

Fabio Augusto Fujita

**AVALIAÇÃO DA EFETIVIDADE DO TRATAMENTO
TÉRMICO DE ROTORES CENTRIFUGADOS NO AUMENTO
DA RESISTÊNCIA INTERBARRAS E NO GANHO DE
EFICIÊNCIA EM MOTORES DE INDUÇÃO MONOFÁSICOS**

Dissertação submetida ao Programa de
Pós-Graduação da Universidade Federal
de Santa Catarina para a obtenção do
Grau de Mestre em Engenharia Elétrica

Orientador: Prof. Dr. Nelson Sadowski
Coorientador: Prof. Dr. Maurício
Valência Ferreira da Luz

Florianópolis
2015

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

Fujita, Fabio Augusto

Avaliação da efetividade do tratamento térmico de rotores centrifugados no aumento da resistência interbarras e no ganho de eficiência em motores de indução monofásicos / Fabio Augusto Fujita ; orientador, Nelson Sadowski ; coorientador, Maurício Valência Ferreira da Luz. - Florianópolis, SC, 2015.

101 p.

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

Inclui referências

1. Engenharia Elétrica. 2. Resistência interbarras. 3. Perdas interbarras. 4. Tratamento térmico de rotores. 5. Motor de indução monofásico. I. Sadowski, Nelson. II. Luz, Maurício Valência Ferreira da. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. IV. Título.

Fabio Augusto Fujita

**AVALIAÇÃO DA EFETIVIDADE DO TRATAMENTO
TÉRMICO DE ROTORES CENTRIFUGADOS NO AUMENTO
DA RESISTÊNCIA INTERBARRAS E NO GANHO DE
EFICIÊNCIA EM MOTORES DE INDUÇÃO MONOFÁSICOS**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina.

Florianópolis, 27 de março de 2015.

Prof. Carlos Galup Montoro, Dr.
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Prof. Nelson Sadowski, Dr.
Orientador
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Maurício Valência Ferreira da Luz, Dr.
Coorientador
Universidade Federal de Santa Catarina

Banca Examinadora:

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

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

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

AGRADECIMENTOS

A meus pais e minha esposa.

Aos professores e demais integrantes do GRUCAD pela receptividade e contribuição em diversos momentos de minha formação, em especial ao professor Nelson Sadowski, pela orientação e amizade.

À Empresa Brasileira de Compressores – Embraco por disponibilizar os rotores testados e autorizar a publicação de resultados de medições de eficiência realizadas em suas instalações.

Aos amigos Walter José Mohr e Flávio Jorge Haddad Kalluf pelo apoio e valorosas contribuições.

Ao coorientador Maurício Valência Ferreira da Luz, pela sua revisão atenciosa do texto da dissertação.

Aos membros da banca, que gentilmente aceitaram o convite para avaliar e contribuir com o trabalho.

A Maurício Rigoni, colega no Grucad, amigo de longa data e sempre disposto a ajudar.

Aos bolsistas do Laesp/Grucad, em especial a Ricardo de Araújo Elias e Helton Fernando dos Santos pelo suporte durante a etapa de medições e elaboração de ilustrações.

RESUMO

Devido às diferenças no processo de fabricação, rotores centrifugados apresentam maior eficiência e maior resistência interbarras do que rotores injetados sob pressão. Por esse motivo, o tratamento térmico aplicado a rotores injetados para melhoria da isolação da gaiola não é tradicionalmente aplicado pela indústria a rotores centrifugados. Esse trabalho avalia o efeito da realização do tratamento térmico tradicional a 450°C em rotores centrifugados, avaliando ainda a viabilidade e os efeitos do tratamento térmico de rotores centrifugados a 520°C, temperatura não recomendada no caso dos rotores injetados sob pressão. As medições de eficiência são realizadas por meio de ensaios no dinamômetro, utilizando-se um estator padrão mantido em condições controladas. São medidas as resistências interbarras de rotores não tratados e tratados a 520°C. Para a realização dos ensaios são utilizados rotores de motores monofásicos de pequeno porte aplicados em compressores na refrigeração doméstica.

