

Hugo Filipe Vieira da Silva

Simulação e comparação dos parâmetros do circuito equivalente por fase de motores de indução trifásicos com rotor em gaiola de esquilo de diferentes classes de rendimento

Dissertação de Mestrado

Setembro/2016



UNIVERSIDADE DE COIMBRA



UNIVERSIDADE DE COIMBRA

FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE COIMBRA
MESTRADO INTEGRADO EM ENGENHARIA ELETROTÉCNICA E DE COMPUTADORES

**Simulação e comparação dos parâmetros do circuito
equivalente por fase de motores de indução trifásicos
com rotor em gaiola de esquilo de diferentes classes de
rendimento**

Hugo Filipe Vieira da Silva

Membros do Júri:

Presidente: Professor Doutor Jaime Baptista dos Santos

Orientador: Professor Doutor Fernando José Teixeira Estêvão Ferreira

Vogal: Professor Doutor Sérgio Manuel Ângelo da Cruz

Setembro 2016

Coimbra

Agradecimentos

Em primeiro lugar, expresso o meu agradecimento ao Prof. Doutor Fernando José Teixeira Estêvão Ferreira o papel que teve como orientador neste trabalho, pelo conhecimento transmitido bem como a facultação dos meios materiais necessários à sua realização.

Em segundo, agradeço ao Instituto de Sistemas e Robótica da Universidade de Coimbra pelas condições que me foram proporcionadas para a realização deste trabalho.

Em terceiro lugar, expresso o meu agradecimento a todos os professores com quem tive oportunidade de trabalhar ao longo destes anos, por todo o conhecimento que me transmitiram, tanto a nível académico como em valores pessoais.

Quero agradecer aos meus pais pela oportunidade que me deram, sem eles nada disto seria possível. À minha restante família pelo apoio incondicional demonstrado ao longo desta caminhada.

Por último, quero agradecer a todos os colegas que me acompanharam ao longo desta etapa, foram imprescindíveis para que conseguisse chegar aqui.

A todos, o meu sincero Obrigado!

Resumo

Os objetivos principais desta dissertação são, de uma forma geral, comparar as alterações dos parâmetros do circuito equivalente por fase de quatro motores de indução trifásico com rotor em gaiola de esquilo de classes de rendimento IE1, IE2, IE3 e IE4 de um único fabricante, correlacionando-os com as perdas que os mesmos produzem e com aspectos construtivos dos motores em termos dimensionais e de quantidade e qualidade dos materiais ativos utilizados. Serão desenvolvidos modelos de simulação para os diferentes motores analisados, com bases em ensaios experimentais.

Este documento está estruturado da seguinte forma:

O capítulo 1 exhibe o enquadramento do tema sobre o qual se desenvolveu esta dissertação.

No capítulo 2 são apresentados os conceitos gerais relacionados com o motor de indução trifásico com rotor em gaiola de esquilo. Inicialmente é abordado o princípio de funcionamento do motor e são relatados os principais aspectos construtivos do mesmo. De seguida é fundamentado a obtenção do circuito equivalente por fase do motor com representação dos parâmetros do mesmo. São também definidas as perdas elétricas e mecânicas que ocorrem no motor de indução e por último, é feita uma comparação das duas principais normas usadas para o cálculo do rendimento dos motores.

No capítulo 3 é feita uma descrição das montagens experimentais, equipamentos e procedimentos utilizados na realização das medições. De seguida são abordados dois métodos de cálculo dos parâmetros do esquema equivalente, sendo um pela análise do circuito e outro seguindo o procedimento aconselhado pela norma IEEE 112, com respetiva análise de resultados. Posteriormente é fundamentado o cálculo dos valores de rendimento obtidos, comparando as normas IEEE 112 e IEC 60034-2-1, com respetiva análise. Para finalizar serão mostrados os resultados obtidos das simulações realizadas.

Finalmente, o capítulo 4 expõe as principais conclusões retiradas do trabalho desenvolvido e propõe algumas sugestões para trabalho futuro.

Abstract

In this dissertation, the main parameter changes of IE1, IE2, IE3 and IE4 class induction motors, from one single supplier, are to be compared and correlated with the power losses produced and respective constructive differences in terms of dimension and active materials quantity and quality. On the basis of the experimental tests, simulation models for the different analyzed motors will be developed.

This document has the following structure:

Chapter 1 explains the framing of the theme of this thesis.

In chapter 2, general concepts related with squirrel cage induction motors are presented. Initially, is explained the working principle of the induction motor and the constructional features of this kind of motor are shown. Next, the equivalent circuit of induction motor is substantiated, with electric parameters represented. The electrical and mechanical losses are described and explained, and finally a comparison between the two main standards for electric machinery efficiency determination are made.

In chapter 3, are described the experimental setups, equipment and procedures used when carrying out the measurements. Then, two calculation methods of equivalent circuit parameters are explained and compared with appropriate analysis of the results. Posteriorly, the efficiency calculation values are shown with a comparison between standards IEEE 112 and IEC 60034-2-1, and finally, a critical analysis based on computation simulation results are made,

Chapter 5 presents the main conclusions from the work developed and some suggestions for future work.

*“Engineering isn’t about perfect solutions,
it’s about doing the best you
can with limited resources”*

-Randy Pausch, The Last Lecture

Conteúdo

Acknowledgments	i
Abstract	iii
Resumo	v
Lista de Acrónimos	xi
Lista de Figuras	xvi
Lista de Tabelas	xvii
1 Introdução	1
1.1 Enquadramento e Motivação	1
2 Capítulo 2	3
2.1 Descrição sumária do motor de indução trifásico com rotor em gaiola de esquilo	3
2.1.1 Aspetos construtivos	3
2.1.2 Princípio de funcionamento	5
2.2 Obtenção de um circuito equivalente por fase	6
2.3 Tipos de Perdas	9
2.3.1 Perdas por efeito de Joule nos enrolamentos do estator e do rotor . .	10
2.3.2 Perdas no núcleo	11
2.3.3 Perdas por atrito e ventilação	12
2.3.4 Perdas por dispersão em carga / Perdas adicionais (<i>Stray load losses</i>)	12
2.3.5 Conclusão	12
2.4 Métodos normalizados de ensaio. IEEE 112-B Vs IEC 60034-2-1	13
2.4.1 Precisão da instrumentação	14
2.4.2 Metodologia	14
2.4.3 Fatores humanos	16

3	Ensaio Experimentais e Simulações	17
3.1	Motores usados nos ensaios experimentais que são fundamento de estudo . . .	17
3.2	Determinação dos parâmetros a partir de ensaios a vazio e com rotor bloqueado	19
3.2.1	Ensaio em vazio	20
3.2.2	Ensaio com o rotor bloqueado	22
3.2.3	Resultados - Perdas em vazio	23
3.3	Métodos de estimação dos parâmetros do esquema equivalente	25
3.3.1	Cálculo pela análise do circuito	25
3.3.2	Cálculo segundo IEEE 112	27
3.3.3	Resultados - Parâmetros	30
3.4	Ensaio em carga	33
3.4.1	Perdas em carga	35
3.4.2	Cálculo do rendimento	38
3.4.3	Resultados - ensaio em carga	39
3.5	Simulação computacional	46
4	Conclusões e trabalho futuro	53
	Bibliography	54
	Appendices	58
A	Informações adicionais dos motores usados em teste	58
A.1	Dados de referência	58
A.2	Informações construtivas	59
A.2.1	Medidas das chapas empilhadas características dos motores utilizados	59
B	Folhas de cálculo IEEE 112-B	69
C	Script desenvolvido	72
D	Aparelhos de medida	75
D.1	Medições elétricas	75
D.2	Medição de temperaturas	76
D.3	Dinamómetro	77
D.3.1	Princípio de funcionamento	77

Lista de Acrónimos

CEMEP European Committee of Manufacturers of Electrical Machines and Power Electronics

NEMA National Electric Manufacturers Association

IEC International Electrotechnical Commission

IE International Efficiency

IACS International Annealed Copper Standard

Lista de Símbolos

Símbolo	Descrição	Unidades
f	frequência de alimentação	Hz
n	velocidade de rotação	rpm
p	número de pares de pólos	
P	potência	W
s	deslizamento	
I_0	corrente no ensaio em vazio	A
I_{fe}	corrente que percorre a resistência do ferro	A
I_m	corrente que percorre a reactância de magnetização	A
I_{rb}	corrente no ensaio com o rotor bloqueado	A
V_0	tensão no ensaio em vazio	V
V_{Rb}	tensão no ensaio com o rotor bloqueado	V
E_0	tensão induzida no ramo de magnetização em vazio	V
B_M	susceptância de magnetização	siemens
G_{fe}	condutância de perda no ferro	siemens
P_0	potência de entrada em vazio	W
P_{Rb}	potência de entrada com rotor bloqueado	W
P_{JE}	perdas por efeito de Joule no estator	W
P_{HF}	perdas no núcleo por histerese e por correntes Foucault	W
P_{JR}	perdas por efeito de Joule no rotor	W
P_{av}	perdas por atrito e ventilação	W
P_{disp}	perdas por dispersão em carga	W
$P_{útil}$	potência mecânica de saída	W
R_{fe}	resistência do ferro	Ω
R_r	resistência do rotor	Ω
R_s	resistência do estator	Ω
X_m	reactância de magnetização	Ω

X_r	reactância de fugas do rotor	Ω
X_s	reactância de fugas do estator	Ω
X_{rRb}	reactância de fugas do rotor referida ao estator, de rotor travado	Ω
Q_0	potência reativa no ensaio em vazio	VAr
Q_{Rb}	potência reativa no ensaio com o rotor bloqueado	VAr
Z_{Rb}	impedância com o rotor bloqueado	Ω
η	rendimento	%

Lista de Figuras

2.1	Exemplo de enrolamentos do estator.	4
2.2	Exemplo de rotor em gaiola de esquilo.	4
2.3	Visão "explodida" do motor de indução trifásico.	4
2.4	Circuito equivalente do estator de um motor de indução trifásico.	7
2.5	Circuito equivalente do rotor de um motor de indução na frequência de deslizamento.	8
2.6	Circuito equivalente por fase de um motor de indução.	9
2.7	Porcentagem média de perdas em função da potência nominal.	10
2.8	Zonas do motor onde ocorrem as perdas.	10
2.9	Ciclo de histerese típico.	11
2.10	Diagrama de fluxo de Potência para um motor de indução trifásico.	13
3.1	Ventilação IE1, IE2, IE3 e IE4.	18
3.2	Rotor dos diferentes motores.	19
3.3	Enrolamentos do estator.	19
3.4	Circuito equivalente para motor em vazio.	20
3.5	Esquemática do "set up" do ensaio em vazio e rotor travado.	21
3.6	Determinação das perdas rotacionais por extrapolação da curva.	22
3.7	Circuito equivalente para rotor travado.	23
3.8	Extrapolação da curva para obtenção das perdas por atrito e ventilação.	24
3.9	Resultados: Total das perdas em vazio.	24
3.10	Variação da reactância total e da resistência do rotor com a frequência do motor IE1.	33
3.11	Evolução comparativa dos parâmetros do esquema equivalente por fase dos diferentes motores	34
3.12	Bancada de ensaios: Ensaio em carga usando o dinamómetro.	35
3.13	Aperfeiçoamento das perdas residuais.	38

3.14	Evolução das perdas dos motores IE1 a IE4 em pu.	41
3.15	Evolução das perdas dos motores IE1 a IE4 em pu dos dados fornecidos pela WEG.	41
3.16	Evolução das perdas com o aumento de carga do motor IE1.	42
3.17	Curva de rendimento obtida no motor IE1	42
3.18	Evolução das perdas com o aumento de carga do motor IE2.	43
3.19	Curva de rendimento obtida no motor IE2	43
3.20	Evolução das perdas com o aumento de carga do motor IE3.	44
3.21	Curva de rendimento obtida no motor IE3	44
3.22	Evolução das perdas com o aumento de carga do motor IE4.	45
3.23	Curva de rendimento obtida no motor IE4	45
3.24	Curva de binário - velocidade do motor IE1	46
3.25	Curva de binário - velocidade do motor IE2	47
3.26	Curva de binário - velocidade do motor IE3	47
3.27	Curva de binário - velocidade do motor IE4	47
3.28	Curvas de rendimento IE1: simulado e experimental	48
3.29	Curvas de rendimento IE2: simulado e experimental	49
3.30	Curvas de rendimento IE3: simulado e experimental	49
3.31	Curvas de rendimento IE4: simulado e experimental	49
3.32	Variação experimental da indutância de magnetização com a corrente de magnetização no motor IE1.	51
3.33	Variação experimental da indutância de magnetização com a corrente de magnetização no motor IE2.	51
3.34	Variação experimental da indutância de magnetização com a corrente de magnetização no motor IE3.	52
3.35	Variação experimental da indutância de magnetização com a corrente de magnetização no motor IE4.	52
A.1	Dimensão das chapas do estator	59
A.2	Dimensão das ranhuras do estator a)	59
A.3	Dimensão das ranhuras do estator b)	68
D.1	Multímetro digital Yokogawa WT1030M 1030M.	75
D.2	Multímetro digital Fluke 45 para a medição das resistências estatóricas dos motores.	76

D.3 Fluke IR 63	76
D.4 dinamómetro de histerece Magtrol HD-815-8	77

Lista de Tabelas

2.1	Precisão da instrumentação requerida para a medição experimental (em porcentagem).	14
2.2	Principais aspetos que caracterizam e diferenciam as normas.	16
3.1	Motores usados nos ensaio experimentais e principais características.	18
3.2	Perdas por atrito e ventilação dos quatro motores testados em Watt.	23
3.3	Parâmetros do esquema equivalente do motor IE1	31
3.4	Parâmetros do esquema equivalente do motor IE2	31
3.5	Parâmetros do esquema equivalente do motor IE3	31
3.6	Parâmetros do esquema equivalente do motor IE4	32
3.7	Resultados: Valores de perdas e rendimentos à plena carga dos motores segundo as normas IEC e IEEE	39
A.1	Dados de referência disponibilizados pelo fabricante WEG	58

Capítulo 1

Introdução

1.1 Enquadramento e Motivação

A crescente procura por energia elétrica para sustentar o desenvolvimento global requer pesados investimentos em geração de energia. Entretanto, estes investimentos dependem de recursos naturais cada vez mais escassos devido à constante degradação do meio ambiente. A melhor estratégia para manter o fornecimento de energia é evitar o desperdício e aumentar a eficiência energética. Os motores elétricos desempenham um papel importante nesta estratégia, já que cerca de 40% da energia elétrica é consumida pelos mesmos, contribuindo em 13% para as emissões de dióxido de carbono. No sector industrial, os motores elétricos consomem, em média, cerca de 70% da energia elétrica, sendo a carga elétrica mais relevante. De entre todos os tipos de motores elétricos, os mais utilizados na indústria são os de indução trifásicos, integrando 85-90% das aplicações [1].

Como consequência desta necessidade de reduzir o consumo de energia e emissão de gases de efeito de estufa, governos de diversos países no mundo estabeleceram metas e requisitos mínimos de eficiência energética, também conhecidos como MEPS (Minimum Energy Performance Standards) para diversos tipos de equipamentos, inclusive motores elétricos. Assim, em 1999 foi estabelecido um acordo suportado pela CEMEP e pela Comissão Europeia, no qual ficou definido um sistema de classificação com três níveis de eficiência, EFF3, EFF2 e EFF1, correspondentes a baixa, média e alta eficiência, respetivamente. Entretanto, outros sistemas nacionais foram sendo desenvolvidos (e.g. NEMA nos EUA), sendo estes muito diferentes do Europeu, o que levou a Comissão Eletrotécnica Internacional (IEC, sigla em inglês) a desenvolver um padrão internacional que simplifica a correta seleção dos motores, a norma IEC 60034-30:2008, a qual já sofreu alguns ajustes sendo a versão IEC 60034-30-1:2014 a que se encontra em vigor atualmente. Este padrão criou e definiu quatro classes de eficiência para os motores trifásicos: IE1 (rendimento standard), IE2 (alto rendimento), IE3

(rendimento “Premium”) e IE4 (rendimento "Super Premium").

Como resultado, em Junho de 2011, os motores de indução trifásicos comercializados na União Europeia teriam que ser todos de classe igual ou superior à IE2, em Janeiro de 2015, os motores entre 7,5 kW e 375 kW teriam que ser todos de classe igual ou superior à IE3 e, finalmente, em Janeiro de 2017, os motores terão que ser todos de classe igual ou superior a IE3. Os fabricantes serão obrigados a mostrar o valor e classe de rendimento na chapa de características [2].

Atendendo a estes regulamentos, os fabricantes de motores elétricos procuram perceber onde ocorrem as perdas e como reduzi-las, estudam os materiais envolventes na construção e no funcionamento do motor, desde os parâmetros elétricos à ventilação, lubrificação dos rolamentos, com objetivo de melhorar a eficiência.

É pois neste contexto que se insere o trabalho apresentado ao longo desta dissertação, onde se pretende comparar as alterações dos principais parâmetros dos motores de indução de classes IE1, IE2, IE3 e IE4 de um único fabricante, correlacionando-as com as diferenças construtivas em termos dimensionais e de quantidade e qualidade dos materiais ativos utilizados.

Capítulo 2

Capitulo2

2.1 Descrição sumária do motor de indução trifásico com rotor em gaiola de esquilo

No acionamento de cargas mecânicas utilizam-se motores elétricos que são máquinas que transformam energia elétrica em energia mecânica, com algumas perdas energéticas no processo. Como essas perdas de energia são pequenas, o motor elétrico apresenta a vantagem de ser uma máquina com rendimento elevado.

De entre os diversos tipos de motores elétricos, o motor de indução trifásico é o mais utilizado em aplicações industriais por ser uma máquina com um princípio de funcionamento simples, construção robusta, com pequena manutenção, fiável e devido á automação do seu processo de fabrico, tem um preço pouco elevado [3].

2.1.1 Aspetos construtivos

O motor de indução com rotor em gaiola de esquilo é essencialmente constituída por duas partes distintas: o estator e o rotor.

O estator é a parte fixa da máquina. É constituído por uma carcaça que suporta um núcleo, em geral, de chapa magnética. Este núcleo é munido de cavas onde é montado um conjunto de enrolamentos dispostos simetricamente (figura 2.1). O número de enrolamentos é igual ao número de fases da máquina que, neste caso são três.

O rotor é a parte móvel da máquina. É colocado no interior do estator, tendo para o efeito, a forma de um cilindro. Tal como o estator, o rotor é constituído por um conjunto de chapas magnéticas empilhadas que constituem o núcleo magnético e por barras condutores curto-circuitadas por anéis terminais. Este núcleo magnético encontra-se apoiado sobre o veio, normalmente em aço (figura 2.2).

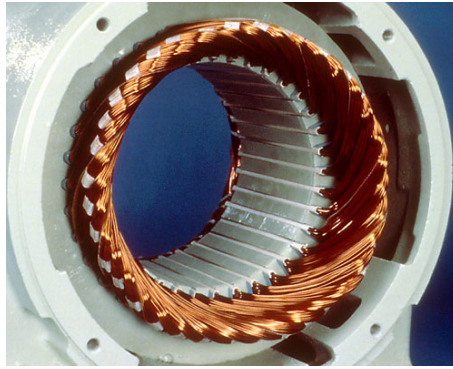


Figura 2.1: Exemplo de enrolamentos do estator.



Figura 2.2: Exemplo de rotor em gaiola de esquilo.

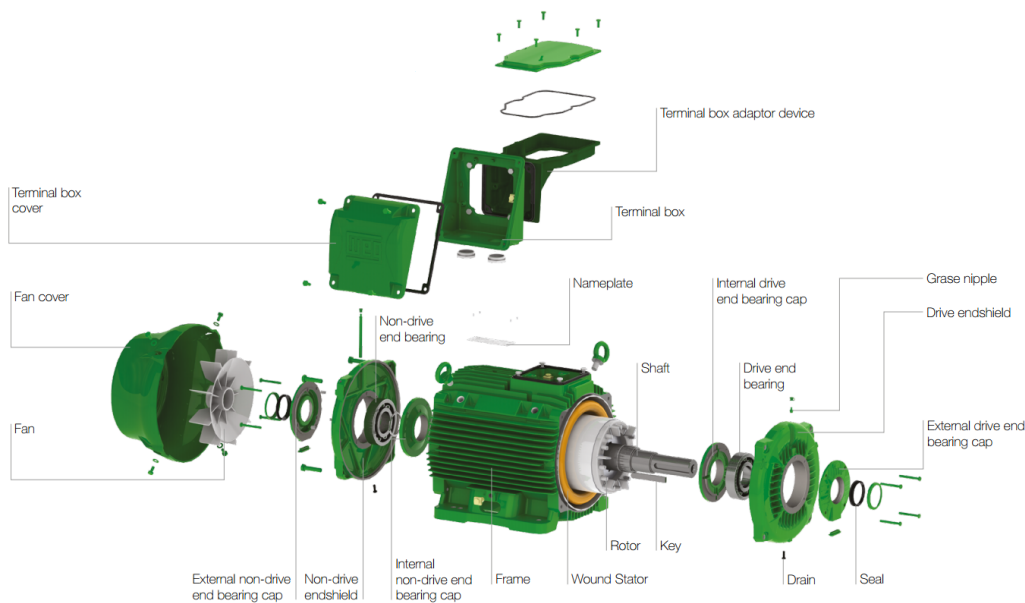


Figura 2.3: Visão "explodida" do motor de indução trifásico.

O tipo de rotor em gaiola de esquilo, os condutores são colocados em cavas paralelamente ao veio da máquina. Estes condutores encontram-se curto-circuitados em cada extremidade por um anel condutor. O conjunto do material condutor tem o aspeto de uma gaiola de esquilo, donde deriva o nome dado a este tipo de rotor. Em certos tipos de rotores a gaiola é inteiramente moldada, constituindo o conjunto um dispositivo extraordinariamente robusto. Os condutores podem ser de cobre ou de alumínio. O alumínio sob pressão é frequentemente utilizado. Junto aos anéis dos topos podem ser encontradas alhetas para a ventilação. Estas

alhetas são frequentemente parte da peça rígida que constitui os condutores e os anéis que os curto-circuitam [4].

Na figura 2.3, pode-se observar uma visão "explodida" do motor onde estão representados todos os componentes constituintes de um motor de indução trifásico.

2.1.2 Princípio de funcionamento

O motor de indução trifásico é uma máquina elétrica de corrente alternada, com o circuito elétrico do estator formado por três enrolamentos desfasados $2\pi/3$ radianos elétricos e ligado a um sistema de alimentação trifásico, e o circuito elétrico do rotor é formado por barras condutoras curto-circuitadas que serão submetidas a fenômenos de indução magnética.

O princípio de funcionamento do motor de indução trifásico pode ser enunciado da seguinte forma:

- O circuito elétrico estático é alimentado por um sistema de tensões trifásico, que provocam a circulação de corrente elétrica nos condutores das bobinas das fases que formam o enrolamento, criando um campo magnético girante, com um fluxo magnético Ψ_s , que se propaga no espaço do entreferro á velocidade de sincronismo n_s , dado por

$$n_s = \frac{60 \times f}{p} \quad (2.1)$$

- o movimento do campo magnético girante dá origem a dois fenômenos de indução magnética: nos condutores elétricos das bobinas de fase estáticas induzem-se forças eletromotrizes alternadas, e_{sa} , e_{sb} e e_{sc} , e nos condutores do circuito elétrico rotórico induzem-se forças eletromotrizes alternadas, e_{ri} , com uma amplitude e frequência que dependem da velocidade relativa entre o campo girante (n_s) e os condutores do rotor (n_r): $n_s - n_r$;
- sendo o circuito elétrico rotórico curto-circuitado, as forças eletromotrizes alternadas rotóricas dão origem a correntes elétricas que circulam nos condutores do rotor;
- as correntes elétricas ao circularem no interior de um campo magnético provocam o aparecimento de forças mecânicas que se exercem sobre os condutores rotóricos, criando um binário eletromagnético T_{em} que irá fazer rodar o rotor (o valor do binário é proporcional ao fluxo magnético indutor e à corrente elétrica rotórica $T_{em} \propto \Psi_s \cdot i_r$);
- o movimento do rotor tende a contrariar a causa que lhe deu origem - a velocidade relativa entre o campo magnético e os condutores rotóricos - por isso, o rotor, por ação do binário eletromagnético, tende a atingir a velocidade do campo girante.

