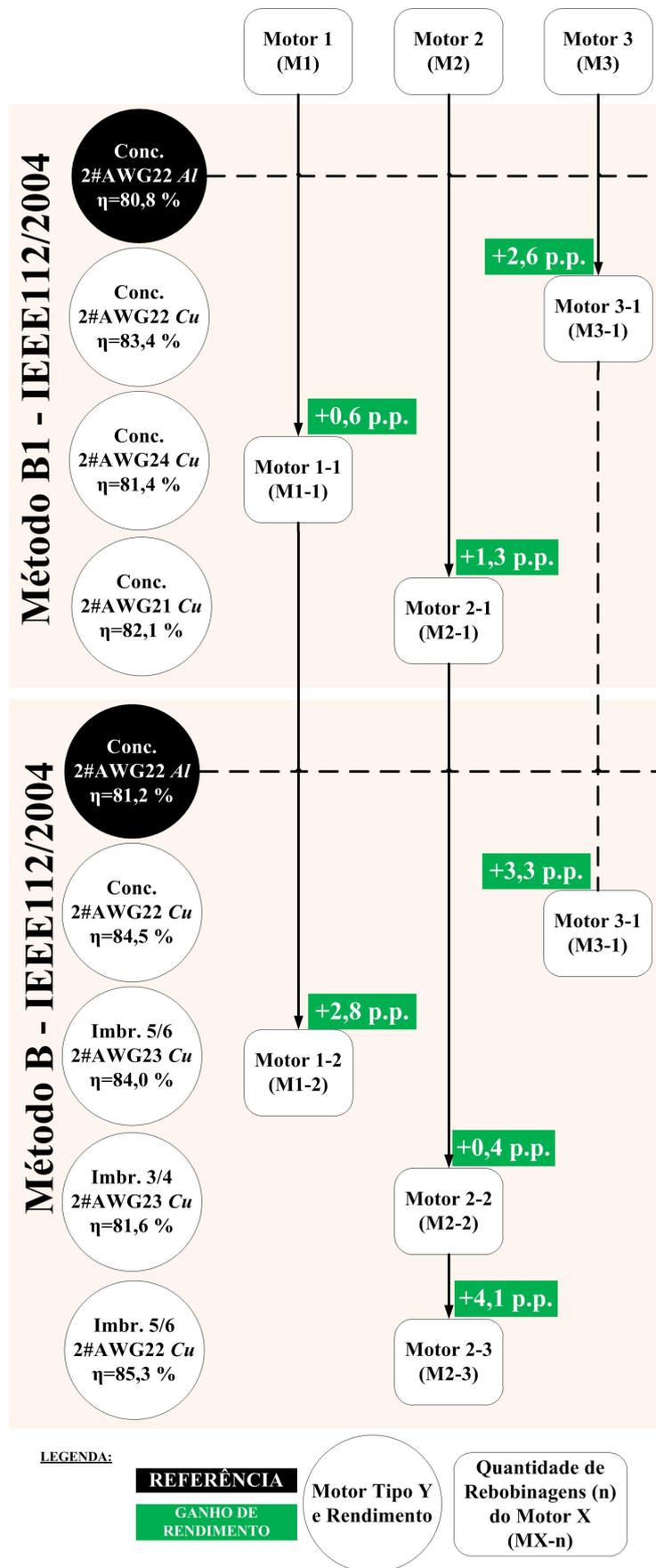
AGUIAR, V.P.B. ; PONTES, R. S. T. ; FERNANDES NETO, T. R.; FERREIRA, F. J. T. E. Rewinding Strategy Aided by FEA as a Solution to Increase Efficiency of Industrial Motors. In: 2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM'16), Lausanne, Suíça. V. Único. p. 2803-2809.

- Publicado;
- Apresentado pelo professor Fernando J. T. E. Ferreira.