Palavras-chave: eficiência de motores de indução, motor monofásico, perdas interbarras, resistência interbarras, tratamento térmico de rotores, processo de fabricação de rotores.

ABSTRACT

Due to differences in the manufacturing process, centrifuged rotors have higher efficiency and inter-bar resistance than those produced by high pressure die casting process. Therefore, the heat treatment applied to high pressure die casted rotors to improve the insulation of the cage is not traditionally applied by the industry to centrifuged rotors. This study evaluates the effect of the traditional 450°C heat treatment on centrifuged rotors, as well as the feasibility and effects of 520°C heat treatment on centrifuged rotors, temperature not recommended for high pressure die casted rotors. The efficiency measurements are performed with a dynamometer, using a standard stator kept under controlled conditions. The inter-bar resistances of non-treated and 520°C heat treated rotors are measured. The tests are made using small single phase motors, usually applied in domestic refrigeration compressors.

Keywords: induction motors efficiency, single-phase induction motors, inter-bar loss, inter-bar resistance, rotor annealing, rotor manufacturing process.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	13
2. MODELOS ANALÍTICOS PARA O CÁLCULO DE PERDAS INTERBARRAS .	17
2.1 ANÁLISE HARMÔNICA	18
2.2 MODELO DE CORRENTES BARRA-BARRA (MODELO DE ODOK).....	19
2.3 MODELO DE CORRENTES BARRA-NÚCLEO	26
2.4 CONCLUSÕES DESTE CAPÍTULO	28
3. VARIÁVEIS INFLUENTES E MEDIÇÃO DE RESISTÊNCIA INTERBARRAS ..	31
3.1 VARIÁVEIS QUE INFLUENCIAM O VALOR DA RESISTÊNCIA INTERBARRAS	31
3.2 METODOLOGIA PARA MEDIÇÃO DE RESISTÊNCIA INTERBARRAS	36
3.2.1 Preparação dos rotores para medição	36
3.2.2 Medição indireta de resistência utilizando corrente contínua	37
3.3 CONCLUSÕES DESTE CAPÍTULO	40
4. PROCESSOS DE FABRICAÇÃO DE ROTORES E AUMENTO DE RESISTÊNCIA INTERBARRAS.....	41
4.1 TRATAMENTO DOS PACOTES DOS ROTORES – FORMAÇÃO DE ÓXIDOS	41
4.2 DIFERENÇAS ENTRE ROTOR INJETADO E CENTRIFUGADO	43
4.2.1 Processo de fabricação com injeção de alumínio sob alta pressão	43
4.2.2 Processo de fabricação com centrifugação de alumínio	45
4.2.3 Vantagens de processo e produto da fabricação por meio de centrifugação	46
4.2.3.1 Maior densidade média das barras	46
4.2.3.2 Maior rendimento metalúrgico	47
4.2.3.3 Menor resistividade das barras	47
4.2.3.4 Menor pressão de fechamento do pacote	48
4.2.3.5 Maior eficiência final dos rotores	48
4.2.3.6 Processo mais limpo e mais compacto	48
4.2.3.7 Possibilidade de redução de custo	49