Durante o funcionamento do motor de indução trifásico, o rotor roda com uma velocidade ligeiramente inferior à velocidade do campo magnético girante, e com uma diferença que depende dos binários de carga (binário resistente) no veio do motor. Assim, o motor de indução trifásico é uma máquina elétrica assíncrona porque não existe uma relação constante entre a velocidade de rotação da máquina n_r e a frequência das grandezas elétricas de alimentação f . A razão entre a diferença de velocidade do rotor relativamente ao campo magnético e a velocidade do campo magnético dá-se o nome de "deslizamento" (s),

$$s = \frac{n_s - n_r}{n_s} \quad (2.2)$$

2.2 Obtenção de um circuito equivalente por fase

Para a obtenção do circuito equivalente por fase do motor de indução trifásico, considera-se que a máquina possui enrolamentos trifásicos simétricos e que estes são magnetizados por uma sequência de tensões equilibradas. É útil considerar também que os enrolamentos trifásicos estão ligados em estrela (Y), de modo a que as correntes e as tensões possam ser expressas por valores de fase.

Primeiro, considera-se as condições do estator. A onda de fluxo no entreferro, á velocidade de sincronismo, gera uma força eletromotriz (FEM) trifásica e equilibrada nas fases do estator. A tensão aos terminais do estator diferem da FEM pela queda de tensão na impedância de fugas do estator $Z_1 = R_1 + jX_1$. Assim,

$$\bar{V}_1 = \bar{E}_2 + \bar{I}_1(R_1 + jX_1) \quad (2.3)$$

onde,

\bar{V}_1 = Tensão de fase aos terminais do estator

\bar{E}_2 = Força eletromotriz gerada pelo fluxo de entreferro resultante

\bar{I}_1 = Corrente do estator

R_1 = Resistência do estator

X_1 = Reactância de fugas do estator

As polaridades das tensões e correntes estão mostradas no circuito equivalente da figura.

2.4.

O fluxo de entreferro resultante é criado pelas FMMs combinadas das correntes do estator e do rotor. A corrente no estator pode ser decomposta em duas componentes: uma compo-

nente de carga e outra de excitação (magnetização). A componente de carga \bar{I}_2 produz uma FMM que corresponde à FMM da corrente do rotor. A componente de magnetização \bar{I}_ϕ é a corrente do estator adicional que é necessária para criar o fluxo de entreferro e é uma função da FEM \bar{E}_2 . A corrente de excitação é decomposta numa componente de perdas do núcleo \bar{I}_c , em fase com \bar{E}_2 e numa componente de magnetização \bar{I}_m , atrasada de 90° em relação a \bar{E}_2 . No circuito equivalente, a corrente de excitação é levada em consideração incluindo um ramo em derivação, composta por uma resistência de perdas do núcleo R_c , em paralelo com uma reactância de magnetização X_m , como representado na figura 2.4.

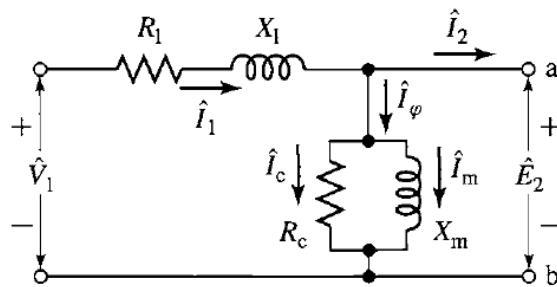


Figura 2.4: Circuito equivalente do estator de um motor de indução trifásico.

Para completar o modelo, os efeitos do rotor deverão ser incluídos. Do ponto de vista do circuito equivalente do estator da figura 2.4, o rotor pode ser apresentado através de uma impedância equivalente Z_2 .

$$Z_2 = \frac{\bar{E}_2}{\bar{I}_2} \quad (2.4)$$

Para completar o circuito equivalente, deve-se determinar o valor de Z_2 que represente as tensões e correntes, em termos de grandezas do rotor referidas ao estator. O rotor de uma máquina de indução é curto-circuitado e, deste modo, a impedância vista pela tensão induzida é simplesmente a impedância de curto-circuito do rotor. Consequentemente, a expressão que fornece a relação entre a impedância Z_2 , do rotor equivalente, à frequência de deslizamento, e a impedância de fugas Z_{rotor} , à frequência de deslizamento, do rotor real deve ser:

$$Z_{2s} = \frac{\bar{E}_{2s}}{\bar{I}_{2s}} = N_{ef}^2 \left(\frac{\bar{E}_{rotor}}{\bar{I}_{rotor}} \right) = N_{ef}^2 Z_{rotor} \quad (2.5)$$

onde N_{ef} é a relação de espiras efetiva entre o enrolamento do estator e o do rotor real. O subscrito "2s", refere-se às grandezas associadas ao rotor.

Quando se está interessado nas correntes e tensões reais do rotor, a relação de espiras N_{ef} deve ser conhecida para que se possa converter as grandezas do circuito equivalente

do rotor em grandezas reais. No entanto, para os propósitos do estudo do desempenho do motor de indução, visto aos terminais do estator, não há necessidade dessa conversão e uma representação equivalente das grandezas do rotor é perfeitamente adequado.

Depois de analisados os efeitos da relação de espiras entre o estator e o rotor, deve-se ter em consideração o movimento relativo entre o estator e o rotor, com o objetivo de substituir o rotor real, com tensões e correntes na frequência de deslizamento, por um rotor equivalente estacionário, com tensões e correntes na frequência do estator. Considera-se primeiro a impedância de fugas do rotor à frequência de deslizamento,

$$Z_2 = \frac{\bar{E}_2}{\bar{I}_2} = R_2 + jsX_2 \quad (2.6)$$

onde R_2 representa a resistência do rotor e sX_2 a reactância de fugas do rotor, à frequência de deslizamento. Assim, o circuito equivalente de uma fase do rotor, à frequência de deslizamento, pode ser representado(Fig. 2.5).

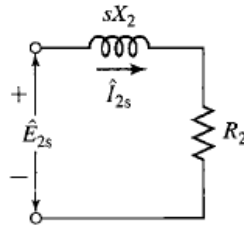


Figura 2.5: Circuito equivalente do rotor de um motor de indução na frequência de deslizamento.

Observando os dois circuitos das figuras 2.4 e 2.5, pode-se concluir que,

$$\bar{I}_{2s} = \bar{I}_2 \quad (2.7)$$

e que

$$\bar{E}_{2s} = s\bar{E}_2 \quad (2.8)$$

Dividindo a equação 2.8 pela equação 2.7 e usando a equação 2.6, temos que

$$\frac{\bar{E}_{2s}}{\bar{I}_{2s}} = \frac{s\bar{E}_2}{\bar{I}_2} = Z_{2s} = R_2 + jsX_2 \quad (2.9)$$

Então, dividindo pelo deslizamento s , obtemos

$$Z_2 = \frac{\bar{E}_2}{\bar{I}_2} = \frac{R_2}{s} + jX_2 \quad (2.10)$$

Encontrada a impedância Z_2 referida ao estator, é possível representar um circuito equivalente por fase de um motor de indução, (Fig. 2.6) [3].

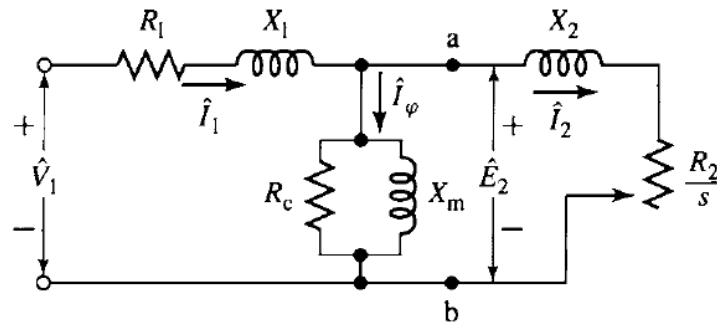


Figura 2.6: Circuito equivalente por fase de um motor de indução.

2.3 Tipos de Perdas

O motor funciona como um conversor eletromecânico que, apoiado em princípios eletromagnéticos, converte energia elétrica em energia mecânica no veio, no entanto esta conversão não é completa devido à existência de perdas que ocorrem no interior da máquina durante este processo. As perdas energéticas estão relacionadas com o tipo de material utilizado e a tecnologia de fabrico dos motores e são determinantes no rendimento do motor. Saber exatamente onde as perdas ocorrem é a chave para conseguir reduzi-las. O desafio de um fabricante é reduzir ao máximo as perdas de um motor com as variantes de não aumentar o custo de produção e ao mesmo tempo melhorar a performance do mesmo, não só a nível de rendimento mas também ao nível do ruído, aumento de temperatura, corrente e binário de arranque e fator de potência [5]. Uma ideia da percentagem de perdas associadas aos motores de indução com rotor em gaiola de esquilo, em função da potência nominal dos mesmos está representado na figura 2.7 [6]. A figura 2.8, demonstra as zonas onde as perdas ocorrem.

As perdas podem ser e podem ser agrupadas em quatro classes, conforme descritos a seguir.

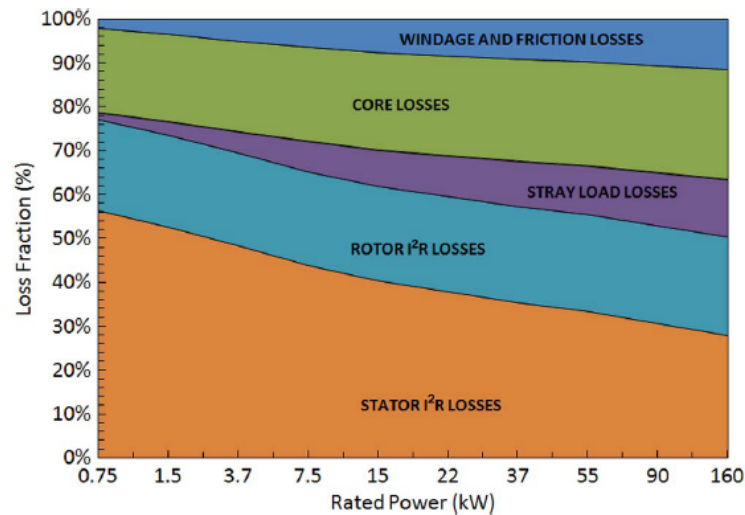


Figura 2.7: Percentagem média de perdas em função da potência nominal.

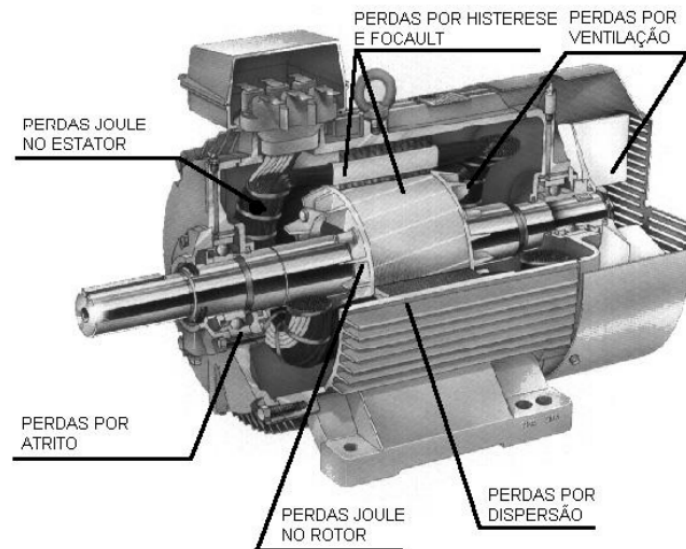


Figura 2.8: Zonas do motor onde ocorrem as perdas.

2.3.1 Perdas por efeito de Joule nos enrolamentos do estator e do rotor

As perdas por efeito Joule são as que ocorrem nos condutores do estator e do rotor pelo efeito da passagem de corrente. Estas são as perdas mais significativas quando o motor funciona á plena carga, como se pode verificar na figura 2.7, pelo que, é primordial reduzi-las. Para obter-se uma redução nas perdas por efeito de Joule no estator, pode-se aumentar a área transversal dos condutores de cobre. Uma otimização do design elétrico e eletromagnético terá tanto impacto nas perdas do estator como do rotor, nas perdas de dispersão por carga (*stray load losses*) e nas perdas do núcleo que incluem vários aspetos como o nível de

saturação, a densidade de corrente nos condutores e efeito pelicular nos condutores da gaiola do rotor [6].

2.3.2 Perdas no núcleo

Representam cerca de 20% das perdas nos motores de indução com rotor em gaiola de esquilo, estas ocorrem devido a correntes parasitas (Foucault) e às perdas por histerese. Estão associadas ao estator uma vez que no rotor estas são desprezadas, pois são perdas que variam com a frequência e como a variação de fluxo no rotor é muito pequena, não têm impacto significativo.

i) Perdas por correntes de Foucault

As perdas por correntes de Foucault resultam da circulação de correntes induzidas nas chapas laminadas que compõem o estator. Como a distribuição destas correntes não é uniforme, estas tendem a concentrar-se na superfície das chapas, e como as perdas por efeito de Joule são proporcionais ao quadrado da corrente, estas perdas tornam-se bastante significativas.

ii) Perdas por histerese

Quando um campo magnético alternado é aplicado a um material ferromagnético, uma quantidade de calor é gerada internamente como consequência de um fenómeno semelhante a um atrito, verificado entre os dipolos magnéticos, para que os movimentos dos mesmos possam acompanhar as variações do campo alternado. No entanto, uma parcela dos dipolos não segue a mesma direção e este atraso na magnetização origina o fenómeno de histerese demonstrado na figura 2.9 correspondente à curva de magnetização resultante da ação do campo magnético alternado no núcleo.

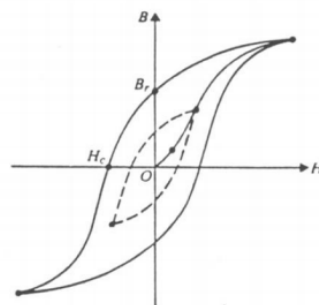


Figura 2.9: Ciclo de histerese típico.

A solução para reduzir estas perdas passa por construir o núcleo, cujo material envolvido, possua boas propriedades magnéticas, como folhas de ferro de silício ou um metal amorfo com pequena espessura e que garanta isolamento entre lâminas.

2.3.3 Perdas por atrito e ventilação

As perdas por atrito e ventilação, denominadas também por perdas mecânicas, ocupam a menor parcela de perdas e ocorrem devido aos atritos nos rolamentos e à ventilação do motor, por isso dependem do tipo de rolamentos, da lubrificação, do sistema de ventilação, da velocidade de rotação e do estado de conservação do motor, no que diz respeito à limpeza do mesmo.

2.3.4 Perdas por dispersão em carga / Perdas adicionais (*Stray load losses*)

Representam todas as perdas não classificadas anteriormente e aumentam com o aumento da carga aplicada ao motor. A distribuição não uniforme da corrente nos enrolamentos, o efeito de saturação, irregularidades no entreferro ou imperfeições mecânicas são algumas causas deste tipo de perdas. Pelos fatores referidos anteriormente, estas perdas são de difícil quantificação e continuam a ser bastante estudadas no mundo científico. São perdas que não podem ser medidas diretamente mas podem ser estimadas através da subtração do somatório das perdas por atrito e ventilação, perdas no núcleo e perdas por efeito de Joule no rotor e no estator, das perdas totais [7]. As normas IEEE 112-B e IEC 60034-2-1 definem vários procedimentos para estimar estas perdas que serão abordadas posteriormente.

2.3.5 Conclusão

Definidas as perdas que ocorrem no motor, é possível relacioná-las e por fim calcular o rendimento. A relação entre a potência elétrica de entrada e a potência mecânica de saída, considerando as perdas, é mostrado no diagrama de fluxo de potência na figura 2.10.

A potência elétrica absorvida pela rede (P_{EL}) menos as perdas ($\sum P_{perdas}$) resulta na potência mecânica ($P_{útil}$) disponível no veio do motor. O rendimento (η), será dado pela relação entre a potência mecânica e a potência elétrica.

$$\eta = \frac{P_{útil}}{P_{EL}} \quad (2.11)$$

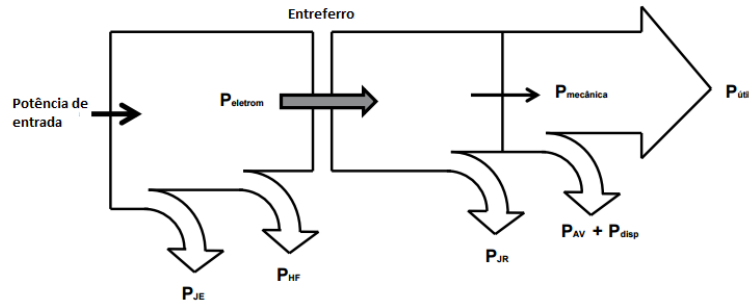


Figura 2.10: Diagrama de fluxo de Potência para um motor de indução trifásico.

$$P_{EL} = P_{\text{útil}} + \sum P_{\text{perdas}} \quad (2.12)$$

$$\eta = \frac{P_{\text{útil}}}{P_{EL}} = \frac{P_{\text{útil}}}{P_{\text{útil}} + \sum P_{\text{perdas}}} = \frac{P_{EL} - \sum P_{\text{perdas}}}{P_{EL}} \quad (2.13)$$

2.4 Métodos normalizados de ensaio. IEEE 112-B Vs IEC 60034-2-1

Atualmente existem vários procedimentos para a realização de ensaios de motores elétricos onde são estabelecidos métodos a ser adotados durante a realização dos testes, por forma a que seja possível determinar as características dos motores e os valores mínimos para a sua aceitação.

É sabido que os padrões de teste de motores de indução trifásicos variam significativamente nas suas metodologias definidas, na precisão da instrumentação e nos procedimentos de teste. Os valores de rendimento para o mesmo motor podem diferir de 5% quando usados padrões diferentes [8]. Mesmo quando é usado o mesmo padrão de teste, os valores de rendimento podem variar em 2% quando são realizados em lugares diferentes ou por diferentes operadores. Apesar de alguns autores terem sugerido um padrão uniforme em todo o mundo para a realização de ensaios em motores de indução, esse processo está longe de ser uma tarefa fácil. As dificuldades são parcialmente devidas a diversas fontes de incerteza de medição e falta de técnicas precisas de estimativa de incertezas [9].

Os principais padrões de teste de motores de indução trifásicos, adotados mundialmente, são o IEC 60034-2-1 [10], estabelecido pelo IEC (*International Electrotechnical Commission*), e o IEEE 112-B [11] (*Institute of Electrical and Electronics Engineers*). Com o objetivo de comparar estas duas normas, três fontes de erro serão consideradas e analisadas: instrumentação, metodologia e fatores humanos. A combinação destes três fatores determinam a precisão na obtenção das perdas e no cálculo do rendimento do motor.

2.4.1 Precisão da instrumentação

A precisão da instrumentação tem um papel muito importante na obtenção de dados nos ensaios experimentais, já que é essa precisão que define a qualidade dos dados e diminui o grau de incertezas. Na tabela 2.1, está demonstrada a precisão da instrumentação de medida especificada nas duas normas. Observe-se que ambas requerem, praticamente, a mesma precisão na instrumentação, mas tal não significa que se irá obter exatamente os mesmos resultados. Essas diferenças provêm das metodologias adotadas e dos procedimentos de ensaio definidos nas normas, assim como do envolvimento humano na medição.

Tabela 2.1: Precisão da instrumentação requerida para a medição experimental (em porcentagem).

Variável	IEEE - 112	IEC 60034-2-1
<i>Tensão</i>	0.2	0.2
<i>Corrente</i>	0.2	0.2
<i>Potência</i>	0.2	0.2
<i>Binário</i>	0.2	0.2
<i>Velocidade</i>	1 rpm	1 rpm
<i>Frequência</i>	0.1	0.1
<i>Temperatura</i>	1°C	1°C
<i>Inst. de Transformação</i>	0.5	0.3
<i>Resistência</i>	0.2	0.2

2.4.2 Metodologia

As duas normas definem métodos semelhantes para determinar as perdas e o rendimento, e a comparação aqui está particularmente focada nos métodos de desagregação de perdas de motores de indução trifásicos que são extensivamente usados na indústria e porque serão aplicadas neste caso de estudo.

Primeiro, para determinar as perdas nos condutores do estator, é requerido em ambas as normas, valores de resistência dos enrolamentos do estator e temperaturas nas condições de teste. Na norma IEEE 112, é feita uma medição da resistência do estator com a máquina a frio antes de proceder ao ensaio, que servirá de referência no cálculo das resistências do enrolamento para todas as condições de carga, às temperaturas de enrolamento medidas. Isto poderá ser um processo intrusivo visto que é necessário sensores de temperatura para medir a temperatura real dos enrolamentos. No caso da norma IEC 60034-2-1, a resistência é diretamente medida antes do maior ponto de carga e depois ponto mais baixo, desligando a alimentação do motor e medindo a resistência aos terminais do estator e a temperatura

real do enrolamento não é necessária.

Na determinação das perdas no ferro e perdas por atrito e ventilação, as duas normas definem ensaios em vazio similares para obter estas perdas. No entanto, as perdas no ferro são consideradas constantes para todos os pontos de carga na norma IEEE 112, e variam com carga na norma IEC. conforme a queda de tensão resistiva nos enrolamentos do estator, de acordo com a equação

$$U_i = \sqrt{\left(V - \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot I \cdot R \cdot \cos\varphi\right)^2 + \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot I \cdot R \cdot \sin\varphi\right)^2} \quad (2.14)$$

onde V , I e R são tensão de linha, corrente e resistência, respectivamente, e φ é o ângulo do fator de potência. Neste aspeto, a norma IEC é mais precisa que o método IEEE, uma vez que a tensão de magnetização real é determinada pela dedução da queda de tensão resistiva no enrolamento do estator, da tensão de fase. Da mesma forma, as perdas por atrito e ventilação, ao contrário da norma IEEE 112 que as considera constantes para todos os pontos de carga, variam com o deslizamento segundo a norma IEC, de acordo com a seguinte equação:

$$P_{av,c} = P_{av} \cdot (1 - s)^{2.5} \quad (2.15)$$

onde P_{av} são as perdas determinadas em vazio e s o deslizamento. O que faz sentido, uma vez que a um maior deslizamento, a velocidade é menor e portanto, as perdas associadas à rotação devem ser menores também.

Para a determinação das perdas por dispersão em carga/perdas adicionais, as duas normas usam técnicas similares. Ou seja, as perdas residuais são primeiramente derivadas da remoção das tradicionais perdas determinadas da perda total, e então, a curva é suavizada para encontrar as perdas adicionais em carga com uma análise de regressão linear. A pequena diferença está no coeficiente de correlação da curva, onde o IEEE 112 especifica um mínimo de 0.9 e o IEC de 0.95.

Quanto às perdas nos condutores do rotor, ambas as normas partilham as mesmas técnicas não havendo diferenças significativas entre as duas. Na tabela 2.2, estão sumarizadas as principais semelhanças e diferenças que caracterizam as normas IEEE-112 e IEC 60034-2-1

Tabela 2.2: Principais aspetos que caracterizam e diferenciam as normas.