AGUIAR, V.P.B. ; PONTES, R. S. T. ; FERREIRA, F. J. T. E. Technical and Economic Evaluation of Efficiency Improvement after Rewinding in Low-Power Induction Motors: A Brazilian Case. *Energies* V. 11, p. 1701, 2018.

- Publicado;

Figura 30 – Cronologia de rebobinagens realizadas nos três MITRGE utilizados nos ensaios experimentais



Fonte: o autor.

REFERÊNCIAS

- AGAMLOH, E.; BOGLIETTI, A.; CAVAGNINO, A. The Incremental Design Efficiency Improvement of Commercially Manufactured Induction Motors. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 49, n. 6, p. 2496–2504, Novembro 2013. ISSN 0093-9994.
- AGAMLOH, E. B. Induction motor efficiency. **IEEE Industry Applications Magazine**, v. 17, n. 6, p. 20–28, Nov 2011. ISSN 1077-2618.
- AGAMLOH, E. B.; ANDRADE, C. T. C.; PONTES, R. S. T. Assessment of Prospects of Prescribing Super-Premium Efficiency Levels with Induction Motor Technology. In: EEMODS'13: ENERGY EFFICIENCY IN MOTOR DRIVEN SYSTEMS, 2013, Rio de Janeiro, RJ, Brasil. **Anais...** Luxemburgo: EC/JRC/IET, 2014.
- AGUIAR, V. P. B.; PONTES, R. S. T.; FERNANDES NETO, T. R. Study and Energy Efficiency Improvement in the Design of an Induction Motor based on Interactive CAD Software. In: 2013 BRAZILIAN POWER ELECTRONICS CONFERENCE (COBEP), 2013, Gramado, RS, Brasil. **Anais...** Piscataway, NJ: IEEE, 2013. p. 878–883.
- AGUIAR, V. P. B.; PONTES, R. S. T.; FERNANDES NETO, T. R.; FERREIRA, J. T. E. Rewinding Strategy Aided by FEA as a Solution to Increase Efficiency of Industrial Motors. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL MACHINES (ICEM), 22., 2016, Lausanne, Suíça. **Anais...** Piscataway, NJ: IEEE, 2016. p. 2803–2809.
- AGUIAR, V. P. B.; PONTES, R. S. T.; FERREIRA, F. J. T. E. Technical and economic evaluation of efficiency improvement after rewinding in low-power induction motors: A brazilian case. **Energies**, v. 11, n. 7, 2018.
- ALBERTI, L. **A Modern Analysis Approach of Induction Motor for Variable Speed Applications**. 2009. 126 f. Tese (Doctor of Philosophy) — Department of Electrical Engineering, University of Padova, Pádua, Itália, 2009.
- ALBERTI, L.; BIANCHI, N.; BOGLIETTI, A.; CAVAGNINO, A. Core Axial Lengthening as Effective Solution to Improve the Induction Motor Efficiency Classes. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 49, n. 1, p. 218–215, Janeiro 2014. ISSN 0093-9994.
- ALBERTI, L.; BIANCHI, N.; BOLOGNANI, S. A Very Rapid Prediction of Performance Combining Analytical and Finite-Element Analysis. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 44, n. 5, p. 1505–1512, Setembro/Outubro 2008. ISSN 0093-9994.
- ALMEIDA, A. de; FERREIRA, F.; BAOMING, G. Beyond Induction Motors - Technology Trends to Move Up Efficiency. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 50, n. 3, p. 2103–2114, Maio 2014. ISSN 0093-9994.
- ALMEIDA, A. de; FERREIRA, F.; DUARTE, A. Q. Technical and Economical Considerations on Super High-Efficiency Three-Phase Motors. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 50, n. 2, p. 1274–1285, Março 2014. ISSN 0093-9994.
- ALMEIDA, A. T. de; FERREIRA, F. J. T. E. Induction Motor Downsizing as a Low-Cost to Save Energy. **Journal of Cleaner Production**, v. 24, n. 1, p. 117–131, Março 2012. ISSN 0959-6526.