4.3 TRATAMENTO DE ROTORES APÓS A INJEÇÃO DE ALUMÍNIO	49
4.3.1 Choque Térmico	50
4.3.2 Tratamento Térmico	50
5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS	53
5.1 MEDIÇÃO DE EFICÁCIA – TESTES EXPLORATÓRIOS.....	56
5.1.1 Tratamento Térmico Tradicional a 450°C	56
5.1.2 Testes Exploratórios a 520°C	58
5.2 MEDIÇÃO DE EFICIÊNCIA – TESTE ESTRUTURADO A 520°C	59
5.2.1 Descrição do teste	60
5.2.2 Ferramentas estatísticas	62
5.2.3 Variação de instrumento de medição	65
5.2.4 Análise geral dos resultados	67
5.2.5 Análise temporal e por centrífuga	71
5.2.6 Variação de eficiência por quartis pré-tratamento	74
5.3 MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA INTERBARRAS.....	76
5.3.1 Descrição do experimento	76
5.3.2 Ferramentas estatísticas	80
5.3.3 Resultados	82
5.4 CONCLUSÕES DESTE CAPÍTULO	86
6. CONCLUSÕES	89
REFERÊNCIAS	93
APÊNDICE A – Resultados da Análise de Variância da Eficiência dos Motores Antes e Depois do Tratamento a 520°C.....	97
APÊNDICE B – Resultados da Análise de Variância dos Valores de Resistências Interbarras de Peças Não Tratadas e Tratadas	99
APÊNDICE C – Resultados do Teste de Kruskal-Wallis para os Valores de Resistências Interbarras de Peças Não Tratadas e Tratadas	101

1. INTRODUÇÃO

A importância da eficiência energética cresce a cada ano, sendo também crescentes o consumo e a escassez de recursos. Conforme dados divulgados pelo Ministério de Minas e Energia em 2013, o valor da tarifa média de energia elétrica é crescente em todas as partes do mundo, tendo atingido em 2010 valores como US\$/MWh 279,31 para consumidores industriais na Itália, chegando a US\$/MWh 409,17 para os consumidores residenciais na Dinamarca [26].

Dados de 2011 indicam que os sistemas movidos a motores elétricos são responsáveis pelo consumo de 46% da energia produzida no mundo, sendo os motores de indução os responsáveis pela maior parcela [29]. Entre os motores de indução, apesar dos motores trifásicos terem maior representatividade em valores de mercado, os motores monofásicos são os produzidos em maior número, tendo maior aplicação residencial e comercial [6].

O custo da energia elétrica influencia diretamente a competitividade de um país em cenário global, sendo que cada décimo de ponto percentual de eficiência ganho é relevante. A tecnologia já desenvolvida nos permite aumentar a eficiência da maioria dos motores elétricos, mas isso geralmente envolve o aumento da quantidade de aço e cobre empregados e, conseqüentemente, do custo de produção. O maior desafio atual na área é encontrar meios de aumentar a eficiência dos equipamentos sem o incremento no custo de fabricação ou a custos que sejam recompensados pelo mercado.

Apesar de não existir consenso, as perdas nos motores são usualmente divididas em perdas por fricção e ventilação, perdas no cobre, perdas no ferro e perdas suplementares. Estima-se que as perdas suplementares representam de 0,5% a 3% da potência total de entrada nos motores [31], ficando por volta de 2% no caso de motores de pequeno porte [13].

No caso de rotores com barras inclinadas, as perdas interbarras destacam-se entre as origens das perdas suplementares, sendo decorrentes do isolamento imperfeito da gaiola em relação ao pacote de lâminas de aço elétrico. Para que seja produzido torque, é necessário que a corrente induzida no rotor flua pelas barras da gaiola de esquilo. O isolamento imperfeito e a passagem da corrente pelo pacote de lâminas de aço elétrico faz com que seja necessária uma corrente maior no estator para que seja obtido o mesmo torque, reduzindo a eficiência do motor.

O primeiro trabalho referente a perdas interbarras foi publicado em 1939 por Rossmailer, dando embasamento para o desenvolvimento do modelo de Odok, publicado em 1958 [1]. Apesar de não se tratar de um tema recente, as perdas interbarras continuam motivando estudos e muitos de seus aspectos permanecem sem explicação. Trabalhos continuam sendo publicados na área, sendo um exemplo importante o estudo realizado por Englebretson no Massachusetts Institute of Technology, que resultou em sua tese de doutorado publicada em 2009 [13].