Aspetos	IEEE 112-B	IEC 34-2-1
<i>Desagregação de perdas</i>	✓	✓
<i>Sensores de temperatura</i>	✓	×
<i>Temperatura ambiente de referência</i>	25°C	25°C
<i>Correcção da resistência dos enr.</i>	✓	✓
<i>Correcção do deslizamento</i>	✓	✓
<i>Perdas no ferro com compensação de queda de tensão</i>	×	✓
<i>Perdas por atrito e ventilação ajustadas com deslizamento</i>	×	✓
<i>Perdas adicionais com análise de regressão linear</i>	✓	✓
<i>Coefficiente de correlação das perda adicionais</i>	0.9	0.95
<i>Correcção de Potências</i>	✓	✓
<i>Correcção de dinamómetro</i>	✓	✓
<i>Correcção de aparelho de medição de binário</i>	✓	×

2.4.3 Fatores humanos

Os erros humanos surgem da interpretação das normas e dos procedimentos, ao realizar as medições práticas e no processamento de dados. Por exemplo, um erro de medição quando a instrumentação não é usada de forma adequada, é atribuído a erros humanos. Os locais onde são medidas as temperaturas nem sempre coincidem no mesmo ensaio, ou não respeitar à risca as condições de variação de temperatura máxima num motor durante um ensaio experimental impostas pelas normas, leva a erros de responsabilidade humana [12] , [9].

A aplicação das normas é, portanto, um processo complexo e de variadas incertezas mas que podem ser atenuadas com um procedimento tão rígido quanto possível.

Capítulo 3

Ensaio Experimentais e Simulações

Este capítulo tem como objetivo demonstrar, segundo a abordagem teórica exposta no capítulo anterior, a aplicação das normas nos ensaios realizados nos motores para a obtenção das perdas, rendimento, cálculos dos parâmetros dos esquemas equivalentes por fase e respetiva análise. Posteriormente, são apresentados alguns resultados de simulação computacional.

3.1 Motores usados nos ensaios experimentais que são fundamento de estudo

Por forma a haver resultados coerentes, foram escolhidos quatro motores de classes energéticas IE1, IE2, IE3 e IE4 de apenas um fabricante e com a mesma potência nominal. Os motores e principais características estão expostos na tabela 3.1 e foram retirados das chapas de características dos mesmos e dos respetivos “*data sheets*” disponibilizados pelo fabricante WEG . Os motores possuem características semelhantes, no que à sua construção diz respeito, sendo constituídos principalmente por ferro e cobre, havendo uma ligeira diferença no tamanho da “*Frame*” do motor IE4. A “*Frame*”, ou tamanho da carcaça, é a distância da base de apoio do motor até ao centro do veio medido em milímetros e ao contrário dos outros motores, o IE4 possui uma “*Frame*” ligeiramente maior correspondendo às siglas associadas L132M/L (L de “*Large*” e M de “*Medium Frame*”). Outro aspeto importante é a ventilação que, após a abertura dos motores, foi possível verificar que o motor IE1 possui uma ventoinha maior e com mais pás que os outros motores, como se pode observar na figura 3.1. Observando a figura 3.3, verifica-se que o tamanho do estator vai aumentando do IE1 para o IE4, o que poderá significar menor valor de resistência nos enrolamentos. Da mesma forma que o estator aumenta, o rotor dos motores aumenta na mesma proporção, o qual é visível na figura 3.2. Todas estas diferenças poderão ter impacto nas perdas do motor, a

ser analisado nos subcapítulos seguintes. Outras informações relativas à construção destes motores, podem ser vistas em anexo A.1.

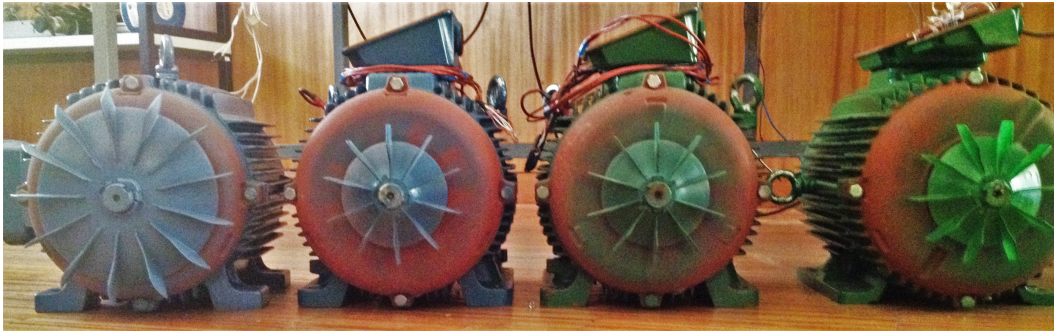




Figura 3.1: Ventilação IE1, IE2, IE3 e IE4.

Tabela 3.1: Motores usados nos ensaio experimentais e principais características.

				
Classe de efic. Energética	IE1	IE2	IE3	IE4
Potência	7.5 kW	7.5 kW	7.5 kW	7.5
Tensão Δ/Y	400/690 V	400/690 V	400/690 V	400/- V
Corrente Δ/Y	14.8/8.58 A	14.1/8.17 A	13.9/8.06 A	14.4/ - A
Rendimento	86 %	88.7 %	91,2 %	92,6 %
Fator de Potência	0.84	0.860	0.85	0.81
Deslizamento	3 %	3 %	2.67 %	2 %
Velocidade	1455 rpm	1455 rpm	1465 rpm	1470 rpm
Binário nominal	49.3 Nm	49.2 Nm	49.1 Nm	48.7 Nm
Polos	4	4	4	4
Frame	132M	132M	132M	L132M/L
Momento de inércia	0.04652 kgm^2	0.05284 kgm^2	0.05631 kgm^2	0.07905 kgm^2
Peso	60 kg	71 kg	79 kg	95 kg

Todas as medições efetuadas ao longo deste capítulo forma feitas com equipamento descrito em Anexo D.1



Figura 3.2: Rotor dos diferentes motores.

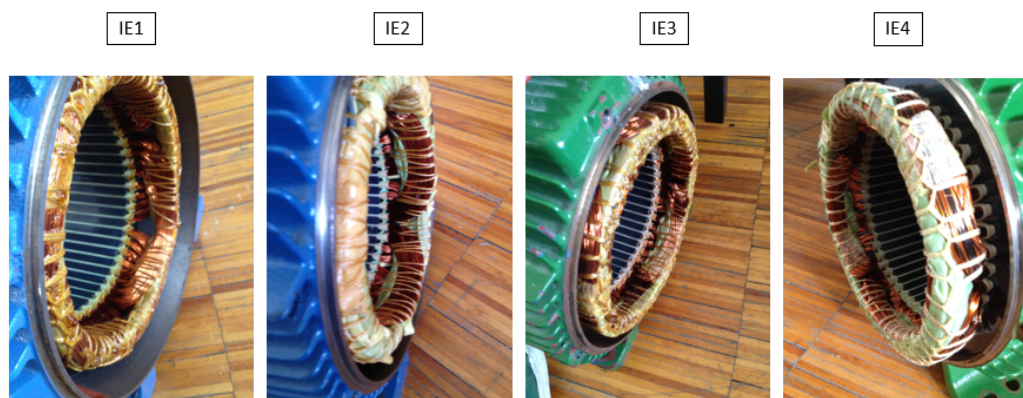


Figura 3.3: Enrolamentos do estator.

3.2 Determinação dos parâmetros a partir de ensaios a vazio e com rotor bloqueado

A verificação do desempenho, determinação do binário ou do rendimento da máquina e avaliação das suas características são alguns dos motivos a que sejam feitos ensaios com os motores de indução. Normalmente os testes a vazio, com rotor travado, de desagregação de perdas e o teste em carga usando o método do circuito equivalente, permitem que o motor possa ser analisado com bastante precisão. Os parâmetros do circuito equivalente da Fig. 2.6, X_s , R_s , X_m , R_{fe} , R_r e X_r necessários para o cálculo do desempenho de um motor de indução

trifásico, podem ser obtidos dos resultados dos ensaios a vazio, ensaio com o rotor bloqueado e pela medição das resistências dos enrolamentos do estator. Uma previsão precisa do normal funcionamento de um motor dependerá, primeiramente, da proximidade através da qual o símbolo R_r representa a resistência real do rotor e, posteriormente, da proximidade do valor de X_s em relação ao valor real da reactância de fugas do rotor. Portanto, é imperativo, um procedimento cuidadoso durante os ensaios para determinar as características do rotor.

Os ensaios a seguir descritos foram realizados segundo o método F/F1 do teste de eficiência pelo circuito equivalente da norma IEEE 112 e foram abordados dois métodos de cálculo dos parâmetros do esquema equivalente. Um primeiro pela análise dos circuitos equivalentes e um segundo correspondente ao método aconselhado pela norma IEEE 112.

3.2.1 Ensaio em vazio

Este teste é efetuado aplicando um sistema trifásico equilibrado de tensões nos enrolamentos do estator à frequência nominal, mantendo o rotor livre de qualquer carga mecânica. Em vazio, a corrente no rotor é apenas a necessária para produzir o binário suficiente para vencer as perdas associadas à rotação. Portanto, as perdas por efeito de *Joule* no rotor (I^2R) são muito reduzidas e podem ser desprezadas. Deste modo, o funcionamento do motor pode ser analisado segundo o esquema equivalente apresentado na Fig. 3.4, onde o rotor se apresenta em circuito aberto. Nestas condições, a potência consumida pelo motor representa as perdas por efeito de *Joule* no estator, as perdas no ferro e as perdas rotacionais (atrito, ventilação e suplementares).

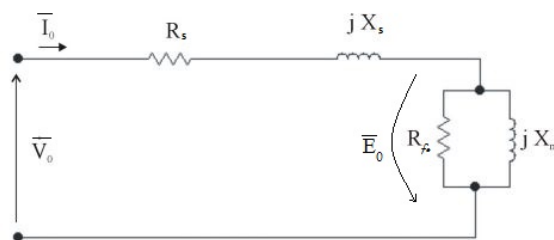


Figura 3.4: Circuito equivalente para motor em vazio.

● Procedimento

O fluxograma representado em baixo, resume o procedimento a ter em conta no ensaio em vazio e a figura 3.5 esquematiza o "set up" do ensaio. Antes deste procedimento, o motor é colocado a rodar livremente e só depois de estar a funcionar durante um período de

tempo suficiente para que haja a estabilização de potência, temperatura e lubrificação dos componentes, procede-se à leitura dos dados para posterior análise. Para além das leituras descritas no fluxograma, foram ainda tidos em conta leituras de distorção harmónica total (*THD*, sigla em inglês) para haver garantia de uma alimentação livre de grande distorção harmónica, por forma a obter resultados coerentes.

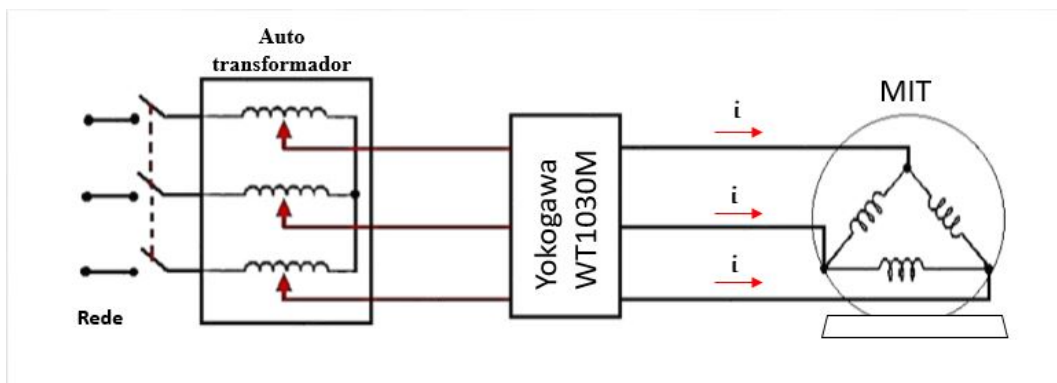
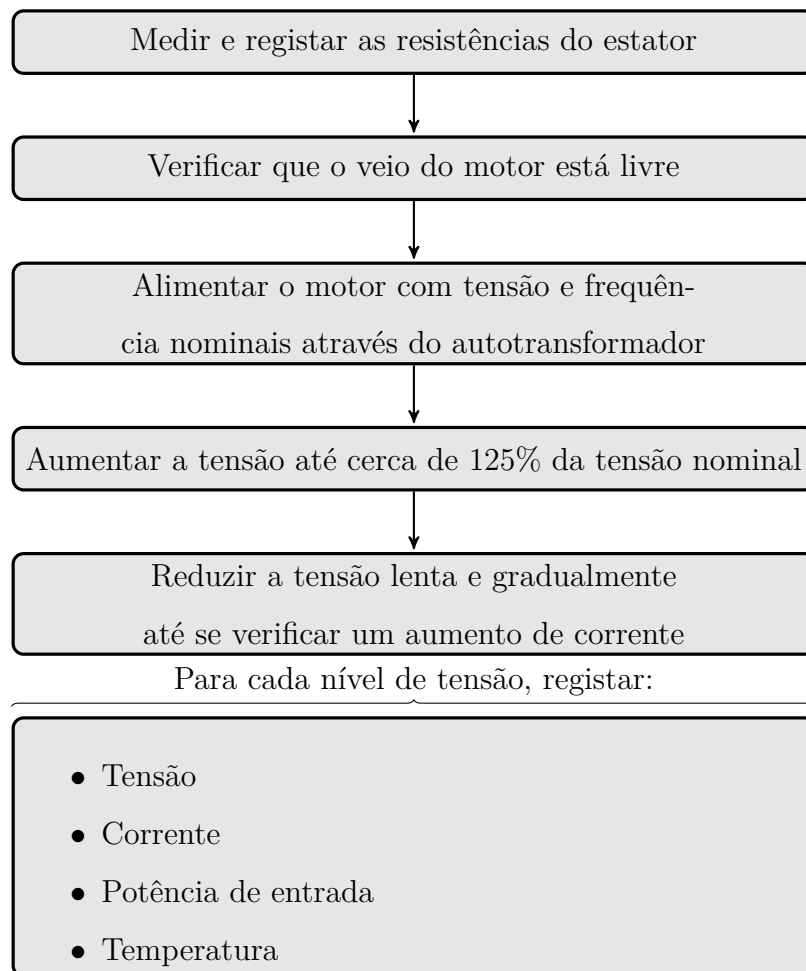


Figura 3.5: Esquematização do “set up” do ensaio em vazio e rotor travado.

Determinação das Perdas em vazio

Após a medição da resistência dos enrolamentos do estator, as perdas por efeito de Joule no estator por fase, são determinadas por,

$$P_{Je} = I^2 R \quad (3.1)$$

Para determinar as perdas por atrito e ventilação, às perdas totais (P_{in}) subtrai-se as perdas no estator $I^2 R$ (à temperatura do ensaio), para cada ponto de tensão medido e representa-se graficamente o resultado destas perdas *versus* tensão, extrapolando a curva até ao ponto em que a tensão é zero, Fig.3.6. A interseção da curva com o momento em que a tensão é zero corresponde ao valor das perdas por atrito e ventilação. Esta interseção pode ser analisada com maior detalhe se representarmos graficamente a potência *versus* quadrado da tensão para valores baixos de tensão.

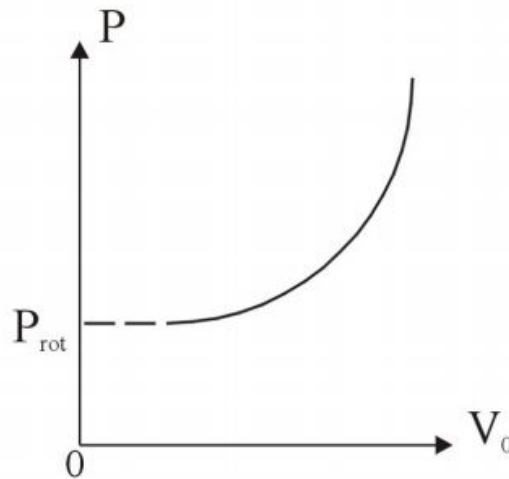


Figura 3.6: Determinação das perdas rotacionais por extrapolação da curva.

As perdas no ferro, a cada ponto de tensão medido, é obtido através da subtração das perdas por atrito e ventilação às perdas totais (P_{in}) menos as perdas no estator $I^2 R$.

$$P_{fe} = P_{in} - I^2 R - P_{av} \quad (3.2)$$

3.2.2 Ensaio com o rotor bloqueado

Neste ensaio, bloqueia-se o rotor, impedindo-o de girar e aplica-se uma tensão reduzida aos terminais do estator por forma a ter no máximo, a corrente nominal. Este baixo valor de tensão é justificado pois como o rotor está bloqueado, a velocidade do fluxo vista do

rotor é igual à velocidade deste fluxo vista do estator. Portanto, as forças eletromotrizes efetivas do rotor e do estator são iguais, ou seja, o deslizamento é igual a 1 ($s = 1$). Com esse deslizamento, a impedância de entrada do circuito equivalente é muito baixa. À tensão induzida, as perdas no ramo de magnetização tornam-se muito pequenas. Além disso, como o motor está parado, as perdas por atrito e ventilação são nulas. A potência de entrada será igual ao somatório das perdas por efeito de *Joule* nos enrolamentos do estator e do rotor. Desta forma, o circuito equivalente pode ser aproximado para aquele mostrado na figura 3.7.

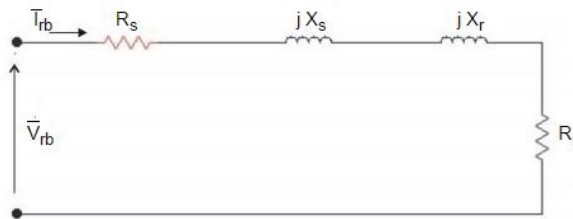


Figura 3.7: Circuito equivalente para rotor travado.

Neste ensaio foram feitas leituras de tensão, corrente, potência de entrada e temperaturas.

3.2.3 Resultados - Perdas em vazio

As perdas em vazio constituem um fator importante no desempenho do motor de indução, sendo as perdas mecânicas P_{av} e as perdas no ferro P_{fe} consideradas constantes segundo a norma *IEEE 112-B* no cálculo de eficiência, mas segundo *IEC 60034-1-2*, estas diminuem com o aumento de carga. Esta análise será fundamentada posteriormente no ensaio em carga. Pelo que foi descrito em 3.2.1 - Determinação das perdas em vazio, os resultados das perdas por atrito e ventilação determinadas pela extrapolação da curva obtida do gráfico da "potência *vs* quadrado da tensão" para valores baixos de tensão, representado na figura 3.8, encontram-se na tabela 3.2.

Tabela 3.2: Perdas por atrito e ventilação dos quatro motores testados em Watt.

	IE1	IE2	IE3	IE4
Perdas por atrito e ventilação	82,431	37,279	26,065	51,469

Tendo em conta a figura 3.1, na qual é possível observar uma ventilação maior no motor IE1, e tendo em conta os resultados obtidos, os valores das perdas por atrito e ventilação vão ao encontro do que era esperado no motor IE1. No entanto, no que diz respeito aos outros motores, e comparando com os dados fornecidos que podem servir como referência,

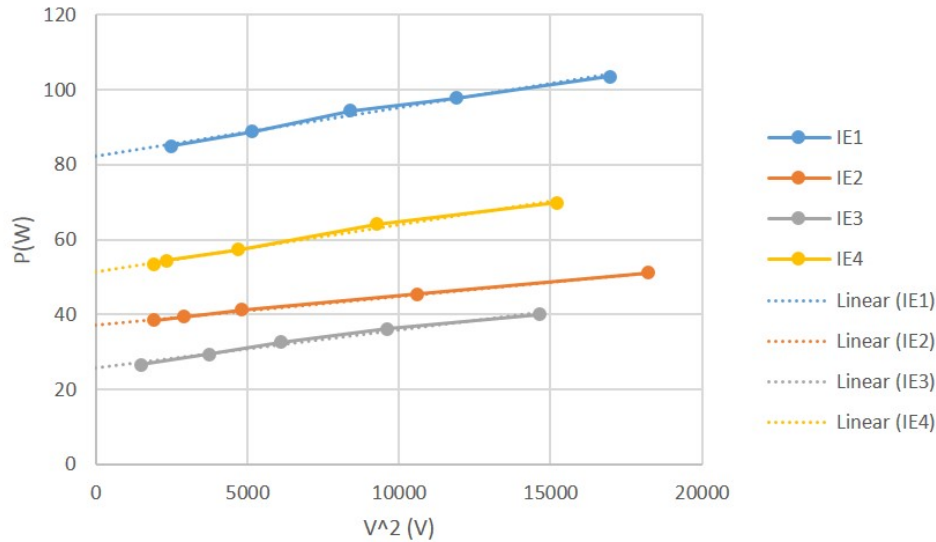


Figura 3.8: Extrapolação da curva para obtenção das perdas por atrito e ventilação.

disponibilizados pela WEG, (ver Anexo A.1), apenas os motores IE2 e IE3 estão dentro dos valores expectáveis. De referir que os ensaios foram repetidos três vezes e foram sempre obtidos valores semelhantes. Foram também verificados os rolamentos e todos os motores possuem rolamentos idênticos. Isto leva a concluir que no motor IE4, grande parte das perdas por atrito e ventilação advenham do atrito do ar nas ranhuras do estator e nas barras do rotor. As perdas por efeito de Joule no estator, P_{Je} , e as perdas no ferro P_{fe} foram determinadas pelas equações 3.1 e 3.2, respetivamente. Adicionando estas perdas às perdas por atrito e ventilação, obtém-se o somatório das perdas em vazio, representadas na figura 3.9

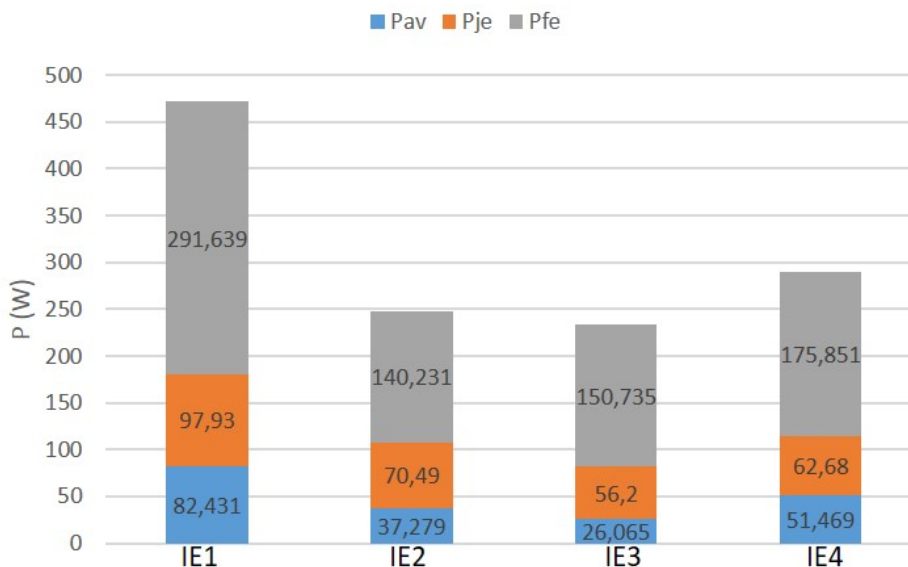


Figura 3.9: Resultados: Total das perdas em vazio.

3.3 Métodos de estimação dos parâmetros do esquema equivalente

3.3.1 Cálculo pela análise do circuito

Analisando os circuitos e os dados retirados dos ensaios em vazio e rotor travado, é possível obter os parâmetros do esquema equivalente. Pelo ensaio com o rotor bloqueado, obtém-se os parâmetros R_r , X_s e X_r (R_s é medido diretamente) seguindo as equações 3.3 a 3.14.