ANDRADE, C. T. de C. **Análise de Métodos para Determinação da Eficiência de Motores Trifásicos de Indução**. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Ceará, 2009.

ANDRADE, C. T. de C.; PONTES, R. S. T. Economic analysis of brazilian policies for energy efficient electric motors. **Energy Policy**, v. 106, p. 315 – 325, 2017. ISSN 0301-4215. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0301421517301738>>.

BASTOS, J. P. A.; SADOWSKI, N. **Electromagnetic Modeling by Finite Elements**. 1st. ed. Nova York: Marcel Dekker, 2003. 490 p. ISBN 0824742699.

BIANCHI, N. **Electrical Machine Analysis Using Finite Elements**. 1st. ed. Boca Raton: CRC Press, 2005. 304 p. ISBN 9780849333996.

BOGLIETTI, A.; CAVAGNINO, A.; FERRARIS, L.; LAZZARI, M.; LUPARIA, G. No tooling cost process for induction motors energy efficiency improvements. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 41, n. 3, p. 808–816, Maio 2005. ISSN 0093-9994.

BOGLIETTI, A.; CAVAGNINO, A.; LAZZARI, M.; VASCHETTO, S. Preliminary induction motor electromagnetic sizing based on a geometrical approach. **IET Electric Power Applications**, v. 6, n. 9, p. 583–592, Novembro 2012. ISSN 1751-8660.

BOLDEA, I.; NASAR, S. A. **The Induction Machines Design Handbook**. 2nd. ed. Boca Raton: CRC Press, 2010. 824 p. ISBN 9781420066685.

BRASIL Agência Nacional de Energia Elétrica. **Chamada nº 002/2015 Projeto Prioritário de Eficiência Energética**: Promovendo a eficiência energética no segmento de força motriz. Brasília, Distrito Federal, 2015. Disponível em: <<http://www.aneel.gov.br/programa-eficiencia-energetica>>.

BRASIL Agência Nacional de Energia Elétrica. **Relatórios de Consumo e Receita de Distribuição**. Brasília, Distrito Federal, 2018. Disponível em: <<http://www.aneel.gov.br/relatorios-de-consumo-e-receita>>.

BRASIL Instituto de Pesquisa Econômica Aplicada. **Ipeadata**. Brasília, Distrito Federal, 2018. Disponível em: <<http://www.ipeadata.gov.br>>.

BRASIL Ministério de Minas e Energia, Ministério da Ciência e Tecnologia e Ministério do Desenvolvimento, Indústria e Comércio Exterior. **Portaria Interministerial No. 553, 8 de Dezembro de 2005 - Programa de Metas Motores Elétricos de Indução Trifásicos**. Brasília, Distrito Federal, 2005. Disponível em: <http://www.inmetro.gov.br/qualidade/pdf/Portaria_MME_MCT_MDIC_553-2005\%5B1\%5D.pdf>.

BRASIL Ministério de Minas e Energia, Ministério da Ciência, Tecnologia, Inovações e Comunicações e Ministério do Comércio Exterior e Serviços. **Portaria Interministerial No. 1, 29 de Junho de 2017 - Programa de Metas Motores Elétricos de Indução Trifásicos**. Brasília, Distrito Federal, 2017. Disponível em: <<http://www.mme.gov.br/web/guest/aceso-a-informacao/legislacao/portarias-interministeriais>>.

CAO, W.; BRADLEY, K. Assessing the impacts of rewind and repeated rewinds on induction motors: is an opportunity for Re-designing the machine being wasted? **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 42, n. 4, p. 958–964, Julho 2006. ISSN 0093-9994.

CAO, W.; BRADLEY, K.; ALLEN, J. Evaluation of additional loss in induction motors consequent on repair and rewinding. **IEE Proceedings Electric Power Applications**, v. 153, n. 1, p. 1–6, Janeiro 2006. ISSN 1350-2352.