A relevância do tema é enfatizada pelo fato de ainda não existir uma metodologia para definição de um valor teórico para a resistência interbarras (também conhecida como resistência ferro-gaiola). Tendo em vista a existência de uma grande variação do parâmetro entre rotores nominalmente iguais, a realização de ensaios experimentais é essencial para obtenção de um valor minimamente confiável. Adicionalmente, apesar de sua complexidade matemática, o conhecimento trazido pelos modelos analíticos continua sendo de grande importância, uma vez que devido às características do tema, os modelos computacionais envolvem a realização de complexas simulações 3D ou a utilização de modelos bidimensionais multifatiados.

Os processos de centrifugação e de injeção de alumínio sob pressão são as duas técnicas atualmente mais utilizadas para fabricação de rotores com gaiola de esquilo para motores de pequeno porte. Sabe-se que rotores produzidos pelo processo de centrifugação de alumínio apresentam uma maior resistência ferro-gaiola, bem como maior eficiência elétrica. Por esses motivos, os tratamentos realizados em rotores injetados sob pressão para melhoria da isolamento da gaiola em relação ao pacote de lâminas não são tradicionalmente aplicados a esses modelos pela indústria.

O presente estudo teve o objetivo de avaliar os efeitos do tratamento térmico usualmente aplicado em rotores injetados sobre a eficiência de rotores centrifugados. Inicialmente foram realizados testes a temperaturas tradicionalmente aplicadas. Posteriormente, foram avaliadas a viabilidade e o efeito de um tratamento a temperaturas superiores às suportadas por rotores injetados. Acreditava-se que, devido às características do produto, os rotores centrifugados poderiam ser tratados a uma temperatura superior sem sofrer os danos causados a rotores injetados. Foram ainda medidas as resistências interbarras de rotores centrifugados, antes e depois do tratamento térmico.

As avaliações foram realizadas utilizando rotores de motores monofásicos de pequeno porte empregados em compressores herméticos

na refrigeração doméstica. A produção em massa e a necessidade de controle do processo trazem desafios adicionais que serão discutidos ao longo do trabalho. Adicionalmente, o número de motores produzidos faz com que pequenos ganhos de eficiência possam ser traduzidos em grandes ganhos financeiros, quando ponderados pelo volume de produção. Em motores semelhantes ao utilizado, estima-se que seja possível reduzir o custo com material na fabricação por volta de 1 dólar para cada ponto percentual de eficiência ganho.

É importante ressaltar que o efeito da resistência interbarras não se limita ao nível de eficiência dos motores. Investigações vêm sendo realizadas por outros autores avaliando seus efeitos sobre o aquecimento e envelhecimento dos rotores, bem como sobre a redução dos efeitos da inclinação das barras. Alguns autores sugerem ainda que a alta variabilidade dentro de um mesmo rotor pode ter influência no desbalanceamento das forças magnéticas (“*unbalanced magnetic pull*”).

Esta dissertação está disposta em seis capítulos, organizada da seguinte forma:

- Capítulo 1: introdução e apresentação do trabalho.
- Capítulo 2: apresenta os princípios de modelos analíticos para representação das perdas elétricas em função da resistência interbarras, tendo o objetivo de permitir a compreensão do fenômeno e seu comportamento. É feita uma introdução ao modelo analítico de Odok e suas principais conclusões.
- Capítulo 3: expõe as principais variáveis de projeto e de processo que têm influência sobre o valor final da resistência interbarras. Apresenta-se ainda o procedimento recomendado pela literatura para realização de medições do referido parâmetro.
- Capítulo 4: tem o objetivo de apresentar as diferenças básicas entre os rotores com gaiola de alumínio produzidos pelos processos de centrifugação e injeção sob pressão. Os processos de fabricação serão apresentados resumidamente, sendo possível compreender o motivo pelo qual os rotores centrifugados possuem eficiência e valor médio de resistência interbarras mais elevados do que a de rotores injetados. Encerra-se o capítulo com a exposição dos dois tratamentos mais populares aplicados a rotores injetados para a melhoria da isolação da gaiola: o choque térmico e o tratamento térmico.
- Capítulo 5: são apresentados os resultados de medições de eficiência realizadas em rotores centrifugados antes e depois do

tratamento térmico a 450°C. Apresentam-se os resultados de testes exploratórios do tratamento térmico a 520°C, bem como resultados de dinamômetro em um teste estruturado. São realizadas medições de resistência interbarras para confirmar o incremento do parâmetro com a realização do referido tratamento.