Do ensaio foram retiradas leituras de tensão (V_{Rb}), corrente I_{Rb} e potência trifásica P_{Rb} . Observe-se que os valores lidos devem ser transformados em valores de fase. Neste caso, a configuração dos enrolamentos estava em triângulo, como demonstrado na figura ref do esquema de montagem, e portanto, a corrente de fase, $I_{Rb} = \frac{I_{linha}}{\sqrt{3}}$. Pode-se então calcular a resistência total com o rotor bloqueado pela equação,

$$R_{Rb} = \frac{V_{Rb}}{I_{Rb}^2} \quad (3.3)$$

procedendo-se com o cálculo da impedância total em rotor travado que é dada por,

$$Z_{Rb} = \frac{V_{Rb}}{I_{Rb}} \quad (3.4)$$

por forma a poder-se calcular a reactância total em rotor travado,

$$X_{Rb} = \sqrt{Z_{Rb}^2 - R_{Rb}^2} \quad (3.5)$$

Para encontrar X_s e X_r procede-se da seguinte maneira. Sabe-se que $X_s + X_r = X_{Rb}$ e, de acordo com a classe de *design* que define, dentro de outros aspetos, a relação da reactância entre o rotor e o estator, a reactância do estator é igual á do rotor, pois os motores são todos de Classe de desenho A. Assim, estão encontrados os parâmetros X_s e X_r .

$$X_s = X_r = \frac{X_{rB}}{2} \quad (3.6)$$

O valor de R_{Rb} é a soma das resistências R_s e R_r . Sendo o valor de R_s medido diretamente

com o multímetro, o valor de R_r é calculado por,

$$R_r = R_{Rb} - R_s \quad (3.7)$$

Agora, dos dados retirados do ensaio em vazio, V_0 , I_0 e P_0 , procede-se aos cálculos dos restantes parâmetros, X_m e R_{fe} . A tensão induzida no ramo de magnetização, \bar{E}_0 é calculado de acordo com a seguinte equação,

$$\bar{E}_0 = V_0 \angle 0^\circ - (R_s + jX_s)I_0 \angle -\varphi \quad (3.8)$$

com

$$\varphi = \arccos \frac{P_0}{V_0 I_0} \quad (3.9)$$

A corrente que passa por R_{fe} , $\bar{I}_{fe} = |\bar{I}_{fe}| \angle \alpha$, pode ser expressa

$$|\bar{I}_{fe}| = \frac{P_{fe}}{|\bar{E}_0|} \quad (3.10)$$

e

$$\alpha = \arg \bar{E}_0 \quad (3.11)$$

Observe-se que o ângulo de fase de \bar{I}_{fe} , α , é o mesmo ângulo da tensão \bar{E}_0 uma vez que a impedância por onde essa corrente passa é real.

A partir de \bar{I}_{fe} pode obter-se a corrente que passa por X_m :

$$\bar{I}_m = \bar{I}_0 - \bar{I}_{fe} \quad (3.12)$$

Obtidos estes valores, pode-se calcular R_{fe} e X_m da seguinte forma

$$R_{fe} = \frac{|\bar{E}_0|}{|\bar{I}_{fe}|} \quad (3.13)$$

$$X_m = \frac{|\bar{E}_0|}{|\bar{I}_m|} \quad (3.14)$$

3.3.2 Cálculo segundo IEEE 112

Este método de cálculo provém de um ensaio em vazio como no caso anterior e de um teste de impedância onde são feitas leituras de tensão, corrente, potência de entrada, resistência do estator e temperatura dos enrolamentos a uma ou mais frequências, tensões e/ou cargas. Os dados de impedância são determinados por um dos 4 métodos referidos a seguir.

- a) Método 1 - Ensaio com o rotor travado a uma frequência máxima de 25% da frequência nominal e à corrente nominal.
- b) Método 2 - Ensaio com o rotor travado a três frequências; uma à frequência nominal, outra a 50% da nominal e a última a um máximo de 25% da frequência nominal, todas com a corrente nominal. São desenvolvidas curvas dos três pontos de teste por forma a determinar o valor da reactância total e da resistência do rotor a frequências reduzidas.
- c) Método 3 - Um teste de impedância a uma velocidade de deslizamento aproximando a frequência reduzida do rotor desejada. Neste método, o motor é colocado a trabalhar desacoplado ou acoplado a uma pequena carga e a tensão é reduzida por forma a obter o ponto de deslizamento à plena carga.
- d) Método 4 - Quando nenhum dos métodos anteriores é possível, deve ser seguido o seguinte procedimento: um ensaio com o rotor travado a uma tensão reduzida resultando, aproximadamente, na corrente nominal, e um teste sobre carga.

Como referido anteriormente, foram realizados ensaios com os motores a serem alimentados por um variador de frequência, tendo assim sido possível variar a frequência de alimentação, usando um controlo escalar V/F. Portanto, optou-se pelo método 2. No entanto foram observadas algumas limitações quanto ao aparelho de medição de potência Yokogawa WT1030M, pois este não possui sensibilidade suficiente para leituras a partir de determinada frequência devido ao número de harmónicos criados pelo inversor. Usando o controlo escalar V/F, quando a frequência de alimentação é 25% da frequência nominal da alimentação dos motores, a tensão de alimentação desce na mesma proporção e a componente fundamental das ondas de tensão e de corrente são reduzidas e mesmo usando a filtragem de harmónicos, o aparelho apenas considera as ondas como ruído e não fornece dados. É sabido, no entanto, que para motores de potência nominais inferiores a 20 HP, correspondentes a cerca de 15kW (1 HP = 746 W), os efeitos da frequência são mínimos podendo mesmo ser negligenciáveis, pelo que a impedância de rotor bloqueado pode ser medida diretamente à frequência nominal.

O Procedimento a seguir descrito foi usado para determinar a resistência do rotor, R_r , e a reactância de fugas total, $X_s + X_r$, para cada frequência no ensaio com rotor bloqueado

usando o variador, através das equações (3.15) a (3.26).

Para a realização dos cálculos é necessário assumir uma relação entre X_s e X_r . Quando os detalhes de *design* são disponíveis, usar a relação X_s/X_r conhecida. Caso contrário, usar

$$\left(\frac{X_s}{X_r}\right) = 1.0 \text{ para classe de desenho } A, D \text{ e motores de rotor bobinado;}$$

$$\left(\frac{X_s}{X_r}\right) = 0.67 \text{ para classe de desenho } B$$

$$\left(\frac{X_s}{X_r}\right) = 0.43 \text{ para classe de desenho } C$$

Das chapas de características dos motores testados, as classes de desenho inscritas nas mesmas são a classe de desenho A. Deste modo, a relação usada foi $(X_s/X_r) = 1.0$, para o procedimento de cálculos seguinte.

1) Calcular a potência reativa do motor nas condições de vazio, Q_0 , e de rotor travado, Q_{Rb} .

$$Q_0 = \sqrt{(mV_{10}I_{10})^2 - P_0^2} \quad (3.15)$$

$$Q_{Rb} = \sqrt{(mV_{1Rb}I_{1Rb})^2 - P_{Rb}^2} \quad (3.16)$$

2) A corrente de fase, I_1 , usada nas equações (3.15) e (3.16) é

$$I_1 = \frac{I_{linha}}{\sqrt{3}} \quad (3.17)$$

3) Calcular a reactância de magnetização X_M .

$$X_m = \frac{mV_0^2}{Q_0 - (mI_0^2)X_s} \times \frac{1}{\left(1 + \frac{X_s}{X_m}\right)^2} \quad (3.18)$$

4) Calcular a reactância de fugas do estator, X_s à frequência de teste.

$$X_{sRb} = \frac{Q_{Rb}}{mI_{1Rb}^2 \times \left[1 + \left(\frac{X_s}{X_r}\right) + \frac{X_s}{X_m}\right]} \times \left[\left(\frac{X_s}{X_r}\right) + \frac{X_s}{X_m}\right] \quad (3.19)$$

5) Determinar a reactância de fugas do estator à frequência nominal.

$$X_s = \frac{f}{f_{Rb}} \times X_{sRb} \quad (3.20)$$

As equações (3.18), (3.19) e (3.20) foram resolvidas de forma iterativa e na seguinte ordem:

1. Resolver a equação (3.18) em função de X_m , assumindo valores para X_s/X_m e X_s .
2. Resolver a equação (3.19) em função de X_{sRb} , usando o mesmo valor de X_s/X_m usado anteriormente.
3. Resolver a equação (3.20) em função de X_s .
4. Resolver a equação (3.18) em função de X_m usando X_s obtido na equação (3.20) e a relação X_s/X_m com os novos valores de X_s e de X_m calculados nas equações (3.18) e (3.20).
5. Continuar o cálculo iterativo até se obterem valores de X_s e X_m com erro máximo de 0.1

Após obtidos os valores dos parâmetros X_s e X_m , o seguimento das equações de (3.21) a (3.26), permitem a determinação da resistência do rotor, R_r (3.26). Para tal são calculadas as seguintes quantidades:

Susceptância da reactância de magnetização

$$B_M = \frac{1}{X_m}. \quad (3.21)$$

Reactância de fugas do rotor referida ao estator, de rotor travado

$$X_{rRb} = \frac{X_s}{\left(\frac{X_s}{X_r}\right)}. \quad (3.22)$$

Reactância de fugas do rotor

$$X_r = \frac{f}{f_{Rb}} \times X_{rRb}. \quad (3.23)$$

Condutância de perdas do núcleo

$$G_{fe} = \frac{P_{fe}}{mV_0^2} \times \left(1 + \frac{X_s}{X_m}\right)^2. \quad (3.24)$$

onde P_{fe} são as perdas totais no ferro, em Watts, como determinado em 3.2

Resistência do ferro

$$R_{fe} = \frac{1}{G_{fe}}. \quad (3.25)$$

Resistência do rotor

$$R_{rRb} = \left(\frac{P_{Rb}}{mI_{Rb}^2} - R_{sRb} \right) \times \left(1 + \frac{X_r}{X_m} \right)^2 - \left(\frac{X_r}{X_s} \right)^2 \times (X_{sRb}^2 G_{fe}). \quad (3.26)$$

onde R_{sRb} é igual a 2/3 da resistência medida aos terminais dos enrolamentos estatóricos, em ohms e à temperatura do ensaio.

Por fim, corrigir os parâmetros R_{sRb} e R_{rRb} com a temperatura usando a equação 3.27 e identifica-los como R_s e R_r .

• Correção da resistência com a temperatura

Com o valor da resistência, R_a , disponível a uma conhecida temperatura, t_a , o valor da resistência a qualquer outra temperatura, t_b , poderá ser determinada usando a equação 3.27.

$$R_b = \frac{R_a(t_b + k_1)}{t_a + k_1}. \quad (3.27)$$

onde,

R_a é a resistência do enrolamento, em ohms, à temperatura t_a ,

t_a é a temperatura, em °C, do enrolamento quando a resistência R_a foi medida,

t_b é a temperatura, em °C, da resistência a corrigir,

R_b é a resistência do enrolamento, em ohms, corrigida para a temperatura t_b ,

k_1 é igual a 234.5 para condutividade do cobre de 100% IACS, ou 225 para alumínio tendo em base um volume de condutividade de 62%

3.3.3 Resultados - Parâmetros

Após efetuados ensaios e os respectivos cálculos, serão demonstrados os principais resultados e análises dos mesmos. Dos métodos de cálculo foram obtidas as tabelas 3.3 a 3.6. De

referir que os métodos 1 e 2 se referem aos métodos usados para calcular os parâmetros pela análise dos circuitos (3.3.1) e pelo recomendado pelo *IEEE 112* (3.3.2), respectivamente, e os valores associados aos mesmos têm como unidade o "Ohm" (Ω).

Tabela 3.3: Parâmetros do esquema equivalente do motor IE1

IE1			
	Método 1	Método 2	Erro %
Rs	2,2	2,17	-0,0092
Rr	2	2,178985	8,673077
Xs	4,10104	4,153142	1,254518
Xr	4,10104	4,153142	1,254518
Xm	99,05637	99,66777	0,613438
Rfe	1511,968	1518,24	0,41313

Tabela 3.4: Parâmetros do esquema equivalente do motor IE2

IE2			
	Método 1	Método 2	Erro (%)
Rs	2,2	2,169	-0,0092
Rr	2,138248	2,140734	0,116117
Xs	4,212936	4,279178	1,547998
Xr	4,212936	4,279178	1,547998
Xm	117,424	120,7299	2,738301
Rfe	3160,138	3123,862	-1,16126

Tabela 3.5: Parâmetros do esquema equivalente do motor IE3

IE3			
	Método 1	Método 2	Erro %
Rs	1,605	1,589	-1,00692
Rr	1,738428	1,763119	1,400445
Xs	3,719215	3,761426	1,122206
Xr	3,719215	3,761426	1,122206
Xm	113,3771	113,3347	-0,03745
Rfe	2970,181	2982,998	0,429662

Uma evolução comparativa dos parâmetros pode ser observado na Fig. 3.11, onde os motores IE2, IE3 e IE4 são comparados com o motor IE1, tendo portanto, os valores representados em pu , como base, os valores de IE1. Como se pode observar, ambos os métodos apresentam semelhanças e a mesma tendência durante a evolução dos parâmetros, mas sendo o método 2 (descrito em 3.3.2), um dos métodos aconselhados para estimação dos parâmetros, os valores obtidos segundo este método, serão os valores tidos em conta nas análises

Tabela 3.6: Parâmetros do esquema equivalente do motor IE4

IE4			
	Método 1	Método 2	Erro %
Rs	1,25	1,234	-0,89141
Rr	1,827574	1,88234	2,909433
Xs	3,199424	3,242796	1,337479
Xr	3,199424	3,242796	1,337479
Xm	94,01408	93,91244	-0,10823
Rfe	2549,121	2558,427	0,363732

seguintes assim como nos dados usados na simulação computacional. Uma das principais diferenças entre os dois métodos, para além dos cálculos apresentados, é o facto de o método 2 ter em conta as temperaturas durante os ensaios que poderão ter maior influência, principalmente, nos valores da resistência do estator R_s e do rotor R_r . Segundo [13], a temperatura pode alterar estes parâmetros a cada aumento de $4^\circ C$. Não houve grandes alterações nos valores das resistências neste caso pois a temperatura de referência usada foi de $25^\circ C$ e as temperaturas registadas nos ensaios estavam na ordem dos $28^\circ C$.

Analisando a figura 3.11, pode-se observar que o valor da resistência dos enrolamentos estatóricos, R_s é praticamente igual nos motores IE1 e IE2 e decresce no IE3 e IE4, pelo que será de esperar que os motores IE3 e IE4 tenham menor perdas por efeito de *Joule* no estator.

Já os valores da resistência rotórica, R_r vai decrescendo até IE3 e em IE4 há um aumento, o que leva a crer que o motor IE4 tenha maiores perdas por efeito de *Joule* no rotor. No entanto, estas perdas são o resultado do produto da subtração das perdas P_{in} , P_{Je} (que são muito menores no IE4) e P_{fe} pelo deslizamento s , que á carga nominal, o motor IE4 funciona a um deslizamento inferior aos restantes, pelo que estas perdas serão na realidade inferiores no motor IE4. Esta análise será comprovada no ensaio em carga.

Na evolução da resistência do ferro R_{fe} , podemos observar um grande aumento no IE2 e depois um decréscimo em relação a este, no IE3 e no IE4. Uma resistência do ferro mais elevada, significa que menos corrente circulará nesse ramo e menor serão as perdas no ferro, P_{fe} , uma vez que estas perdas são dadas por $R_{fe}I_{fe}^2$ e os valores de corrente I_{fe} estão na ordem dos 0.1 amperes, valor que ao quadrado toma proporções ainda mais pequenos. Os valores da resistência no ferro dos motores IE3 e IE4 confirmam as perdas no ferro superiores a IE2 demonstradas na figura Fig. 3.9 obtidas da análise dos dados do ensaio em vazio (descrito em 3.2.1). Como consequência de uma resistência do ferro maior, e portanto, uma corrente I_{fe} menor, a corrente que passa no ramo de magnetização I_m é superior ($I_m = I_0 - I_{fe}$)

e conseqüentemente, o valor da reactância de magnetização X_m será menor como se pode comprovar nos valores de X_m de IE3 e IE4 em relação a IE2.

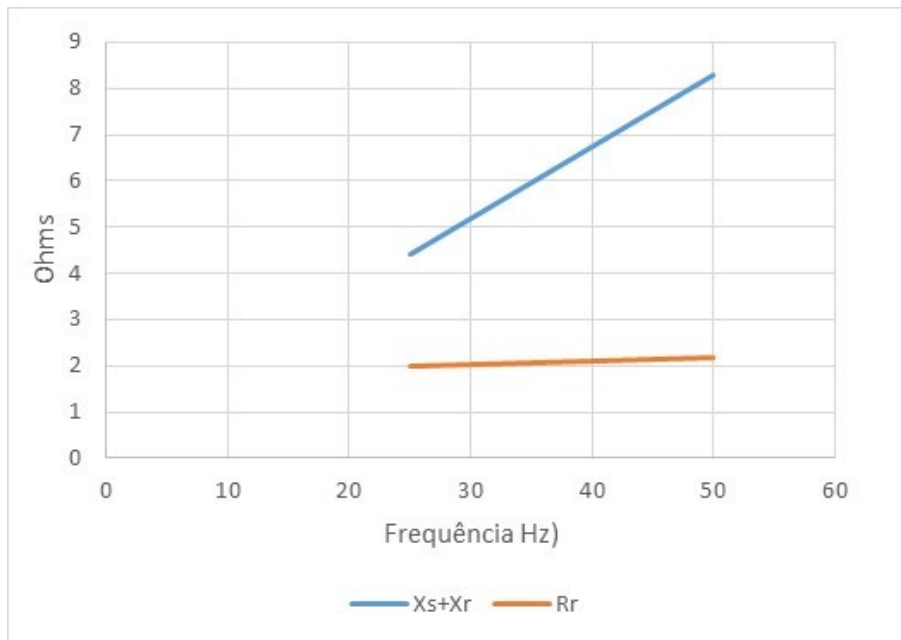


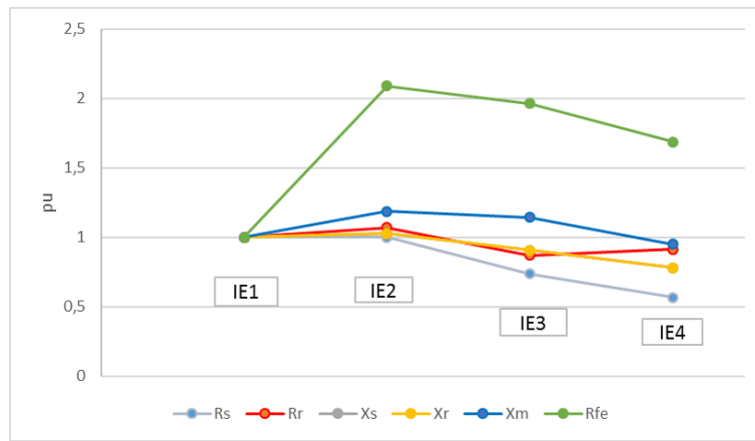
Figura 3.10: Variação da reactância total e da resistência do rotor com a frequência do motor IE1.

Do segundo método de cálculo foi ainda possível verificar a variação da reactância com a frequência que tem uma variação linear praticamente proporcional á frequência, assim como a variação da resistência do rotor R_r , que também varia com a frequência, ainda que minimamente, como se pode observar na figura 3.10. A figura pertence á análise do motor IE1, sendo os resultados dos outros motores bastante semelhantes.

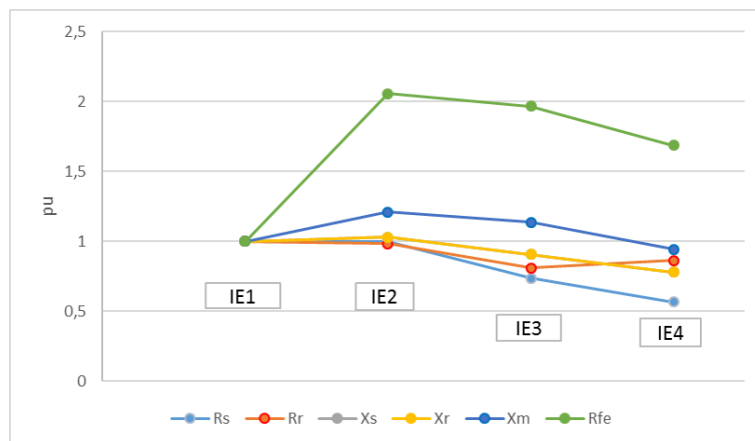
3.4 Ensaio em carga

Foi feito um ensaio em carga usando um dinamómetro para o efeito. A figura 3.12 demonstra o "set up" do ensaio. Para a determinação da eficiência dos motores elétricos, optou-se por comparar os métodos IEC-60034-2-1 com o IEEE 112-B, na qual o procedimento de ensaio é similar diferindo no tratamento de dados como referido no capítulo 2 em 2.4. No entanto, seguiu-se o procedimento IEC 60034-2-1 para a realização do ensaio devido á vantagem de não ser necessário usar sensores de temperatura, sendo que foram feitas as medições de temperaturas (ambiente e carcaça) e resistências úteis para a determinação do rendimento segundo a norma IEEE 112-B.

De seguida é apresentada a análise detalhada do cálculo das perdas assim como do rendimento dos motores segundo a norma IEC 60034-2-1. A análise segundo a norma IEEE 122-B



(a) método 1



(b) método 2

Figura 3.11: Evolução comparativa dos parâmetros do esquema equivalente por fase dos diferentes motores

não será explicada detalhadamente, por ser similar, mas em (ver anexo B), está disponível o formulário de cálculo usado pela mesma.

● Procedimento IEC 60034-2-1

Antes do ensaio em carga, foi medido a temperatura e a resistência dos enrolamentos do estator do motor à temperatura ambiente. A máquina deve ser carregada de forma adequada com a potência nominal de saída e colocada a funcionar até que seja atingido o equilíbrio térmico. Registam-se as seguintes quantidades:

- Potência de entrada P_{in} , binário T , corrente I , tensão V , velocidade n , frequência f , temperatura θ ;
- Resistência dos enrolamentos no início e no fim do teste.

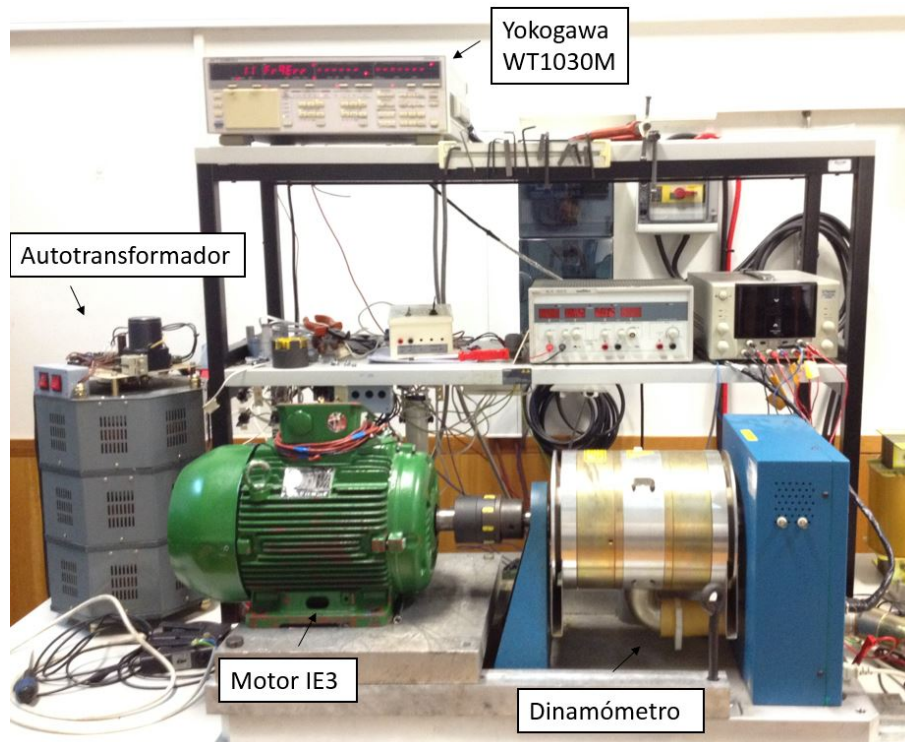


Figura 3.12: Bancada de ensaios: Ensaio em carga usando o dinamómetro.

3.4.1 Perdas em carga

- Perdas nos enrolamentos do estator e correção com temperatura

O valor não corrigido das perdas nos enrolamentos do estator é determinado por:

$$P_{Je} = 1.5 \times I^2 \times R \quad (3.28)$$

e este mesmo valor, usando o valor da resistência do estator corrigida a uma temperatura de arrefecimento de referência de 25°C :

$$P_{Je,\theta} = P_{Je} \times k_\theta \quad (3.29)$$

onde k_θ é a correção de acordo com a equação 3.33.