CARDOSO, J. R. **Electromagnetics Through the Finite Element Method: A Simplified Approach Using Maxwell's Equations**. 1st. ed. Boca Raton: CRC Press, 2016. 198 p. ISBN 9781498783576.

CHEN, J. Y.; CHEN, C. Z. Investigation of a new AC electrical machine winding. **IEE Proceedings Electric Power Applications**, v. 145, n. 2, p. 125–132, Março 1998. ISSN 1350-2352.

CISTELECAN, M. V.; FERREIRA, F.; COSAN, H. B. Generalized MMF space harmonics and performance analysis of combined multiple-step, star-delta, three-phase windings applied on induction motors. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL MACHINES, 18., 2008, Vilamoura, Espanha. **Anais...** Piscataway, NJ: IEEE, 2008.

CISTELECAN, M. V.; FERREIRA, F. J. T. E.; POPESCU, M. Adjustable Flux Three-Phase AC Machines with Combined Multiple-Step Star-Delta Winding Connections. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, v. 25, n. 2, p. 348–355, Junho 2010. ISSN 0885-8969.

CONCLI, F.; GORLA, C. Windage, churning and pocketing power losses of gears: different modeling approaches for different goals. **Forschung im Ingenieurwesen**, v. 80, n. 3, p. 85–99, Dec 2016. ISSN 1434-0860.

CONCLI, F.; TORRE, A. D.; GORLA, C.; MONTENEGRO, G. A new integrated approach for the prediction of the load independent power losses of gears: development of a mesh-handling algorithm to reduce the cfd simulation time. **Advances in Tribology**, v. 2016, p. 8, 2016. Disponível em: <<https://doi.org/10.1155/2016/2957151>>.

ELECTRICAL APPARATUS SERVICE ASSOCIATION. **AR 100**: Recommended Practice for the Repair of Rotating Electrical Apparatus. St. Louis, 2015. 28 p.

E.U.A. (Governo Federal). 110^o Congress of United States of America. **Energy Independence and Security Act fo 2007**. Washington, Distrito de Columbia, 2007. Disponível em: <<https://www.govtrack.us/congress/bills/110/hr6/text>>.

FERREIRA, F.; ALMEIDA, A. de. Method for in-field evaluation of the stator winding connection of three-phase induction motors to maximize efficiency and power factor. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, v. 21, n. 2, p. 370–379, Junho 2006. ISSN 0885-8969.

FERREIRA, F.; ALMEIDA, A. de. Novel Multiflux Level, Three-Phase, Squirrel-Cage Induction Motor for Efficiency and Power Factor Maximization. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, v. 23, n. 1, p. 101–109, Março 2008. ISSN 0885-8969.

FERREIRA, F.; CISTELECAN, M.; ALMEIDA, A. de. Comparison of Different Tapped Windings for Flux Adjustment in Induction Motors. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, v. 29, n. 2, p. 375–391, Junho 2014. ISSN 0885-8969.

FERREIRA, J. T. E.; SILVA, A. M.; AGUIAR, V. P. B.; PONTES, R. S. T.; QUISPE, E. C.; ALMEIDA, A. T. de. Overview of retrofitting options in induction motors to improve their efficiency and reliability. In: 2ND ICPS EUROPE AND 18TH EEEIC, 2018, Palermo, Itália. **Anais...** Piscataway, NJ: IEEE, 2018.

FERREIRA, J. T. E.; SILVA, A. M.; ALMEIDA, A. T. de. Software Tool for Fast and Optimized Design of Three-Phase Stator Windings of Induction Motors. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENERGY EFFICIENCY IN MOTOR DRIVEN SYSTEMS (EEMODS), 10., 2017, Roma, Itália. **Anais...** Luxemburgo: Publications Office of the European Union, 2017. p. 370–389.