- Capítulo 6: apresentam-se as conclusões, considerações finais e sugestões de trabalhos futuros.

2. MODELOS ANALÍTICOS PARA O CÁLCULO DE PERDAS INTERBARRAS

O primeiro modelo analítico a levar em conta as perdas interbarras foi desenvolvido por Rosσμαier no ano de 1939. Apesar do autor definir fórmulas gerais para o cálculo das perdas, a comprovação prática da aplicabilidade do modelo foi reduzida pela falta de entendimento do mecanismo de condução das correntes entre as barras [1].

O trabalho de Rosσμαier foi continuado e aperfeiçoado por Odok (1958) [1], Christofides (1965) [9], Weppler (1966), Subba Rao e Butler (1969) [2], Williamson e Smith (2002) [5] e Englebretson (2009) [13].

A evolução dos métodos computacionais levou ao desenvolvimento de cálculos de perdas interbarras por meio de elementos finitos. No entanto, a necessidade de levar em consideração a inclinação das barras do rotor implica na utilização de simulações tridimensionais ou modelos bidimensionais multifatiados, métodos complexos e de alto custo computacional.

Os princípios por trás dos modelos de perdas interbarras serão explicados brevemente durante o desenvolvimento deste trabalho. O desenvolvimento detalhado pode ser consultado em [1], [2], [4] e [9].

O objetivo deste capítulo não é o de detalhar um modelo analítico, mas sim o de apresentar os princípios para compreensão do fenômeno das correntes interbarras. Iribarnegaray (2005) enfatiza, em sua revisão crítica dos métodos analíticos que levam em consideração correntes interbarras que, mesmo os modelos mais recentes, baseados em elementos finitos multifatiados, são interessantes para obtenção de diretrizes qualitativas e devem ser utilizados com muita precaução quando são necessários resultados quantitativos.

As limitações dos modelos (analíticos ou computacionais) tornam a investigação experimental mais adequada em muitas ocasiões. Entre estas limitações, pode-se citar como mais importante o fato de não haver um valor único para a resistência interbarras, havendo uma variação não determinística do parâmetro entre peças nominalmente iguais que passaram pelo mesmo processo de fabricação, entre barras de um mesmo rotor ou até mesmo entre regiões de uma mesma barra.

As limitações dos modelos, que serão apresentadas durante o desenvolvimento do capítulo, não tiram a relevância do estudo dos mesmos. O conhecimento dos modelos analíticos mostra-se de grande importância para que o projetista leve em consideração o impacto das

diversas variáveis no projeto do motor. O conhecimento do comportamento da eficiência do motor com base nas correntes interbarras e nas variáveis que as influenciam constitui uma ferramenta poderosa para melhoria de produto e processo de fabricação.

2.1 ANÁLISE HARMÔNICA

Os modelos desenvolvidos para avaliação das perdas interbarras fazem uso da teoria dos campos girantes para realizar a análise das perdas por meio das tensões harmônicas induzidas no rotor.

Os circuitos equivalentes tradicionais de motores de indução baseiam-se na existência de um campo magnético radial distribuído no entreferro do motor de maneira sinusoidal e regular, com perfeito isolamento dos condutores do rotor em relação ao pacote. No entanto, em um motor real, os condutores do estator são distribuídos em ranhuras, tendo como consequência a concentração de bobinas e a não uniformidade do entreferro devido à presença dos dentes do estator, existindo ainda a possibilidade da distribuição irregular de bobinas. Tais fatos levam a uma distribuição de campo não sinusoidal, existindo uma série de campos harmônicos além do campo principal, cada um girando à sua velocidade síncrona. As tensões harmônicas induzidas são proporcionais à corrente que flui nas bobinas e definem as correntes harmônicas no rotor, bem como as perdas interbarras.