- Perdas no rotor e correção com a temperatura

O valor das perdas do rotor não corrigidas é determinado por:

$$P_{Jr} = (P_{in} - P_{Je} - P_{fe}) \times s \quad (3.30)$$

e o valor corrigido,

$$P_{Jr,\theta} = (P_{in} - P_{Je,\theta} - P_{fe}) \times s_{\theta} \quad (3.31)$$

P_{fe} é calculado de acordo com o descrito no parágrafo "Perdas constantes" para uma temperatura de referência de $25^{\circ}C$

s_{θ} é o deslizamento corrigido a uma referência de $25^{\circ}C$ (ver 3.4.1)

Correção da potência de entrada P_{in} com a temperatura

Com as perdas no estator e no rotor corrigidas, a correção da potência de entrada é determinada:

$$P_{in,\theta} = P_{in} - (P_{Je} - P_{Je,\theta} + P_{Jr} - P_{Jr,\theta}) \quad (3.32)$$

Correção a uma temperatura de arrefecimento de referência

Quando requerido, os valores das resistências dos enrolamentos registados durante os ensaios, devem ser referidos a uma temperatura de referência normalizada de $25^{\circ}C$. O fator de correção para ajustar a resistência do enrolamento e do deslizamento, deve ser determinado por

$$k_{\theta} = \frac{235 + \theta_W + 25 - \theta_C}{235 + \theta_W} \quad (3.33)$$

onde,

k_{θ} é o fator de correção de temperatura para os enrolamentos;

θ_C é a temperatura durante o teste

θ_W é a temperatura do enrolamento a uma temperatura de referência de $115^{\circ}C$ (temperatura de referência dos enrolamentos para motores com classe de isolamento 155(F))

● Perdas "constantes"

Do ensaio em vazio realizado em 3.2.1, serão determinadas as perdas por atrito e ventilação e as perdas no ferro para cada valor de tensão registado da mesma forma que foram determinados anteriormente. Para determinar as perdas no ferro à plena carga, a tensão interna U_i que tem em conta a queda de tensão nos enrolamentos do primário deve ser calculado:

$$U_i = \sqrt{\left(V - \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot I \cdot R \cdot \cos\varphi\right)^2 + \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot I \cdot R \cdot \sin\varphi\right)^2} \quad (3.34)$$

onde

$$\cos\varphi = \frac{P_{in}}{\sqrt{3} \times V \times I}; \sin\varphi = \sqrt{1 - \cos^2\varphi}; \quad (3.35)$$

Assim, pode-se obter as perdas no ferro P_{fe} , através da interpolação da curva das perdas no ferro sobre a tensão em vazio à tensão U_i requerida do ensaio em carga.

No que toca às perdas por atrito e ventilação, estas estão dependentes do deslizamento na seguinte forma:

$$P_{av,c} = P_{av} \cdot (1 - s)^2 \cdot 5 \quad (3.36)$$

● Perdas adicionais em carga

As perdas residuais P_{Lr} devem ser determinadas para cada ponto de carga pela subtração à potência de entrada: a potência de saída P_{out} , as perdas no estator e no rotor sem correção de temperatura, as perdas por atrito e ventilação e as perdas no ferro.

$$P_{Lr} = P_{in} - P_{out} - P_{Je} - P_{Jr} - P_{fe} - P_{av}; \quad (3.37)$$

onde

$$P_{out} = 2 \cdot \pi \cdot T \cdot n \quad (3.38)$$

As perdas residuais devem ser aperfeiçoadas através da análise e regressão linear (ver Fig. 3.13) das perdas em função do quadrado do binário de acordo com a relação:

$$P_{res} = A \cdot T^2 + B \quad (3.39)$$

onde A é o coeficiente angular da equação e B é a interseção da reta com o eixo de P_{res} . Estas são constantes determinadas de 6 pontos de carga, usando as seguintes formulas:

$$A = \frac{i \cdot \sum(P_{Lr} \cdot T^2) - \sum P_{Lr} \cdot T^2}{i \cdot \sum(T^2)^2 - (\sum T^2)^2} \quad (3.40)$$

$$B = \frac{\sum P_{Lr}}{i} - A \cdot \frac{\sum T^2}{i} \quad (3.41)$$

onde i é o número de pontos de carga.

Para se trabalhar com um valor de A coerente, calcula-se também um Fator de Correlação, γ , dado por:

$$\gamma = \frac{i \times \sum(P_{Lr} \times T^2) - (\sum P_{Lr}) \times (\sum T^2)}{\sqrt{(i \times \sum(T^2)^2 - (\sum T^2)^2) \times (i \times \sum P_{Lr}^2 - (\sum P_{Lr})^2)}} \quad (3.42)$$

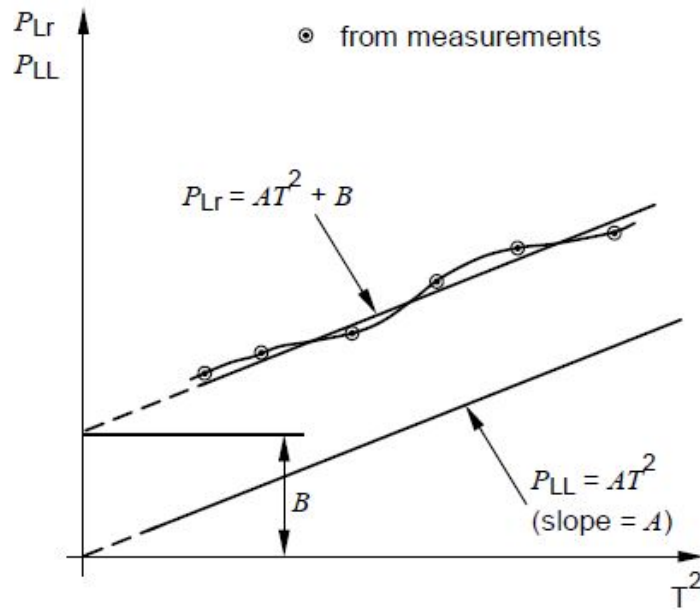


Figura 3.13: Aperfeiçoamento das perdas residuais.

Quando o coeficiente de correlação γ é menor que 0.95, apaga-se o pior ponto e repete-se a regressão. Se γ aumentar para ≥ 0.95 , usar a segunda regressão, caso contrário deve-se verificar erros de instrumentação ou cálculos anteriores e corrigir e, em ultimo caso repetir o ensaio. Assim que a constante A tiver um valor estável, o valor das perdas adicionais P_{LL} , para cada ponto deve ser determinado usando a fórmula:

$$P_{LL} = A \times T^2 \quad (3.43)$$

3.4.2 Cálculo do rendimento

● Perdas totais

As perdas totais irão ser o somatório de todas as perdas descritas anteriormente, da forma:

$$P_T = P_{fe} + P_{av,c} + P_{Je,\theta} + P_{Jr} + P_{LL} \quad (3.44)$$

● Rendimento

O rendimento é, por fim determinado por,

$$\eta = \frac{P_{in,\theta} - P_T}{P_{in,\theta}} \quad (3.45)$$

3.4.3 Resultados - ensaio em carga

Na tabela 3.7 estão expostos os resultados obtidos da realização dos ensaios em carga com os dois procedimentos de cálculo sugeridos. É possível observar-se um decréscimo significativo nos valores das perdas, emergindo num melhor rendimento. Para se ter uma melhor noção do decréscimo das perdas, observe-se as curvas desenvolvidas da evolução das perdas por efeito de Joule no estator e no rotor e das perdas adicionais, tendo como termo de comparação o motor IE1 com os restantes motores, na figura 3.14. É possível ainda comparar esta evolução com os valores de referência fornecidos pela WEG (ver anexo A.1) para a carga nominal, na figura 3.15, onde se pode verificar semelhanças no decréscimo das perdas do estator, sendo que as perdas adicionais não têm uma redução tão significativa quanto o obtido e há um aumento das perdas por efeito de *Joule* do rotor no motor IE2 em comparação com o obtido. No entanto, deve referir-se que estes dados são meramente de referência, pois as características dos motores em termos de parâmetros do circuito equivalente poderão ser diferentes.

Tabela 3.7: Resultados: Valores de perdas e rendimentos à plena carga dos motores segundo as normas IEC e IEEE

Motor	Norma	Estator I^2R	Rotor I^2R	P_{fe}	P_{av}	P_{LL}	Rendimento
IE1	IEC	475,3 W	239,8 W	249,8 W	76,38 W	190,06 W	86 %
	IEEE	479,9 W	238,5 W	291,6 W	82,43 W	134,89 W	85,92 %
IE2	IEC	431,4 W	236,2 W	122,9 W	34,54 W	104,57 W	88,9 %
	IEEE	435,4 W	235,2 W	141,4 W	37,27 W	122 W	88,4 %
IE3	IEC	322,6 W	208,5 W	138,1 W	24,36 W	76,66 W	90,6 %
	IEEE	322,9 W	208,1 W	150,7 W	26,06W	79,32 W	90,5 %
IE4	IEC	258,2 W	153,5 W	165,1 W	48,93 W	59,77 W	91,54 %
	IEEE	260,5 W	152,8 W	175,9 W	51,46 W	41,03 W	91,56 %

Como mostrado na tabela 3.7, não existe distinção significativa nas perdas do rotor uma vez que ambos os métodos estimam os valores da mesma forma. Ao longo dos quatro motores testados, as diferenças nas perdas do estator em cada um, são também insignificantes, apesar do cálculo da resistência e/ou temperatura dos enrolamentos serem um pouco diferentes nos dois métodos. O facto de não ter sido usado sensores para se saber a temperatura exata dos

enrolamentos para o cálculo da resistência do estator, segundo o método IEEE 112, pode ser um fator determinante para a diferença encontrada (foi usada a temperatura medida na carcaça do estator através de um termómetro infravermelho). Usando esta limitação e considerando um procedimento severamente seguido dos dois métodos, os valores das perdas nos enrolamentos do estator serão muito semelhantes.

Na determinação das perdas no ferro, a norma IEC especifica um procedimento diferente da norma IEEE, tendo em conta a queda de tensão resistiva nos enrolamentos do estator. As perdas são menores em relação ao IEEE mas são valores mais precisos. Como se pode observar nos valores da tabela 3.7, as diferenças nas perdas do ferro entre os dois métodos podem variar entre 10.2-41.8 W, numa percentagem de cerca de 13% de diferença nos motores IE1 e IE2 e cerca de 7% nos motores IE3 e IE4.

Tendo em conta a variação das perdas por atrito e ventilação com o deslizamento, conforme especificado na norma IEC, as diferenças não são significativas, havendo variações máximas de 0.07%.

Nos resultados obtidos nas perdas adicionais não foi encontrado um padrão, havendo uma variação significativa no motor IE1 e não tão acentuada nos restantes. Era de esperar que no método IEEE 112 estas perdas fossem inferiores para colmatar a diferença nas perdas do ferro e por atrito e ventilação, que são maiores neste método e têm envolvimento direto no cálculo das perdas adicionais, mas tal só se sucedeu em dois motores. Sendo as perdas adicionais dependentes dos valores de todas as outras perdas, erros humanos podem estar na origem desta não padronização uma vez que os coeficientes de correlação usados na suavização destas perdas não atingiram sempre os valores requisitados pela norma, de 0.9, devido á complexidade e quantidade de cálculo envolvente, assim como possíveis erros de medidas.

Relativamente aos valores de rendimento obtidos, a variação máxima obtida não ultrapassa os 0.5%, o que revela uma grande harmonização entre os métodos IEC 60034-2-1 e o IEEE 112-B. Apesar das variações nos valores de algumas perdas, as quantidades não são suficientes para causar uma diferença significativa nos resultados do rendimento final. Observando a figura 3.11, relativa á comparação dos parâmetros dos motores e relacionando-a com a figura 3.14 relativa á comparação das perdas, é possível concluir-se que à medida que o valor da resistência do estator diminui, as perdas por efeito de Joule no estator vão diminuindo igualmente, como era de esperar. As perdas por efeito de Joule no rotor seguem a mesma lógica das do estator, apesar de a resistência do rotor, R_r , do motor IE4 ser ligeiramente superior, este motor funciona a um deslizamento inferior e estando estas perdas

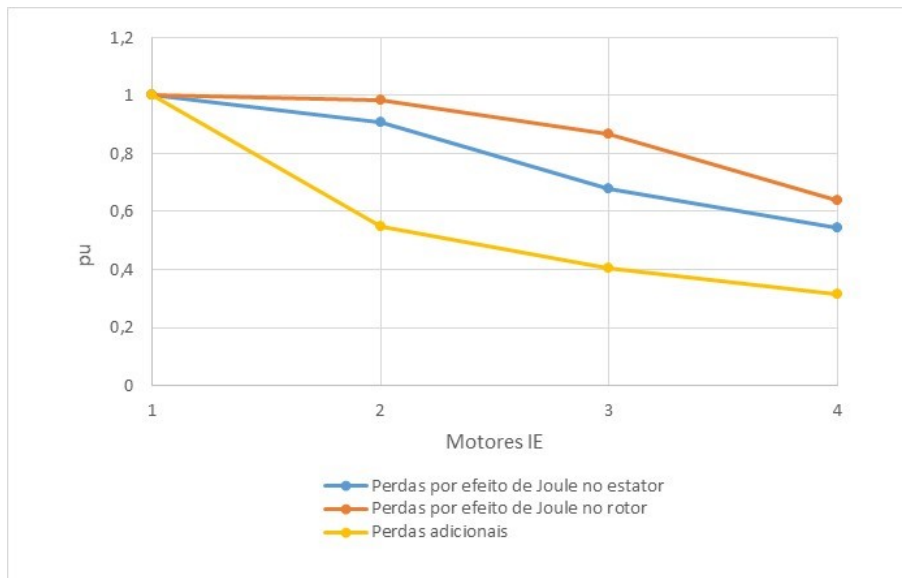


Figura 3.14: Evolução das perdas dos motores IE1 a IE4 em pu.

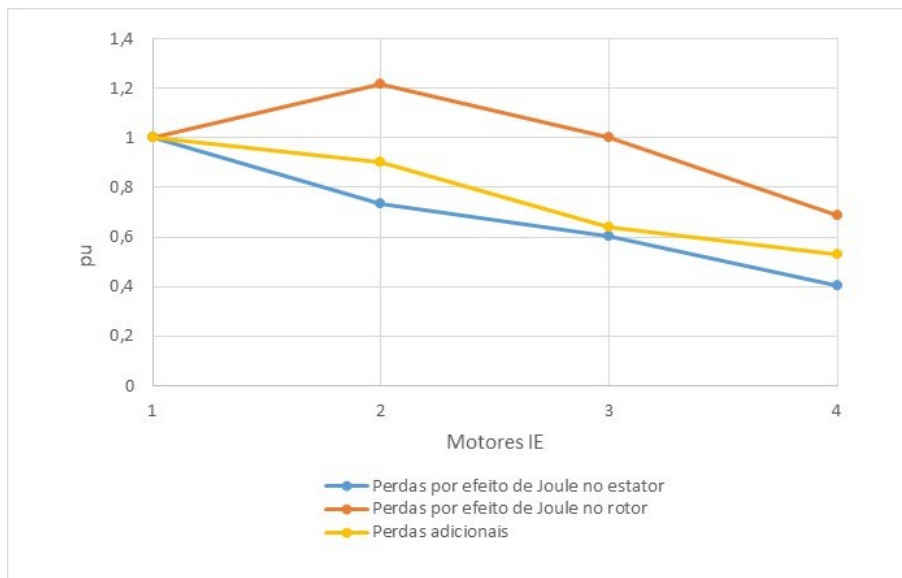
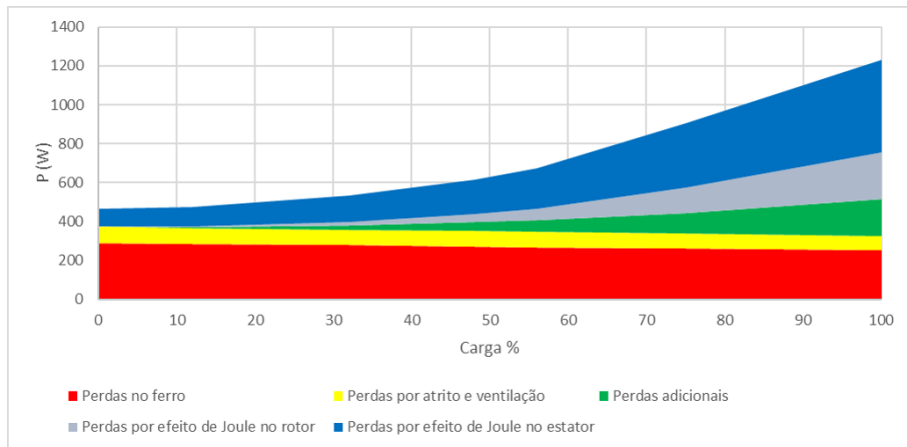


Figura 3.15: Evolução das perdas dos motores IE1 a IE4 em pu dos dados fornecidos pela WEG.

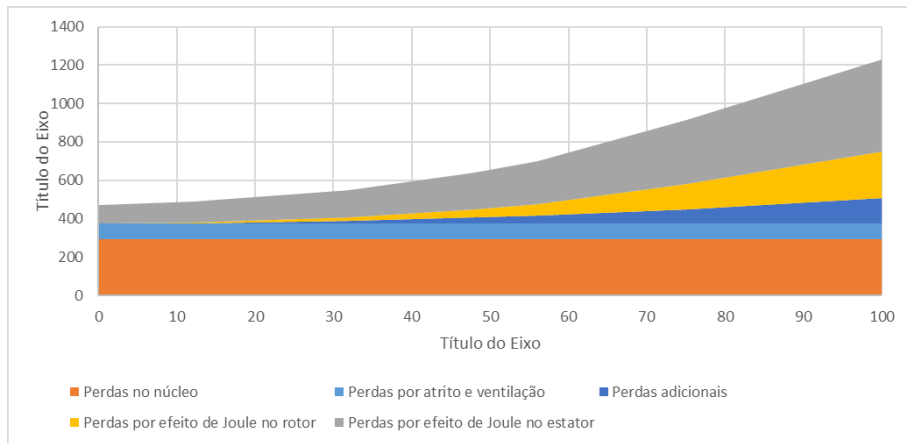
dependentes desse fator, as perdas neste motor são significativamente inferiores, como referido anteriormente e como comprovado nos resultados. Onde é mais acentuada a descida do nível de perdas é nas perdas adicionais, no entanto as quantidades mais significativas para a melhoria de rendimento estão nas perdas por efeito de *Joule* no estator, pois representam a maior percentagem de perdas.

Nas figuras 3.16 a 3.22, é possível observar a evolução das perdas nos diferentes motores assim como as curvas de rendimento obtidas.

● IE1



(a) IEC 60034-2-1



(b) IEEE 112-B

Figura 3.16: Evolução das perdas com o aumento de carga do motor IE1.

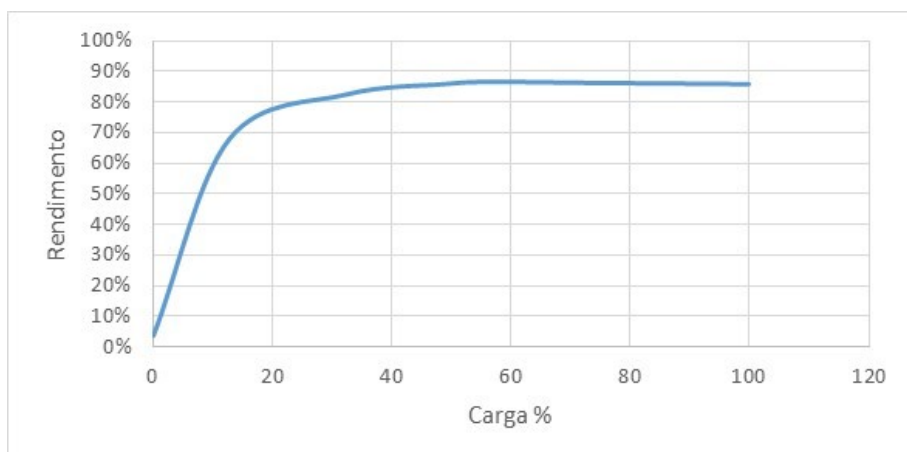
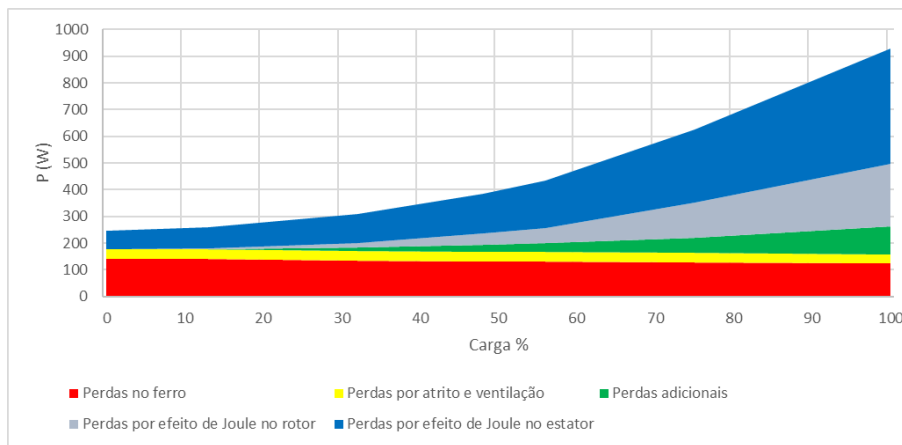
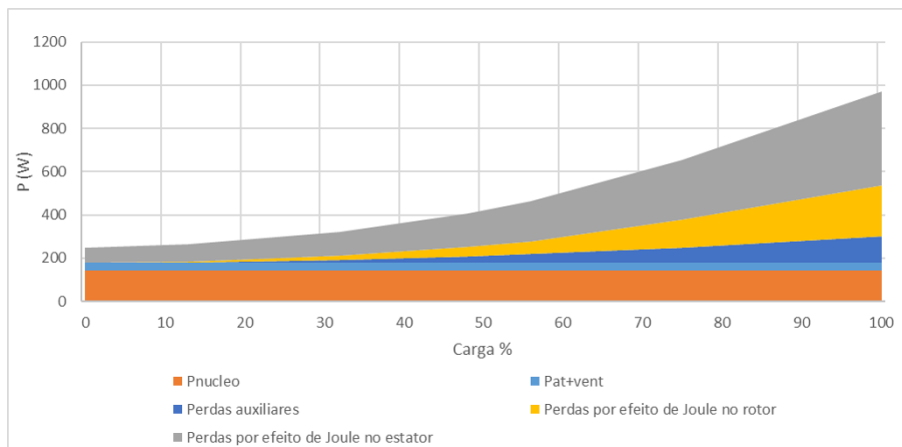


Figura 3.17: Curva de rendimento obtida no motor IE1

● IE2



(a) IEC 60034-2-1



(b) IEEE 112-B

Figura 3.18: Evolução das perdas com o aumento de carga do motor IE2.