FULLER, S. K.; PETERSEN, S. R. **NIST HANDBOOK 135**: Life-cycle costing manual for the federal energy management program. Washington, DC, 1996. 210 p. Disponível em: <<https://www.nist.gov/publications/life-cycle-costing-manual-federal-energy-management-program-nist-handbook-135-1995>>.

GRANDE, M. A.; FERRARIS, L.; FRANCHINI, F.; POŠKOVIĆ, E. New smc materials for small electrical machine with very good mechanical properties. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 54, n. 1, p. 195–203, Jan 2018. ISSN 0093-9994.

HADŽISELIMOVIĆ, M.; MARČIČ, T.; ŠTUMBERGER, B.; ZAGRADIŠNIK, I. Winding type influence on efficiency of an induction motor. **PRZEGLĄD ELEKTROTECHNICZNY (Electrical Review)**, v. 87, n. 3, p. 61–64, Março 2011. ISSN 0033-2097.

IEC 60034-30-1. International standard (IEC). **Rotating Electrical Machines - Part 30-1: Efficiency classes of line operated AC motors (IE code)**, 2014.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE Std 112-2017(Revision of IEEE Std 112-2004)**: IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators. Piscataway, 2018. 115 p.

JILES, D. **Introduction to Magnetism and Magnetic Materials**. 3rd. ed. Boca Raton: CRC Press, 2015. 626 p. ISBN 9781482238877.

KASTEN, H.; HOFMANN, W. Electrical machines with higher efficiency through combined star-delta windings. In: INTERNATIONAL ELECTRIC MACHINES DRIVES CONFERENCE (IEMDC), 2011, Niagra Falls, ON, Canadá. **Anais...** Piscataway, NJ: IEEE, 2011. p. 1374–1379.

KASTEN, H.; HOFMANN, W. Combined stator windings in electric machines with same coils. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL MACHINES (ICEM), 20., 2012, Marselha, França. **Anais...** Piscataway, NJ: IEEE, 2012. p. 103–108.

KIRTLEY JR., J.; COWIE, J.; BRUSH, E.; PETERS, D.; KIMMICH, R. Improving Induction Motor Efficiency with Die-cast Copper Rotor Cages. In: 2007 POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING, 2007, Tampa, FL, EUA. **Anais...** Piscataway, NJ: IEEE, 2007.

LEI, Y.; ZHAO, Z.; WANG, S.; DORRELL, D.; XU, W. Design and Analysis of Star-Delta Hybrid Windings for High-Voltage Induction Motors. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, v. 58, n. 9, p. 3758–3767, Setembro 2011. ISSN 0278-0046.

LIPO, T. A. **Introduction to AC Machine Design**. 3rd. ed. Madison: WisPERC - University of Wisconsin, 2007. 627 p. ISBN 0974547026.

LIWSCHITZ, M. M. Differential leakage with respect to the fundamental wave and to the harmonics. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, v. 63, n. 12, p. 1139–1150, Dec 1944. ISSN 0096-3860.