Para análise harmônica do circuito equivalente, o princípio da sobreposição pode ser utilizado, o que corresponderia a ter um motor diferente para cada harmônico, com os motores conectados em série tanto mecanicamente quanto eletricamente. O circuito equivalente do motor de indução deve então ser modificado colocando em série os circuitos equivalentes de cada campo harmônico [9].

Outro fator importante que leva à utilização da análise harmônica é o fato de que as correntes que fluem no rotor também geram tensões induzidas harmônicas, da mesma maneira que a corrente do estator gera tensões induzidas harmônicas no rotor. O quociente entre as tensões induzidas e as correntes que as geraram são as chamadas reatâncias diferenciais de dispersão [1]. Para determinado harmônico, a reatância de dispersão será composta pela dispersão rotor-ranhura, pela dispersão diferencial e pela dispersão da inclinação das barras [9].

Da explanação acima fica evidente a importância da utilização da análise harmônica no estudo das correntes interbarras de um motor de indução monofásico com capacitor permanente. A existência do campo

pulsante gerado pela bobina principal e do campo gerado pelas bobinas auxiliares faz com o que o campo girante seja elíptico. Considerar os harmônicos na análise deste tipo de motor é ainda mais importante do que ao analisar um motor trifásico balanceado. A aplicabilidade do modelo de Odok a um motor monofásico com capacitor permanente foi comprovada por Williamson [4] ao realizar experimentos com uma máquina de 2,5 hp, 60 Hz, dois pólos com capacitor permanente.

2.2 MODELO DE CORRENTES BARRA-BARRA (MODELO DE ODOK)

O modelo proposto por Adnan Odok é resultado de uma tese de doutorado defendida na Universidade Técnica de Zurique e baseia-se na premissa de que as correntes interbarras fluem apenas de uma barra para as barras imediatamente adjacentes.

O artigo do autor publicado em 1958, contendo o resultado condensado desse trabalho, é amplamente citado entre os autores que buscam explicar os efeitos de correntes interbarras e os métodos de medição de resistência ferro-gaiola. O modelo é aceito até hoje como uma ferramenta analítica que, apesar de sua complexidade no desenvolvimento matemático, apresenta resultados aceitáveis quando comparado a medições e representa uma importante ferramenta na avaliação dos efeitos da variação de determinados parâmetros de projeto nas perdas totais de rotores de motores de indução.

Odok integra o produto da corrente nas barras e da tensão induzida para calcular as perdas totais nos rotores. Conforme [7], Odok deriva as equações de perdas por meio da consideração da impedância ferro-gaiola e da impedância da própria barra de maneira similar à teoria de linhas de transmissão.

Definindo I_N como a corrente na barra “N” e I_{qN} como a corrente interbarra na barra “N”, pode-se representar o rotor e suas correntes conforme a figura 2.1.

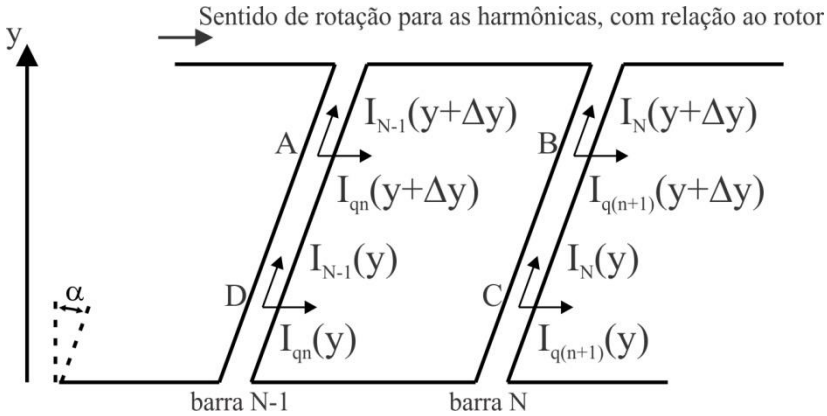


Fig. 2.1– Representação das correntes nas barras e interbarras de Odok.