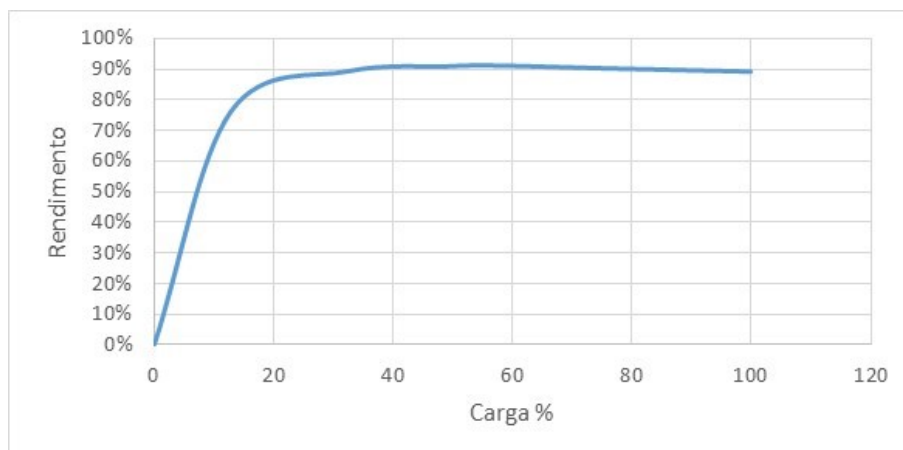
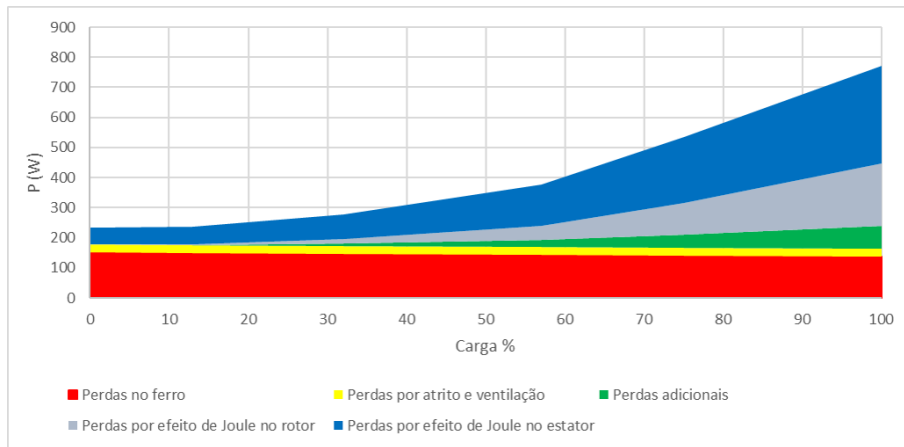
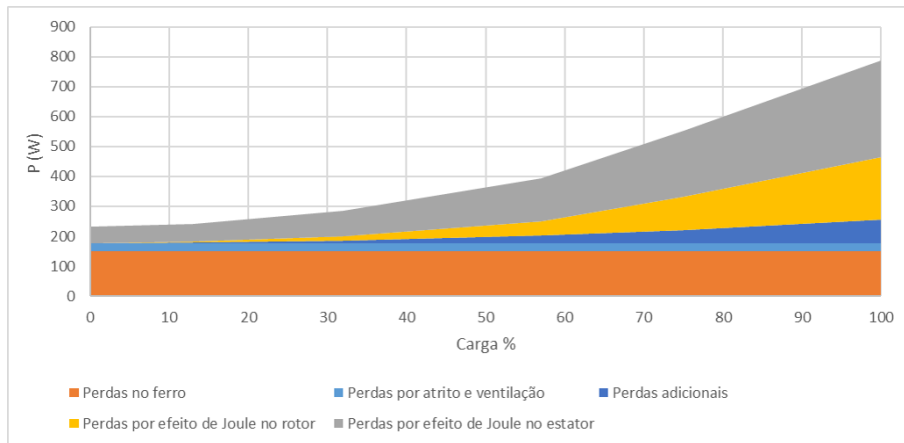


Figura 3.19: Curva de rendimento obtida no motor IE2

● IE3



(a) IEC 60034-2-1



(b) IEEE 112-B

Figura 3.20: Evolução das perdas com o aumento de carga do motor IE3.

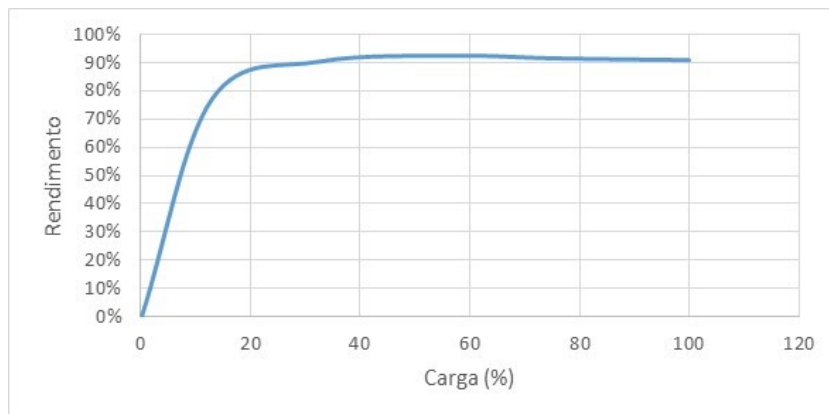
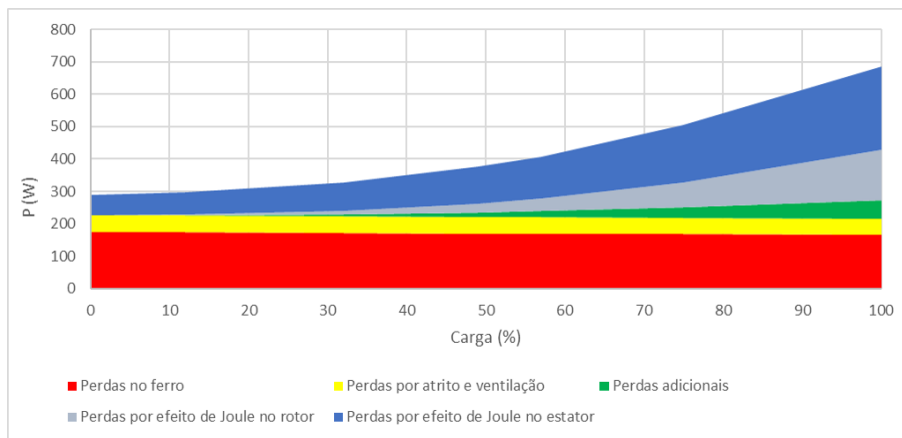
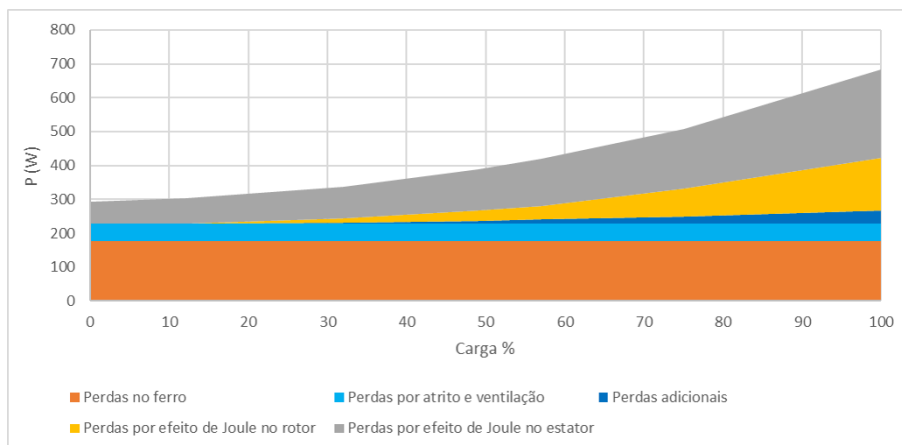


Figura 3.21: Curva de rendimento obtida no motor IE3

● IE4



(a) IEC 60034-2-1



(b) IEEE 112-B

Figura 3.22: Evolução das perdas com o aumento de carga do motor IE4.

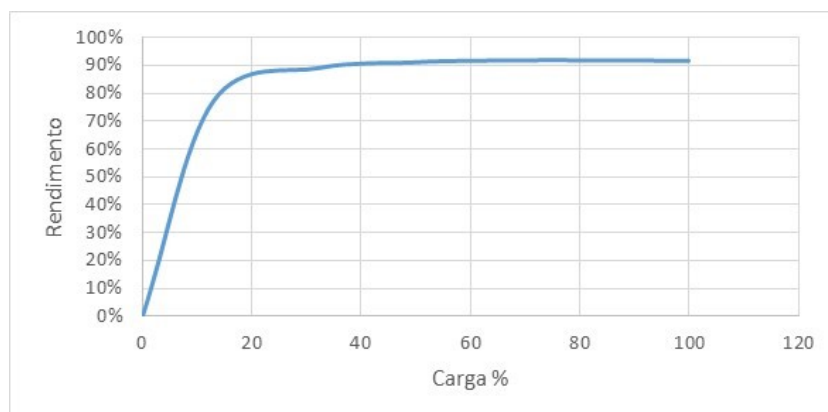


Figura 3.23: Curva de rendimento obtida no motor IE4

3.5 Simulação computacional

Tendo como base os ensaios experimentais e todas as equações características do motor de indução, assim como os valores dos parâmetros do esquema equivalente obtidos anteriormente, foi desenvolvido um "script" no software Matlab, no qual foi possível calcular curvas de binário e rendimento para cada motor testado. Com isto, é possível verificar os resultados obtidos anteriormente, comparando-os com os resultados simulados. Foi ainda possível verificar a variação experimental da indutância de magnetização com a corrente de magnetização, provando que o valor da reactância de magnetização não é constante para variações de carga.

● Curvas de binário

Para se calcular a curva de binário, considerou-se o efeito da temperatura nos valores da resistência do estator e do rotor e conseqüentemente nas curvas de binário que estão representadas nas figuras 3.24 a 3.27. A curva de binário de referência é obtida a uma temperatura de 25°C , sendo as curvas a amarelo e roxo simuladas a uma temperatura de 50°C e 100°C , respectivamente. A curva representada a vermelho representa o binário nominal, retirado da chapa de características.

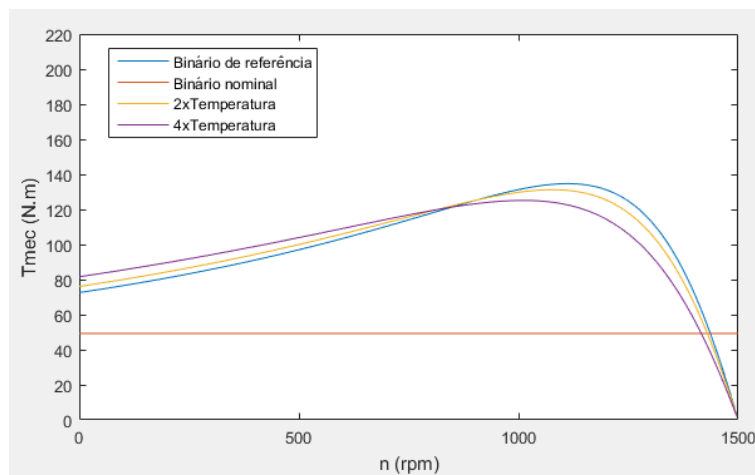


Figura 3.24: Curva de binário - velocidade do motor IE1

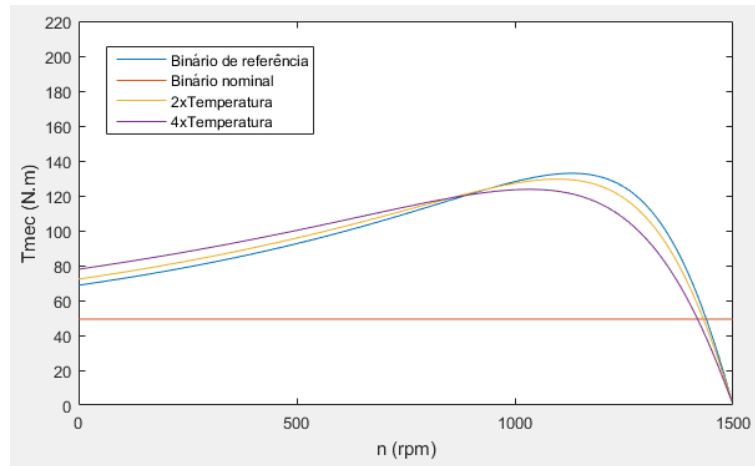


Figura 3.25: Curva de binário - velocidade do motor IE2

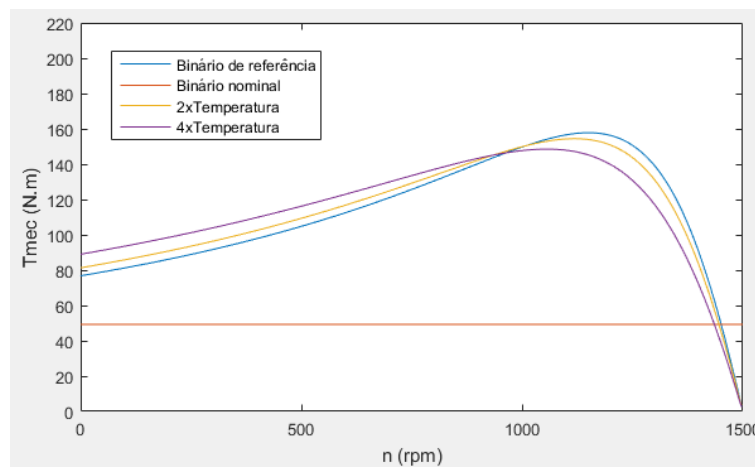


Figura 3.26: Curva de binário - velocidade do motor IE3

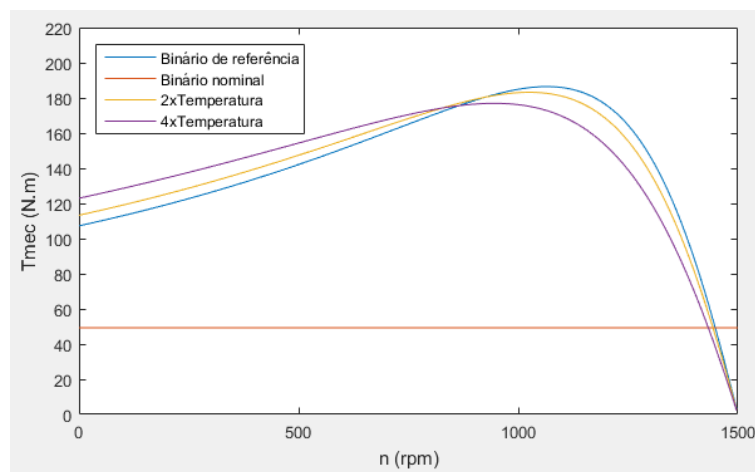


Figura 3.27: Curva de binário - velocidade do motor IE4

Pela observação das curvas de binário dos diferentes motores, é possível verificar que o binário máximo aumenta ligeiramente do motor IE1 para IE2 e há um aumento significativo nos motores IE3 e IE4. As gamas de binário de arranque situam-se entre os 70 N.m e os 80 N.m nos motores IE1 e IE3 e no motor IE4 é igual a 110 N.m, sendo por isso, o motor que

absorve menos corrente no arranque que é sempre um fator importante.

Como é sabido, o aumento da temperatura aumenta o valor da resistência dos enrolamentos. Este aumento de temperatura nos motores durante o funcionamento dos mesmos, vai ter consequências diretas no seu funcionamento. Se por um lado, o aumento da temperatura aumenta o binário de arranque devido ao aumento da resistência rotórica, por outro, o binário máximo pode ser reduzido em cerca de 10%, sendo por isso uma consequência negativa. Outro ponto negativo relacionado com o aumento de temperatura é o aumento do deslizamento e consequente redução da velocidade á carga nominal resultando num rendimento inferior.

● Curvas de rendimento

As curvas de rendimento foram obtidas através de simulação tendo como base os parâmetros do esquema equivalente calculados experimentalmente. Estas curvas podem ser comparadas com as curvas obtidas através dos ensaios em carga, representadas nas figuras 3.28 a 3.29.

Pode-se observar que os resultados simulados e os experimentais apresentam semelhanças, no entanto, pode-se verificar em todas as curvas que o rendimento na simulação é superior ao experimental quando á carga nominal. Isto pode ser explicado com o facto de o esquema equivalente não apresentar nenhum parâmetro representativo das perdas adicionais em carga e não estar presente fenómenos de saturação da máquina. A temperatura pode ser outro fator determinante nos valores de rendimento que também não são incluídos na simulação. Apesar dos aspetos referidos, as curvas de simulação vão de acordo com o que se pretendia, ou seja, o rendimento do motor vai aumentando do IE1 até ao IE4, o que pode provar a veracidade dos parâmetros do esquema equivalente calculados.

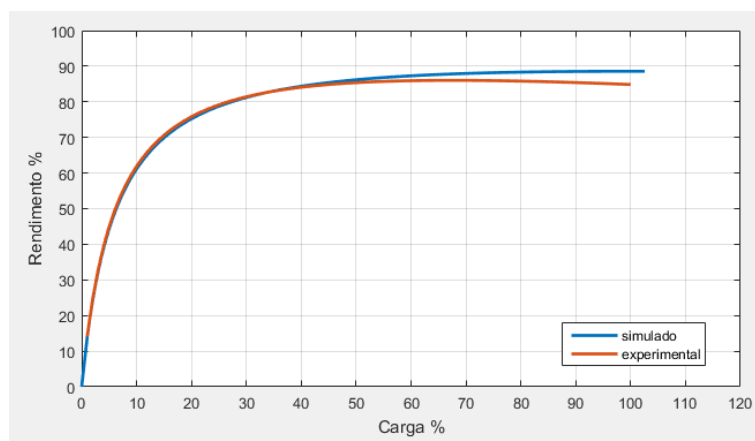


Figura 3.28: Curvas de rendimento IE1: simulado e experimental

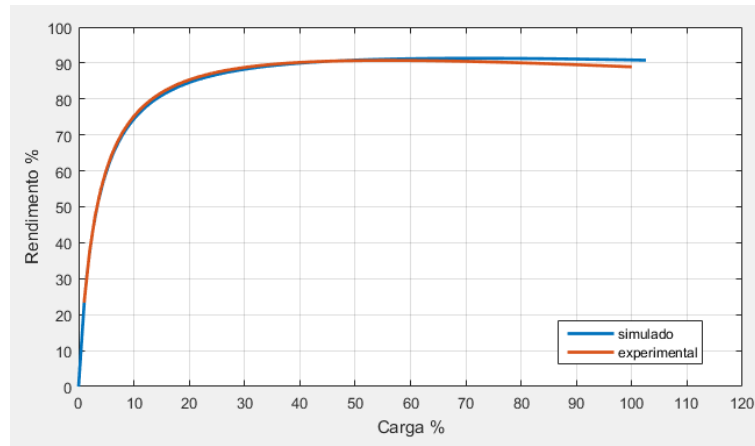


Figura 3.29: Curvas de rendimento IE2: simulado e experimental

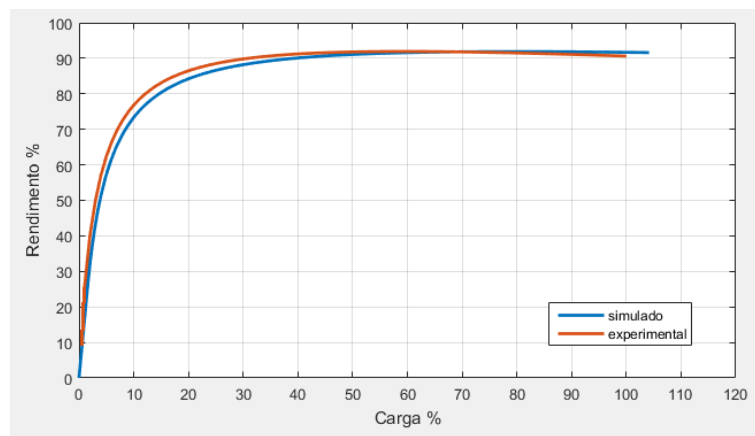


Figura 3.30: Curvas de rendimento IE3: simulado e experimental

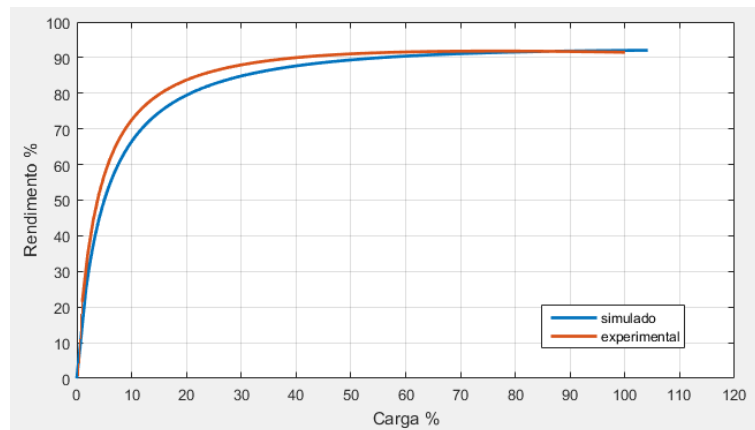


Figura 3.31: Curvas de rendimento IE4: simulado e experimental

- **Variação da indutância de magnetização com a corrente de magnetização**

Do ensaio em vazio, e para cada ponto de tensão, foi possível obter a corrente de magnetização e desta forma ver a variação da indutância de magnetização com a corrente de magnetização e conseqüentemente a saturação da máquina.

Nas curvas obtidas, representadas nas figuras 3.32 a 3.35, estão representados a azul

o ponto de tensão nominal (400 V) e a preto o ponto de inflexão da curva, ponto esse que representa a altura em que a máquina começa a entrar na zona de saturação. Desta forma, e tendo em conta o ponto de funcionamento nominal e observando os pontos de inflexão ao longo dos diferentes motores, pode-se verificar que o motor IE1 sofre maior saturação, o que era esperado pois, atendendo aos aspetos construtivos do mesmo, este possui o comprimento do estator menor, menor volume no entreferro, logo maior relutância magnética e conseqüentemente maior corrente de magnetização. O motor IE2, possui menor saturação em relação a IE1 e conseqüentemente menores perdas no ferro, como observado anteriormente. Os motores IE3 e IE4 apresentam menores valores de indutância quando comparados com o IE2, no entanto apresentam menor saturação mas mais perdas no ferro. Nestes motores, o aumento do comprimento do estator foi tal que, apesar de ter menos saturação, ainda assim conduziu a um aumento de perdas no ferro.

É esperado que um motor com maior rendimento possua menores perdas em todos os aspetos. No entanto nem sempre é viável, seja em termos de construção ou de custos de produção. Assim pode-se pressupor que, para este caso, foi feito um aumento no tamanho das ranhuras onde estão alojados os enrolamentos, por forma a colocar mais cobre em secção, diminuindo assim o valor da resistência do cobre e conseqüentemente as perdas por efeito de Joule no estator. Este aumento no tamanho das ranhuras diminui a quantidade de ferro mas aumenta o fluxo magnético e o nível de saturação nas ranhuras e para compensar este aumento de saturação, foi feito um aumento no comprimento do estator, equilibrando assim o nível de saturação mas aumentando as perdas no ferro. O aumento das perdas no ferro nos motores IE3 e IE4 acabam por ser uma causa da diminuição da resistência dos enrolamentos do estator, que é bem justificado atendendo à diminuição das perdas no estator em comparação ao aumento das perdas no ferro.

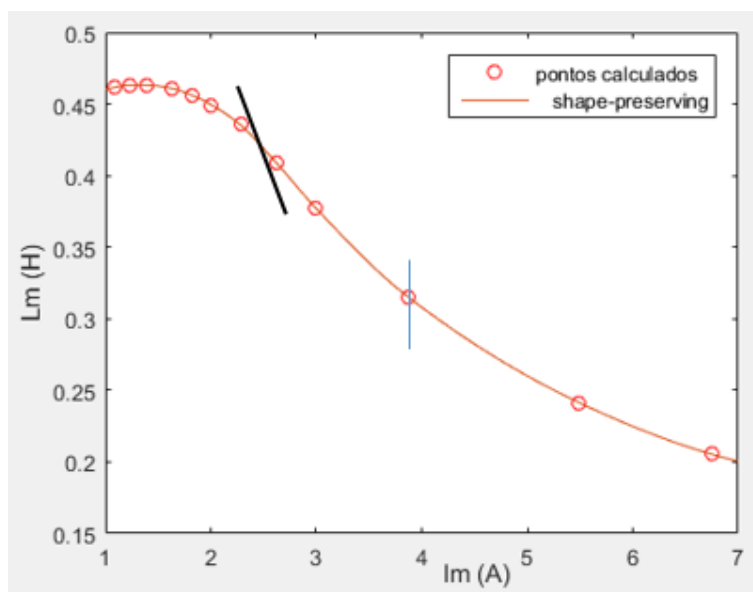


Figura 3.32: Variação experimental da indutância de magnetização com a corrente de magnetização no motor IE1.