- LIWSCHITZ, M. M. Differential leakage of a fractional-slot winding. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, v. 65, n. 5, p. 314–320, May 1946. ISSN 0096-3860.
- LIWSCHITZ, M. M. Differential leakage of the different patterns of a fractional slot winding. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, v. 68, n. 2, p. 1129–1132, July 1949. ISSN 0096-3860.
- MACH, M.; HAJEK, V. Practical testing of methods for improvement of efficiency of a small induction motor. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENVIRONMENT AND ELECTRICAL ENGINEERING (EEEIC), 15., 2015, Roma, Itália. **Anais...** Piscataway, NJ: IEEE, 2015. p. 901–906.
- MISIR, O.; PONICK, B. Analysis of three-phase induction machines with combined Star-Delta windings. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON INDUSTRIAL ELECTRONICS (ISIE), 23., 2014, Instambul, Turquia. **Anais...** Piscataway, NJ: IEEE, 2014. p. 756–761.
- MISIR, O.; RAZIEE, S. M.; HAMMOUCHE, N.; KLAUS, C.; KLUGE, R.; PONICK, B. Prediction of losses and efficiency for three-phase induction machines equipped with combined star-delta windings. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 53, n. 4, p. 3579–3587, July 2017. ISSN 0093-9994.
- MUTEBA, M.; JIMOH, A. Performance analysis of a three-phase induction motor with double-triple winding layout. In: INTERNATIONAL FUTURE ENERGY ELECTRONICS CONFERENCE (IFEEC), 1., 2013, Tainan, Taiwan. **Anais...** Piscataway, NJ: IEEE, 2013. p. 131–136.
- NBR 17094-1. Norma brasileira (ABNT). **Máquinas Eléctricas Girantes - Parte 1: Motores de Indução Trifásicos - requisitos**, p. 1–69, 2018.
- NEMA MG-1-12. American standard (NEMA). **Motors and Generators 1 - Part 12**, 2014.
- PENROSE, H. Anatomy of an energy efficient electric motor rewind. **IEEE Electrical Insulation Magazine**, v. 13, n. 1, p. 14–19, Janeiro 1997. ISSN 0883-7554.
- PYRHÖNEN, J.; JOKINEN, T.; HRABOVCOVÁ, V. **Design of Rotating Electrical Machines**. 1st. ed. Chichester: John Wiley & Sons, 2008. 512 p. ISBN 9780470695166.
- QUINTINO, A.; ABRANTES, N.; FERREIRA, J. T. E.; ALMEIDA, A. T. de. Four-Quadrant Electric Motor Test Bench with a Fully Programmable Load Profile. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENERGY EFFICIENCY IN MOTOR DRIVEN SYSTEMS (EEMODS), 7., 2011, Alexandria, VA, EUA. **Anais...** Luxemburgo: Publications Office of the European Union, 2011. p. 176–185.
- RAZIEE, S. M.; MISIR, O.; PONICK, B. Winding function approach for winding analysis. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 53, n. 10, p. 1–9, Oct 2017. ISSN 0018-9464.
- SADIKU, M. N. O. **Numerical Techniques in Electromagnetics with MATLAB**. 3rd. ed. Boca Raton: CRC Press, 2009. 710 p. ISBN 9781420063097.
- SILVA, A. M. **Interface Improvement and Development of New Tools in the BobiSoft Software**. 2017. 112 f. Dissertação (Master of Science in Electrical and Computer Engineering) — Faculdade de Ciência e Tecnologia, Universidade de Coimbra, Coimbra, 2017.

STATON, D.; BOGLIETTI, A.; CAVAGNINO, A. Solving the more difficult aspects of electric motor thermal analysis in small and medium size industrial induction motors. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, v. 20, n. 3, p. 620–628, Sept 2005. ISSN 0885-8969.

TOMMASO, A. O. D.; GENDUSO, F.; MICELI, R.; GALLUZZO, G. R. An exact method for the determination of differential leakage factors in electrical machines with non-symmetrical windings. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 52, n. 9, p. 1–9, Sept 2016. ISSN 0018-9464.

TONG, W. **Mechanical Design of Electric Motors**. 1st. ed. Boca Raton: CRC Press, 2014. 702 p. ISBN 9781420091434.

U.E. (European Commission (EC) No. 640). Official Journal of European Union. **Implementing Directive 2005/32/EC of the European Parliament and of the Council with Regard to Ecodesign Requirements for Electric Motors**. Estrasburgo, França, 2009. Disponível em: <<http://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/?uri=CELEX:32009R0640>>.

WEG. **Manual de Bobinagem - Motores Elétricos de Indução**. 19 – –.

WEG S.A. **Motores Elétricos Trifásicos Baixa Tensão**. 2018. Disponível em: <https://www.weg.net/catalog/weg/BR/pt/Motores-El%C3%A9tricos/Trif%C3%A1sico---Baixa-Tens%C3%A3o/c/BR_MT_3PHASE_LV>.