Devido a simetria circular do rotor, tem-se que:

$$\dot{I}_{q(n+1)}(y) = \dot{I}_{q(n)}(y)e^{-j\delta} \quad (2.1)$$

$$\dot{I}_{(n-1)}(y) = \dot{I}_{(n)}(y)e^{j\delta} \quad (2.2)$$

Onde δ representa o ângulo elétrico entre duas barras vizinhas, dado pela equação (2.3) para o harmônico de ordem ν :

$$\delta = \frac{2\pi\nu P}{N_R} \quad (2.3)$$

Onde:

ν = ordem do harmônico da tensão induzida no rotor;

P = o número de pares de pólos da fundamental;

N_R = número de barras do rotor.

Aplicando-se o princípio da continuidade da corrente no ponto C da figura 2.1 obtém-se:

$$\frac{d\dot{I}_{(n)}(y)}{dy} = \dot{I}_{q(n)}(y) - \dot{I}_{q(n+1)}(y) = \dot{I}_{q(n)}(y)(1 - e^{-j\delta}) \quad (2.4)$$

Aplicando-se a segunda Lei de Kirchhoff na malha ABCDA da figura 2.1, obtém-se a expressão para o somatório da queda de tensão na referida malha:

$$\dot{I}_{q(n)}(y + \Delta y)Z_q - \dot{I}_{(n)}(y)Z_R\Delta y - \dot{I}_{q(n)}(y)Z_q + \dot{I}_{(n-1)}(y)Z_R\Delta y = \Sigma\dot{V} \quad (2.5)$$

Onde Z_R é a impedância da barra do rotor, por unidade de comprimento, e Z_q representa a impedância interbarras.

Sabe-se ainda que:

$$\dot{I}_{q(n)}(y + \Delta y) = \dot{I}_{q(n)}(y) + \frac{d\dot{I}_{q(n)}}{dy}\Delta y \quad (2.6)$$

Aplicado o resultado da equação (2.6) a (2.5) chega-se à:

$$\Sigma\dot{V} = Z_q \frac{d\dot{I}_{q(n)}(y)}{dy}\Delta y + Z_R\Delta y[\dot{I}_{(n-1)}(y) - \dot{I}_{(n)}(y)] \quad (2.7)$$

Sabendo-se que a queda de tensão na malha é igual à tensão induzida e utilizando o resultado obtido na equação (2.4), chega-se à equação (2.8), na qual se baseia todo o modelo. O desenvolvimento do modelo não será apresentado, uma vez que pode ser consultado no artigo original dos autores [1], [2], [4] e [9].

$$\dot{E}_v e^{j\alpha y} = \dot{I}_n(y)Z_R - \frac{d^2\dot{I}_n(y)}{dy^2} \frac{Z_q}{4\text{sen}^2\left(\frac{\nu P\pi}{N_R}\right)} \quad (2.8)$$

Define-se dessa maneira o termo $Z_{q\nu}$ como sendo a impedância interbarras ponderada pelo harmônico de ordem ν . O valor de $Z_{q\nu}$ é dado por:

$$Z_{qv} = \frac{Z_q}{4\text{sen}^2\left(\frac{\nu P \pi}{N_R}\right)} \quad (2.9)$$

Integrando o resultado do produto da corrente nas barras e da tensão induzida, Odok chega a uma equação para as perdas totais em um rotor, por harmônico. Realizando a consideração de que a impedância dos anéis de curto-circuito é muito menor do que a impedância ferro-gaiola, são feitas algumas simplificações e chega-se à seguinte equação de perdas totais no rotor, em watts, por harmônico:

$$P_{2\nu} = N_R E_\nu^2 \text{Re} \left[\frac{2\alpha^2 (\cosh(\gamma_\nu L) - \cos(\alpha L))}{Z_\nu \beta_\nu^4 \sinh(\gamma_\nu L)} + \frac{L}{Z_{qv} \beta_\nu^2} \right] \quad (2.10)$$

Onde:

E_ν = tensão induzida na barra do rotor, por unidade de comprimento;
 α = ângulo de inclinação da barra do rotor, expresso em radianos;
 γ_ν = constante de propagação, conforme definido na equação (2.12);
 $\beta_\nu^2 = \alpha^2 + \gamma_\nu^2$;
 L = comprimento do pacote do rotor;
 Z_ν = impedância de surto.