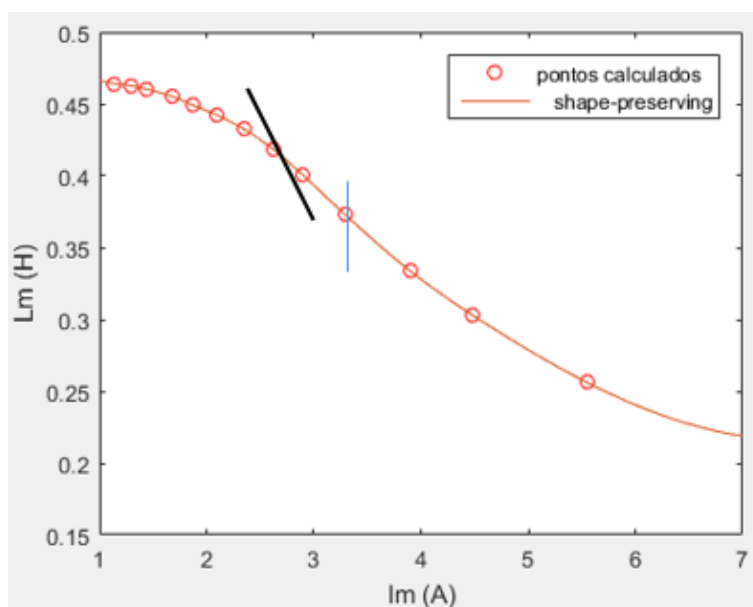


Figura 3.33: Variação experimental da indutância de magnetização com a corrente de magnetização no motor IE2.

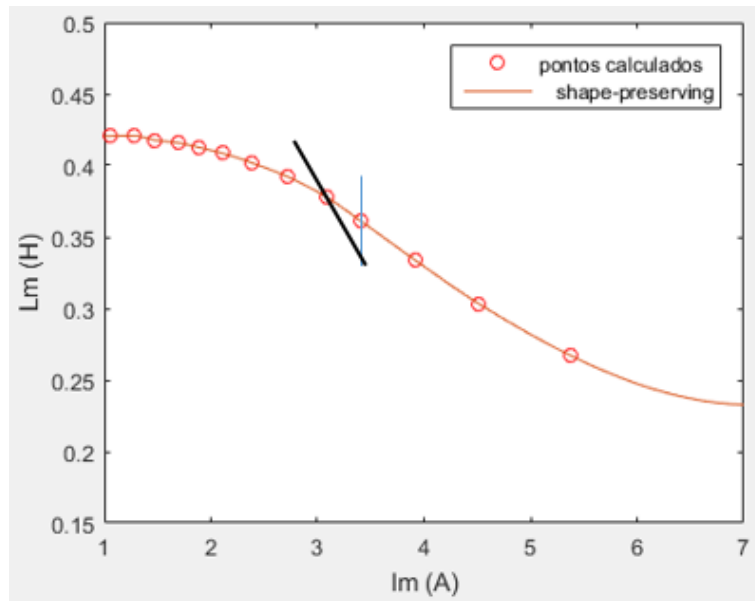


Figura 3.34: Variação experimental da indutância de magnetização com a corrente de magnetização no motor IE3.

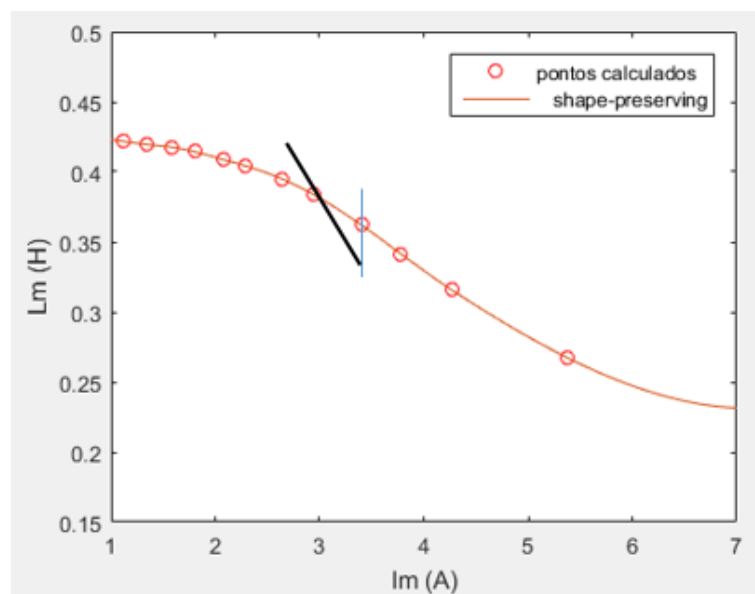


Figura 3.35: Variação experimental da indutância de magnetização com a corrente de magnetização no motor IE4.

Capítulo 4

Conclusões e trabalho futuro

O trabalho desenvolvido nesta dissertação consistiu em relacionar as alterações dos parâmetros do circuito equivalente por fase de quatro motores de indução com rotor em gaiola de esquilo de classes de rendimento IE1, IE2, IE3 e IE4 de um único fabricante, com as perdas que os mesmos produzem, correlacionando-os com aspetos construtivos em termos dimensionais e de quantidade e qualidade dos materiais ativos utilizados. Para isso efetuaram-se ensaios em vazio, com o rotor bloqueado e ensaios em carga, seguindo os principais padrões normalizados de ensaio - IEEE 112 e IEC60034-2-1 - e compararam-se métodos de cálculo dos parâmetros assim como os procedimentos de cálculo de eficiência utilizados. Foi ainda desenvolvido um “script” em ambiente *Matlab* para simular curvas de funcionamento características dos motores por forma a analisar e comprovar os resultados obtidos experimentalmente. Desta forma foi possível verificar os erros apresentados nos parâmetros do circuito equivalente numa forma em que estes estão dependentes de vários fatores, nomeadamente a temperatura, saturação magnética e perdas adicionais em carga.

No que diz respeito ao cálculo dos parâmetros, em que foram abordados os métodos clássico pela análise do circuito equivalente e o recomendado pela norma IEEE 112, os resultados obtidos foram idênticos uma vez que as temperaturas de ensaio estiveram na ordem da temperatura de referência de 25°C , e desta forma, os resultados obtidos, seguindo a norma IEEE 112, não variaram muito em relação ao método convencional.

Pode-se concluir que os métodos de ensaio e de desagregação de perdas para o cálculo do rendimento dos métodos IEEE 112-B e IEC60034-2-1 estão em sintonia uma vez que apresentam resultados muito idênticos em relação aos valores de rendimento à carga nominal. Apesar das diferenças encontradas na abordagem dos procedimentos, estas diferenças refletem-se em pequenas quantidades que terão pouca influência no resultado final do rendimento dos motores. Esta sintonia dos métodos pode ser um fator importante para a introdução futura de um método único e consensual mundialmente, para o procedimento de

avaliação e classificação de motores.

Dos resultados de simulação, pode-se concluir que o circuito equivalente carece de um parâmetro demonstrativo das perdas extravaiadas e os parâmetros resistivos, principalmente a resistência do estator e do rotor, quando sujeitas a aumentos de temperatura, vão aumentar o seu valor e vão ter influência negativa no normal funcionamento do motor, podendo diminuir os valores de binário máximo e reduzir a velocidade nominal do motor. No entanto, os resultados obtidos em simulação podem avaliar de uma forma razoável o normal funcionamento dos motores.

Os motores utilizados nesta dissertação possuem todos a mesma potência nominal e são de um único fabricante, no entanto possuem aspetos construtivos diferentes, desde a ventilação ao tamanho da carcaça, passando pelo comprimento do estator e do rotor. Após esta dissertação, pode concluir-se que o aumento de rendimento ao longo dos motores é feito, principalmente, á custa da redução do valor da resistência do estator, aumentando para isso o material ativo envolvido no funcionamento dos mesmos. Este aumento do material ativo leva a um aumento dos custos de produção. Por isso, o estudo constante do material a utilizar na construção, aliado a um *design* cuidado, tendo em conta as perdas produzidas e o custo de produção, são fatores determinantes para uma constante melhoria no rendimento dos motores.

Para trabalho futuro, é sugerido que se estude o comportamento do circuito equivalente por fase com com as variações de temperatura.

Referências

- [1] A. De Almeida, F. Ferreira, J. Fong, and P. Fonseca, “EuP Lot 11 motors, Ecodesign Assessment of Energy Using Products,” *ISR-University of Coimbra for EC-DG-TREN*, 2008.
- [2] European Commission, “Commission Regulation (EC) No 640/2009 of 22 July 2009 implementing Directive 2005/32/EC of the European Parliament and of the Council with regard to ecodesign requirements for electric motors,” *Brussels*, 2009.
- [3] A. E. Fitzgerald, C. Kingsley, S. D. Umans, and B. James, *Electric Machinery*. McGraw-Hill New York, 2003, vol. 5.
- [4] U. d. L. Instituto Superior Técnico, *Material de apoio: Máquinas Elétricas, cap 3 - Máquinas de indução polifásicas*, 2015.
- [5] A. G. WEG, “Thecnical notes - turning losses into gain,” *UK*.
- [6] A. T. de Almeida, F. J. Ferreira, and G. Baoming, “Beyond induction motors—technology trends to move up efficiency,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 50, no. 3, pp. 2103–2114, 2014.
- [7] A. Boglietti, A. Cavagnino, L. Ferraris, and M. Lazzari, “Induction motor equivalent circuit including the stray load losses in the machine power balance,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 23, no. 3, pp. 796–803, 2008.
- [8] P. Kelly-Detwiler and G. A. Soares, “Harmonization of induction motor efficiency standards in latin america,” pp. WC1–4, 1997.
- [9] B. Renier, K. Hameyer, and R. Belmans, “Comparison of standards for determining efficiency of three phase induction motors,” *IEEE Transactions on energy conversion*, vol. 14, no. 3, pp. 512–517, 1999.
- [10] “International standard for electrical rotating machines - part 2-1: Standard methods for determining losses and efficiency from tests,” *IEC 60034-2-1 Std*, 2014.

-
- [11] “Ieee standard test procedure for polyphase induction motors and generators,” *IEEE Std 112-2004 (Revision of IEEE Std 112-1996)*, pp. 1–79, 2004.
- [12] W. Cao, “Comparison of iee 112 and new iec standard 60034-2-1,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 24, no. 3, pp. 802–808, 2009.
- [13] Z. Gao, T. G. Habetler, and R. G. Harley, “A robust rotor temperature estimator for induction machines in the face of changing cooling conditions and unbalanced supply,” pp. 591–596, 2005.

Anexo A

Informações adicionais dos motores usados em teste

A.1 Dados de referência

Tabela A.1: Dados de referência disponibilizados pelo fabricante WEG

Motor WEG 7.5kW, 4 polos, 50 Hz						
	Pj1 (W)	Pj2 (W)	Ps (W)	Pmec (W)	Pfe (W)	Ptot (W)
IE1	686.66	189.66	85.04	40.00	295.29	1296.65
IE2	503.14	231.05	76.67	30.00	134.64	975.50
IE3	412.32	189.88	54.57	25.00	175.66	857.43
IE4	275.50	130.09	45.12	25.00	179.86	655.57

onde,

Pj1: Perda Joule do Estator;

Pj2: Perda Joule do Rotor;

Ps: Perdas suplementares;

Pmec: Perdas mecânicas (perdas por atrito e ventilação);

Pfe: Perdas no ferro;

Ptot: Perdas Totais.

A.2 Informações construtivas

A.2.1 Medidas das chapas empilhadas características dos motores utilizados

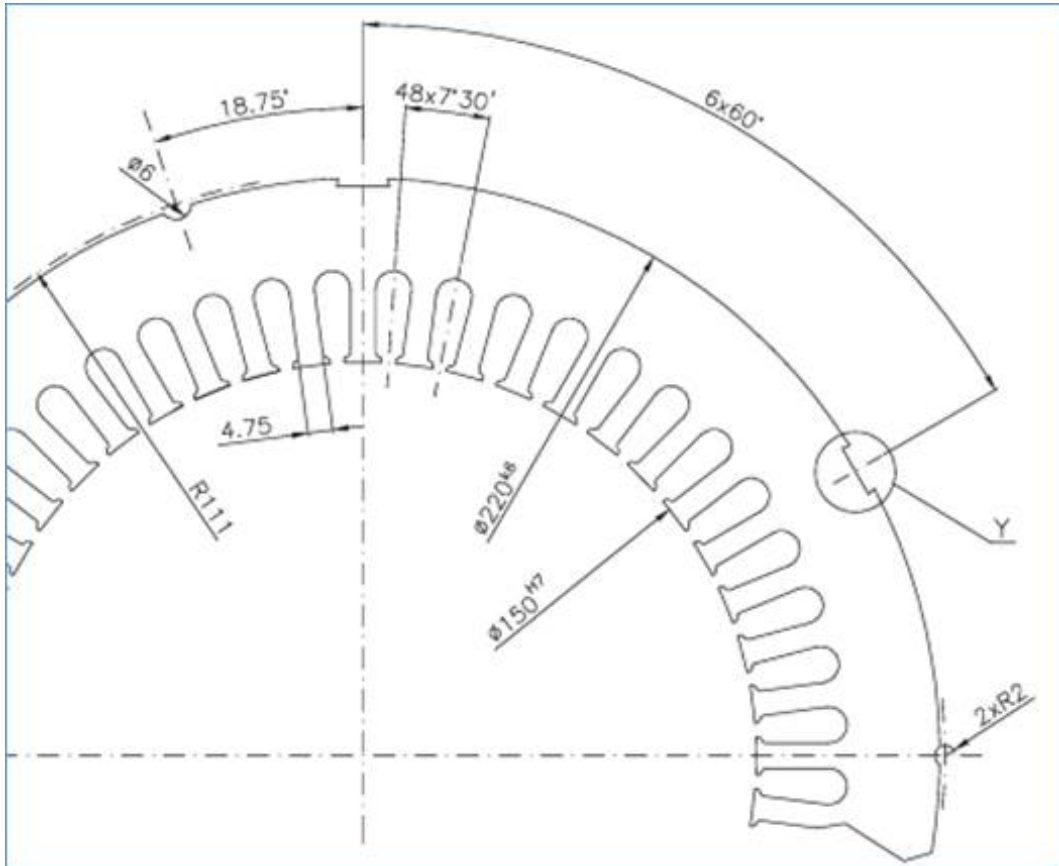


Figura A.1: Dimensão das chapas do estator

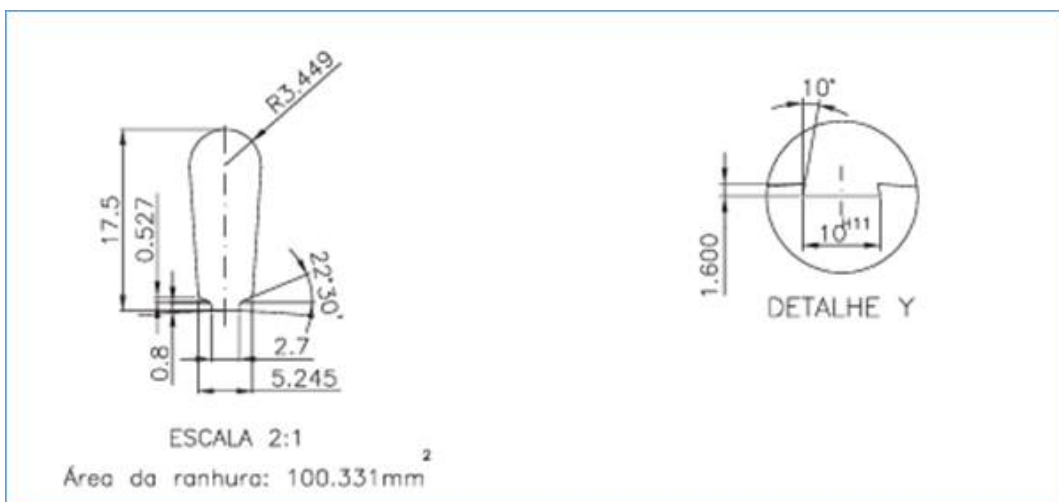


Figura A.2: Dimensão das ranhuras do estator a)



No.:

Date: 18-FEB-2016

DATA SHEET

Three-phase induction motor - Squirrel cage rotor

Customer :
Product line : W21 - Cast Iron Frame - Standard Efficiency - IE1

Frame : 132M
Output : 7.5 kW
Frequency : 50 Hz
Poles : 4
Full load speed : 1455
Slip : 3.00 %
Voltage : 400/690 V
Rated current : 14.8/8.58 A
Locked rotor current : 99.2/57.5 A
Locked rotor current (I_L/I_n) : 6.7
No-load current : 8.00/4.64 A
Full load torque : 49.3 Nm
Locked rotor torque : 210 %
Breakdown torque : 290 %
Design : ---
Insulation class : F
Temperature rise : 80 K
Locked rotor time : 8 s (hot)
Service factor : 1.00
Duty cycle : S1
Ambient temperature : -20°C - +40°C
Altitude : 1000
Degree of Protection : IP55
Approximate weight : 69 kg
Moment of inertia : 0.04652 kgm²
Noise level : 60 dB(A)

	D.E.	N.D.E.	Load	Power factor	Efficiency (%)
Bearings	6308 ZZ	6207 ZZ	100%	0.84	86.0
Regreasing interval	---	---	75%	0.77	85.5
Grease amount	---	---	50%	0.63	84.0

Notes:

Efficiencies according to the indirect method of IEC 60034-2-1:2007 with stray load losses determined from measurement.

Performed by

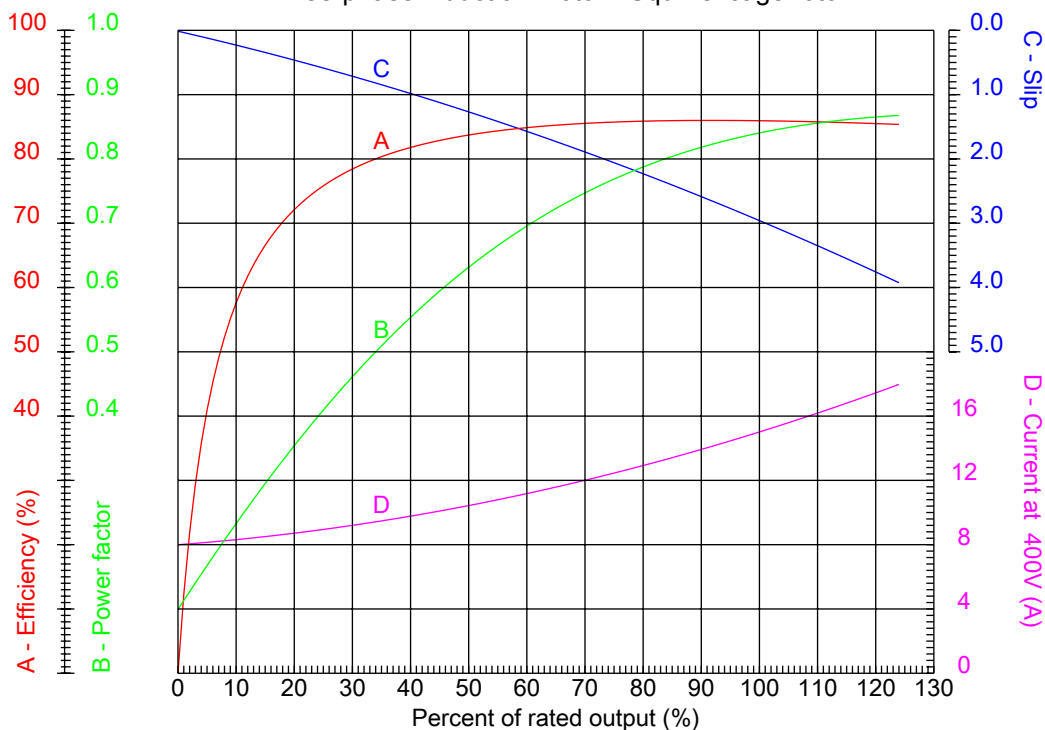
Checked



No.:

Date: 18-FEB-2016

PERFORMANCE CURVES RELATED TO RATED OUTPUT Three-phase induction motor - Squirrel cage rotor



Customer :
Product line : W21 - Cast Iron Frame - Standard Efficiency - IE1

Frame : 132M	Locked rotor current (I _L /I _n) : 6.7
Output : 7.5 kW	Duty cycle : S1
Frequency : 50 Hz	Service factor : 1.00
Full load speed : 1455	Design : ---
Voltage : 400/690 V	Locked rotor torque : 210 %
Rated current : 14.8/8.58 A	Breakdown torque : 290 %
Insulation class : F	

Notes:

Performed by

Checked



No.:

Date: 18-FEB-2016

DATA SHEET

Three-phase induction motor - Squirrel cage rotor

Customer :
Product line : W22 - Cast Iron Frame - High Efficiency - IE2

Frame : 132M
Output : 7.5 kW
Frequency : 50 Hz
Poles : 4
Full load speed : 1455
Slip : 3.00 %
Voltage : 400/690 V
Rated current : 14.1/8.17 A
Locked rotor current : 102/58.9 A
Locked rotor current (I_L/I_n) : 7.2
No-load current : 5.80/3.36 A
Full load torque : 5.02 kgfm
Locked rotor torque : 200 %
Breakdown torque : 300 %
Design : ---
Insulation class : F
Temperature rise : 80 K
Locked rotor time : 8 s (hot)
Service factor : 1.00
Duty cycle : S1
Ambient temperature : -20°C - +40°C
Altitude : 1000
Degree of Protection : IP55
Approximate weight : 68 kg
Moment of inertia : 0.05284 kgm²
Noise level : 60 dB(A)

	D.E.	N.D.E.	Load	Power factor	Efficiency (%)
Bearings	6308 ZZ	6207 ZZ	100%	0.86	89.0
Regreasing interval	---	---	75%	0.81	89.0
Grease amount	---	---	50%	0.71	88.7

Notes:

Efficiencies according to the indirect method of IEC 60034-2-1:2007 with stray load losses determined from measurement.

Performed by

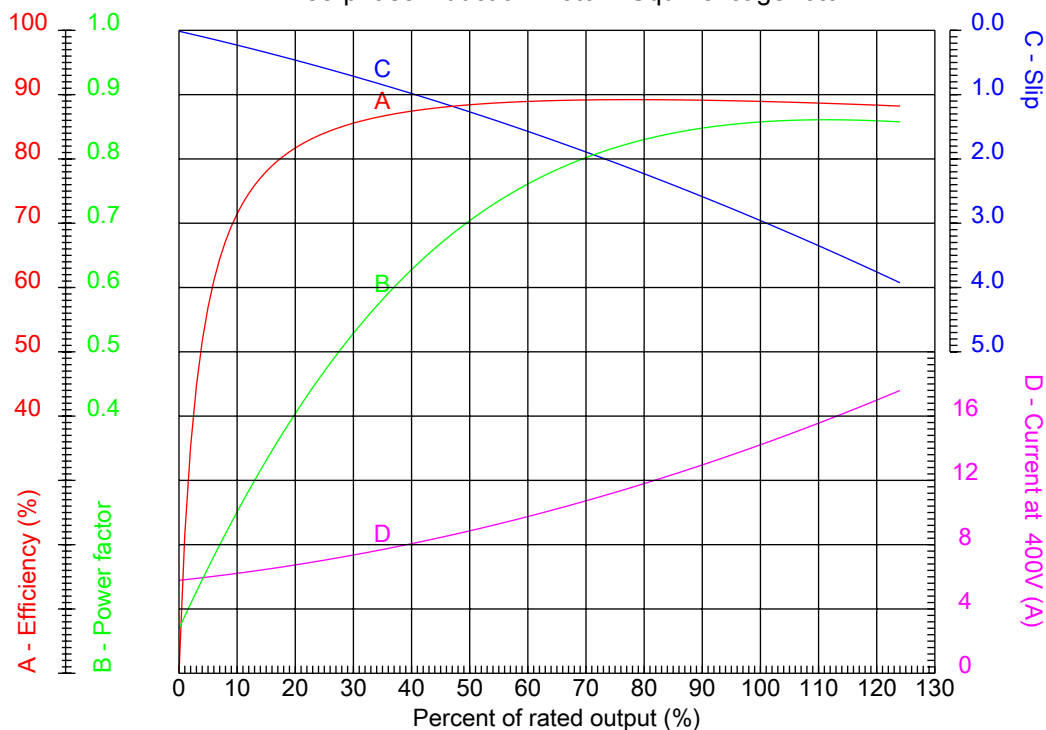
Checked



No.:

Date: 18-FEB-2016

PERFORMANCE CURVES RELATED TO RATED OUTPUT Three-phase induction motor - Squirrel cage rotor



Customer :
Product line : W22 - Cast Iron Frame - High Efficiency - IE2

Frame : 132M	Locked rotor current (I _l /I _n) : 7.2
Output : 7.5 kW	Duty cycle : S1
Frequency : 50 Hz	Service factor : 1.00
Full load speed : 1455	Design : ---
Voltage : 400/690 V	Locked rotor torque : 200 %
Rated current : 14.1/8.17 A	Breakdown torque : 300 %
Insulation class : F	

Notes:

Performed by

Checked



No.:

Date: 22-FEB-2016

DATA SHEET

Three-phase induction motor - Squirrel cage rotor

Customer :
Product line : W22 - Cast Iron Frame - Premium Efficiency - IE3

Frame : 132M
Output : 7.5 kW
Frequency : 50 Hz
Poles : 4
Full load speed : 1460
Slip : 2.67 %
Voltage : 400/690 V
Rated current : 14.2/8.23 A
Locked rotor current : 118/68.3 A
Locked rotor current (I_L/I_n) : 8.3
No-load current : 6.82/3.95 A
Full load torque : 49.1 Nm
Locked rotor torque : 240 %
Breakdown torque : 350 %
Design : ---
Insulation class : F
Temperature rise : 80 K
Locked rotor time : 7 s (hot)
Service factor : 1.00
Duty cycle : S1
Ambient temperature : -20°C - +40°C
Altitude : 1000
Degree of Protection : IP55
Approximate weight : 74 kg
Moment of inertia : 0.05631 kgm²
Noise level : 56 dB(A)

	D.E.	N.D.E.	Load	Power factor	Efficiency (%)
Bearings	6308 ZZ	6207 ZZ	100%	0.84	90.6
Regreasing interval	---	---	75%	0.76	90.8
Grease amount	---	---	50%	0.63	90.5

Notes:

Efficiencies according to the indirect method of IEC 60034-2-1:2007 with stray load losses determined from measurement.

Performed by

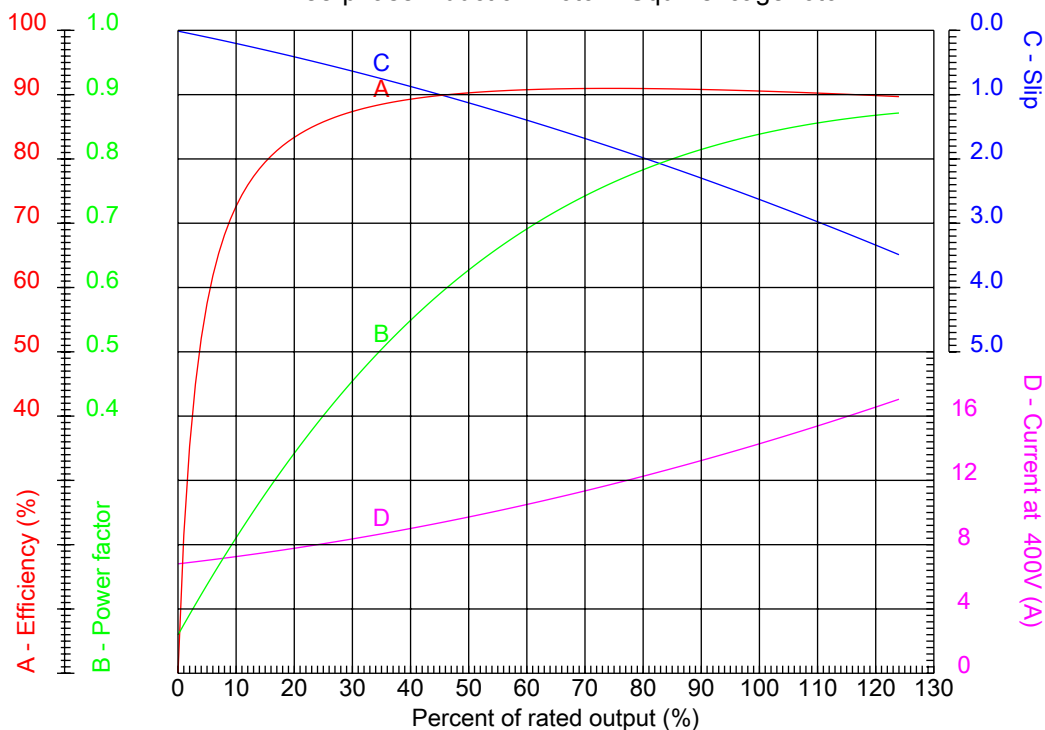
Checked



No.:

Date: 22-FEB-2016

PERFORMANCE CURVES RELATED TO RATED OUTPUT
Three-phase induction motor - Squirrel cage rotor



Customer :
Product line : W22 - Cast Iron Frame - Premium Efficiency - IE3

Frame	: 132M	Locked rotor current (I _l /I _n)	: 8.3
Output	: 7.5 kW	Duty cycle	: S1
Frequency	: 50 Hz	Service factor	: 1.00
Full load speed	: 1460	Design	: ---
Voltage	: 400/690 V	Locked rotor torque	: 240 %
Rated current	: 14.2/8.23 A	Breakdown torque	: 350 %
Insulation class	: F		

Notes:

Performed by

Checked



No.:

Date: 22-FEB-2016

DATA SHEET

Three-phase induction motor - Squirrel cage rotor

Customer :
Product line : W22 - Cast Iron Frame - Super Premium Efficiency - IE4

Frame : L132M/L
Output : 7.5 kW
Frequency : 50 Hz
Poles : 4
Full load speed : 1470
Slip : 2.00 %
Voltage : 400/690 V
Rated current : 14.4/8.35 A
Locked rotor current : 134/77.6 A
Locked rotor current (I_L/I_n) : 9.3
No-load current : 7.24/4.20 A
Full load torque : 48.7 Nm
Locked rotor torque : 320 %
Breakdown torque : 360 %
Design : ---
Insulation class : F
Temperature rise : 80 K
Locked rotor time : 14 s (hot)
Service factor : 1.00
Duty cycle : S1
Ambient temperature : -20°C - +40°C
Altitude : 1000
Degree of Protection : IP55
Approximate weight : 84 kg
Moment of inertia : 0.07905 kgm²
Noise level : 56 dB(A)

	D.E.	N.D.E.	Load	Power factor	Efficiency (%)
Bearings	6308 ZZ	6207 ZZ	100%	0.81	92.6
Regreasing interval	---	---	75%	0.74	92.3
Grease amount	---	---	50%	0.62	91.4

Notes:

Efficiencies according to the indirect method of IEC 60034-2-1:2007 with stray load losses determined from measurement.

Performed by

Checked

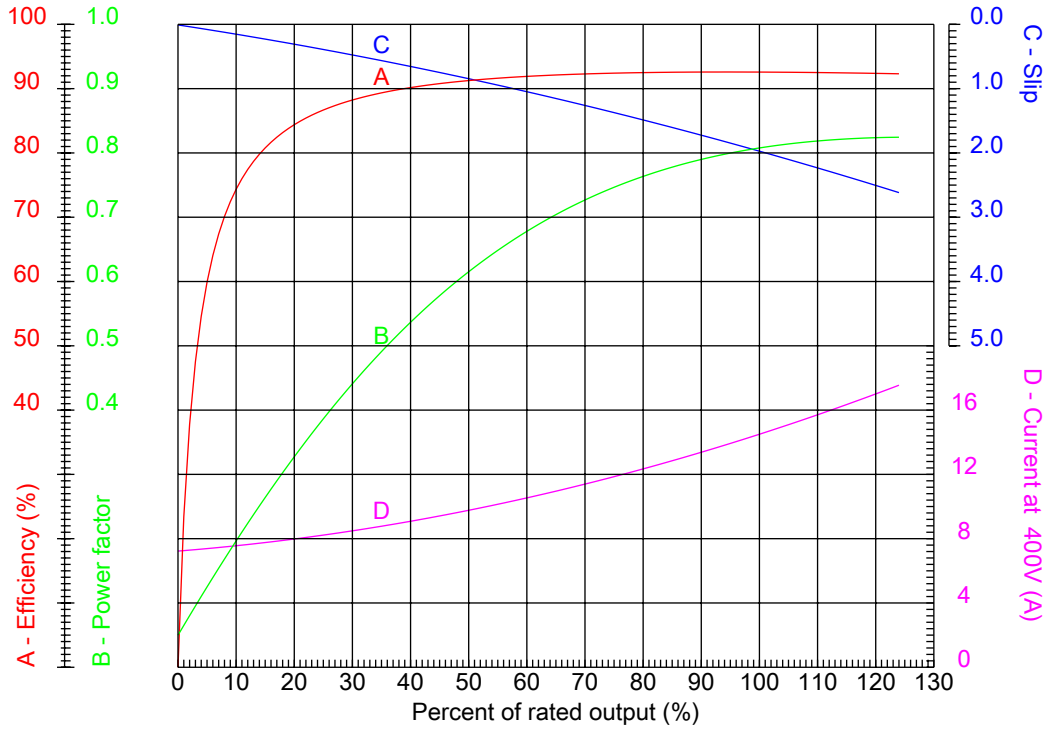


No.:

Date: 22-FEB-2016

PERFORMANCE CURVES RELATED TO RATED OUTPUT

Three-phase induction motor - Squirrel cage rotor



Customer :
 Product line : W22 - Cast Iron Frame - Super Premium Efficiency - IE4

Frame	: L132M/L	Locked rotor current (I _l /I _n)	: 9.3
Output	: 7.5 kW	Duty cycle	: S1
Frequency	: 50 Hz	Service factor	: 1.00
Full load speed	: 1470	Design	: ---
Voltage	: 400/690 V	Locked rotor torque	: 320 %
Rated current	: 14.4/8.35 A	Breakdown torque	: 360 %
Insulation class	: F		

Notes:

Performed by

Checked

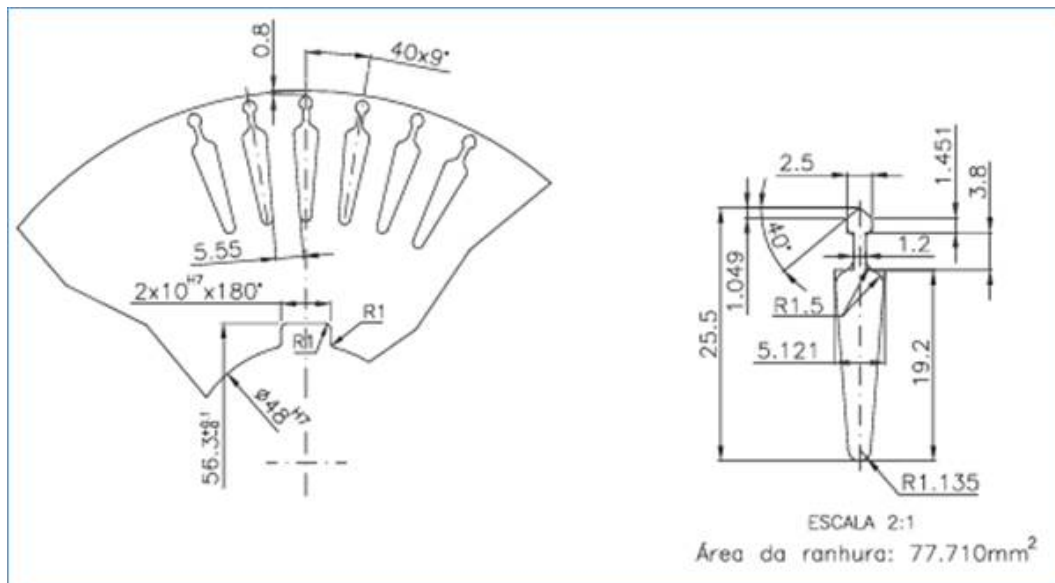


Figura A.3: Dimensão das ranhuras do estator b)

Anexo B

Folhas de cálculo IEEE 112-B

9.4 Form B—Method B

Type _____ Design _____ Frame _____ Rating _____ Phase _____
 Frequency _____ Volts _____ Synchronous r/min _____ Serial No. _____
 Degrees C Temperature Rise _____ Time Rating _____ Model No. _____

Cold Stator Winding Resistance Between Terminals _____ Ohms @ _____ °C						
Rated Load Temp. Test Stator Winding Resistance Between Terminals _____ Ohms @ _____ °C in _____ °C Ambient						
Rated Load Temperature Test Stator Temperature Rise _____ °C						
Total Stator Temperature, t_s _____ °C in a 25 °C Ambient						
Description (Motoring)(Generating)	1	2	3	4	5	6
Ambient Temperature, in °C						
Stator Winding Temperature, t_t , in °C						
Frequency, in Hz						
Synchronous Speed, in r/min						
Speed, in r/min						
Slip Speed, in r/min						
Slip in p.u.						
Line-to-Line Voltage, in V						
Line Current, in A						
Stator Power, in W						
Core Loss, in W						
Stator I^2R Loss, in W, at t_t						
Power Across Air Gap, in W						
Rotor I^2R Loss, in W						
Friction and Windage Loss, in W						
Total Conventional Loss, in W						
Torque, in N·m						
Dynamometer Correction, in N·m						
Corrected Torque, in N·m						
Shaft Power, in W						
Apparent Total Loss, in W						
Stray-Load Loss, in W						
Intercept _____ Slope _____ Correlation Factor _____ Point Deleted _____						
Stator I^2R Loss, in W, at t_s						
Corrected Power Across Air Gap, in W						
Corrected Slip, in p.u.						
Corrected Speed, in r/min						
Rotor I^2R Loss, in W, at t_s						
Corrected Stray-Load Loss, in W						
Corrected Total Loss, in W						
Corrected Shaft Power, in W						
Efficiency, in %						
Power Factor, in %						

The Summary of Characteristics shall be presented as with Form A in 9.2. For additional guidance, see 9.1.1.

9.5 Form B2—Method B calculations

Cold Stator Winding Resistance Between Terminals ___(1)___ Ohms @ ___(2)___ °C From 6.4.1.1		
Hot Stator Winding Resistance Between Terminals ___(3)___ Ohms @ ___(4)___ °C in ___(5)___ °C Ambient From 6.4.1.2		
Rated Load Temp. Test Stator Temperature Rise ___(6)___ °C, (6) = (4) – (5)		(4) = $\{[(3) / (1)] \times [k_1 + (2)]\} - k_1$
Total Stator Temperature, t_s , ___(7)___ °C in a 25 °C Ambient, (7) = (6) + 25		If (6) & (7) are from duplicate, (3), (4) & (5) are N/A
Item	Description (Motoring)(Generating)	Source or Calculation
8	Ambient Temperature, in °C	From each test point, from 6.4.1.3
9	Stator Winding Temperature, t_t , in °C	From each point, adjusted per 6.4.2.4
10	Frequency, in Hz	From each test point, from 6.4.1.3
11	Synchronous Speed, in r/min	= $120 \times (10) / \text{number of poles}$
12	Speed, in r/min	*= (11) – (13)
13	Slip Speed, in r/min	*= (11) – (12)
14	Slip in p.u.	= (13) / (11)
15	Line-to-Line Voltage, in V	From each test point, from 6.4.1.3
16	Line Current, in A	From each test point, from 6.4.1.3
17	Stator Power, in W	From each test point, from 6.4.1.3
18	Core Loss, in W	From 5.5.5 at voltage equal to (15)
19	Stator I^2R Loss, in W,	= $1.5 \times (16)^2 \times R$, Adjust R see 6.4.2.4
20	Power Across Air Gap, in W	= (17) – (18) – (19) for motor = (17) + (18) + (19) for generator
21	Rotor I^2R Loss, in W	= (20) \times (14)
22	Friction and Windage Loss, in W	From 5.5.4
23	Total Conventional Loss, in W	= (18) + (19) + (21) + (22)
24	Torque, in N·m	From each test point, from 6.4.1.3
25	Dynamometer Correction, in N·m	From test per 5.6.1.2, if needed
26	Corrected Torque, in N·m	= (24) + (25)
27	Shaft Power, in W	= (26) \times (12) / 9.549
28	Apparent Total Loss, in W	= (17) – (27) for a motor = (27) – (17) for a generator
29	Stray-Load Loss, in W	= (28) – (23)
Intercept ___(30)___ Slope ___(31)___ Correlation Factor ___(32)___ Point Deleted ___(33)___ (30), (31), (32) & (33) from the linear regression analysis of (29) & (26) entries as described in 6.4.2.8		
34	Stator I^2R Loss, in W, at t_s	= $1.5 \times (16)^2 \times (3) \times \{[k_1 + (7)] / [k_1 + (4)]\}$
35	Corrected Power Across Air Gap, in W	= (17) – (18) – (34)
36	Corrected Slip, in p.u.	= $(14) \times [k_1 + (7)] / [k_1 + (9)]$
37	Corrected Speed, in r/min	= $(11) \times [1.00 - (36)]$
38	Rotor I^2R Loss, in W, at t_s	= (36) \times (35)
39	Corrected Stray-Load Loss, in W	= (31) \times (26) ²
40	Corrected Total Loss, in W	= (18) + (22) + (34) + (38) + (39)
41	Corrected Shaft Power, in W	= (17) – (40)
42	Efficiency, in %	= $100(41)/(17)$ for a motor = $100(17)/(41)$ for a generator
43	Power Factor, in %	= $100 \times (17) / [1.732 \times (15) \times (16)]$

*Enter the measured speed or measured slip speed for each test point on the proper line and use the formula provided to calculate the other parameter. In (4), (19), (34), and (36), select k_1 based on conductor material. See 5.2.1 and 5.3.2. See 9.1.1 for Summary of Characteristics.

Anexo C

Script desenvolvido

```
clc
clear

%parametros do motor
V0 = 400;

nph = 3;
polos = 4;
f = 50;

Rs = 2,17;
Xs = 4.153142;
Xr = 4.153142;
Rfe = 1518.24;
Xm1= 99.66777;
Rr = 2.179;
Prot = 51.46; %perdas rotacionais

%ver variação da indutância de magnetização com a corrente de magnetização
tabela=xlsread('IE1.xlsx');
diferenca=1;
[linhas,colunas]=size(tabela);
Lm=zeros(1,linhas);
Im=zeros(1,linhas);
i=1;
while diferenca ~=0 && i <=17

    phi = (acos((tabela(i,3)/3)/(tabela(i,1)*tabela(i,2))));
    E = tabela(i,1) - (Rs+j*Xs)*(tabela(i,2)*(cos(-phi)+j*sin(-phi))); %tensão no ramo
de magnetização
    Ife = E/Rfe;; %corrente que passa na resistência do ferro
    Im(i) = abs((tabela(i,2)*cos(-phi)+tabela(i,2)*j*sin(-phi)) - Ife);
    Xm(i) = abs(E)/Im(i);
    Lm(i) = Xm(i)/(2*pi*f);

    if(i>1)
        diferenca=Lm(i)-Lm(i-1)
    end
    i=i+1;

end

figure
plot(Im(6:17),Lm(6:17),'ro')
hold
xlabel('Im')
ylabel('Lm')
```

```

Ws = 4*pi*f/polos;
ns = 120*f/polos;

Zgap = j*Xm1*Rfe/(j*Xm1+Rfe); %impedância de magnetização
Zleq = (Zgap*(j*Xs+Rs))/(Zgap+j*Xs+Rs); %impedância total do estator
Rleq = real(Zleq);
Xleq = imag(Zleq);

Vleq = abs((V0*Zgap)/(Rs+j*Xs+Zgap));
%curva binário velocidade
for n = 1:500
    s(n) = n/500; %deslizamento

    rpm(n) = ns*(1-s(n)); %velocidade
    I2 = abs(Vleq/(Zleq + j*Xr + Rr/s(n))); %corrente no ramo do rotor
    Tmec(n) = (nph*I2^2*Rr)/(s(n)*Ws); %binário eletromagnético

end

for n = 4:250
    s(n) = n/8000; %deslizamento
    Tem(n) = (1/Ws)*(nph*(Vleq^2)*(Rr/s(n)))/(((Rleq + (Rr/s(n)))^2)+(Xleq + Xr)^2);
    Pmec(n) = (1-s(n))*Ws*Tem(n)-Prot;

    Ztot = (((Rr/s(n))+j*Xr)*Zgap)/(((Rr/s(n))+j*Xr)+Zgap)+(Rs+j*Xs);
    Ia(n) = V0/Ztot;
    I(n) = abs(Ia(n));
    Fi(n) = atan(imag(Ztot)/real(Ztot));
    Pin(n) = 3*V0*abs(Ia(n))*cos(-Fi(n));
    Eff(n) = (Pmec(n)/Pin(n)) *100;

    %percentagem de carga
    x(n) = (s(n)*100)/0.03;

end

y = [0 13 32.65 48.88 56.79 75 100 ]
z = [0 67.4498 82.2062 85.766 86.5884 86.2308 86]

figure
plot(x, Eff)
hold
plot(y, z, 'ro')
figure
plot(rpm, Tmec)
hold
plot(r, u)
xlabel ('rpm')
ylabel ('Tmec')

```


Anexo D

Aparelhos de medida

Neste anexo serão apresentados os aparelhos de medida utilizados nos ensaios realizados nesta dissertação, assim como as suas principais características e precisão.

D.1 Medições elétricas

Para as medições de tensões, correntes, potências, binários, velocidades, deslizamentos e frequências foi usado o multímetro digital Yokogawa de modelo WT1030M representado na figura D.1.



Figura D.1: Multímetro digital Yokogawa WT1030M 1030M.

Este equipamento foi desenvolvido para medições de consumos de potência em motores com variadas aplicações. Tem uma precisão fundamental de 0.2% nas medições de corrente e tensão, gama de tensões até 1000 V e de frequências de 5 até 200 kHz Yokogawa.

Para a medição das resistências dos enrolamentos estatóricos, foi utilizado um multímetro digital Fluke modelo 45 representado na figura D.2. Este aparelho apresenta uma precisão

na medição da resistência de $\pm 0.05\%$ com uma gama de $0\Omega - 100M\Omega$



Figura D.2: Multímetro digital Fluke 45 para a medição das resistências estáticas dos motores.

D.2 Medição de temperaturas

Para a medição precisa de temperaturas foi utilizado um termómetro infravermelho da marca Fluke e modelo 63 representado na figura D.3. Este termómetro emite um laser para o local que se pretende medir a temperatura dando a temperatura exata desse ponto. Tem uma gama de $0^{\circ}C - 535^{\circ}C$ e com uma precisão de 1%.



Figura D.3: Fluke IR 63

D.3 Dinamómetro

Para aplicar carga aos motores, foi utilizado para o efeito o dinamómetro de histerese da marca Magtrol modelo hd- 815-8 representado na figura D.4. O dinamómetro apresenta uma precisão de 0.25% em toda a escala e com gama de binário até 28 N.m.

D.3.1 Princípio de funcionamento

O dinamómetro absorve potência através de um sistema de travagem de histerese que fornece um binário de carga sem fricção independente da velocidade do veio do motor. O travão de histerese cria binário através do uso de dois componentes básicos - uma estrutura em polo e uma montagem em aço para o veio/rotor - encaixados mas sem contacto físico. Enquanto o polo não é energizado, o veio roda livremente sobre os rolamentos. Quando a bobina de campo produz uma força magnética na estrutura do polo, é criado no entreferro um fluxo de campo e o rotor é magneticamente contido, proporcionando assim uma ação de travagem entre a estrutura do polo e o rotor do dinamómetro. A potência é dissipada sobre a forma de calor sendo por isso necessário um sistema de ventilação externo.



Figura D.4: dinamómetro de histerese Magtrol HD-815-8