As variáveis intermediárias são definidas pelas equações (2.11), (2.12) e (2.13).

$$E_\nu = jX_{2h\nu} \dot{I}_1 \frac{m_1 z_1 k_{w1\nu}}{N_R} = j \frac{4\mu_0 D f_{2\nu} \dot{I}_1 m_1 n_1 k_{w\nu}}{g P^2 \nu^2} \quad (2.11)$$

$$\gamma_\nu = \sqrt{\frac{Z_R}{Z_{qv}}} \quad (2.12)$$

$$Z_\nu = \sqrt{Z_{qv} Z_R} \quad (2.13)$$

Onde:

- X_{2hv} é a reatância magnetizante por unidade de comprimento de uma barra do rotor;
- D é o diâmetro do rotor;
- f_{2v} é a frequência da tensão induzida no rotor pelo harmônico de ordem v ;
- \dot{I}_1 é a corrente no estator;
- m_1 é o número de fases do estator;
- n_1 é o número de condutores por fase;
- k_{wv} é o fator de enrolamento para o harmônico de ordem v ;
- g é o entreferro do motor.

Ressalta-se que a equação (2.10) deve ser utilizada apenas nos casos em que a impedância dos anéis de curto-circuito é muito menor do que a impedância ferro-gaiola, situação encontrada na maioria das máquinas. Para os raros casos em que a impedância entre as barras se aproxima da impedância dos anéis de curto-circuito é necessário utilizar a equação completa de perdas, que pode ser consultada em [1].

Observa-se na fórmula obtida por Odok que as perdas são função do escorregamento da máquina (por ser função da tensão induzida) e da inclinação das barras. Máquinas com barras retas não apresentarão correntes interbarras, mesmo nos casos em que a impedância ferro-gaiola é baixa. Nesse caso específico, a única parcela de perdas rotóricas contabilizada na fórmula de Odok será relativa às perdas nas barras.

Entre os termos das equações apresentadas, a impedância interbarras ponderada Z_{qu} é o único parâmetro que não consta nos modelos tradicionais de motores de indução com barras perfeitamente isoladas. Medições realizadas por diversos autores, incluindo Odok [1], Christofides [9] e Williamson [5] comprovaram o fato de que o efeito da reatância interbarras é desprezível quando comparado ao efeito da resistência de contato. De maneira geral, somente a resistência interbarras é considerada nos cálculos de perdas, sendo apresentados na literatura resultados de medições reais próximos às curvas teóricas.

Deve-se ainda observar o fato de que o modelo considera a impedância ferro-gaiola constante ao longo das barras dos rotores. Essa premissa é adotada pelos modelos que estudam perdas interbarras, inclusive aqueles que estimam as perdas com base em cálculos realizados por meio de elementos finitos. Os modelos utilizam uma impedância ou resistência média por unidade de comprimento, calculada por meio da medição de diversas amostras. Sem esta consideração, o

estudo poderia tornar-se inviável devido à variabilidade característica deste atributo. Conforme será explicado em seções posteriores, por ser dependente da resistência de contato entre o ferro e o alumínio, a impedância interbarras pode variar de maneira não determinística ao longo de uma mesma barra, podendo ainda apresentar variações de várias ordens de grandeza em um mesmo rotor [5], [7], [14] e [15].

O formato da curva de perdas totais no rotor por harmônico ν em função da resistência interbarras ponderada é obtido por meio da equação (2.10) e é apresentado na figura 2.2.

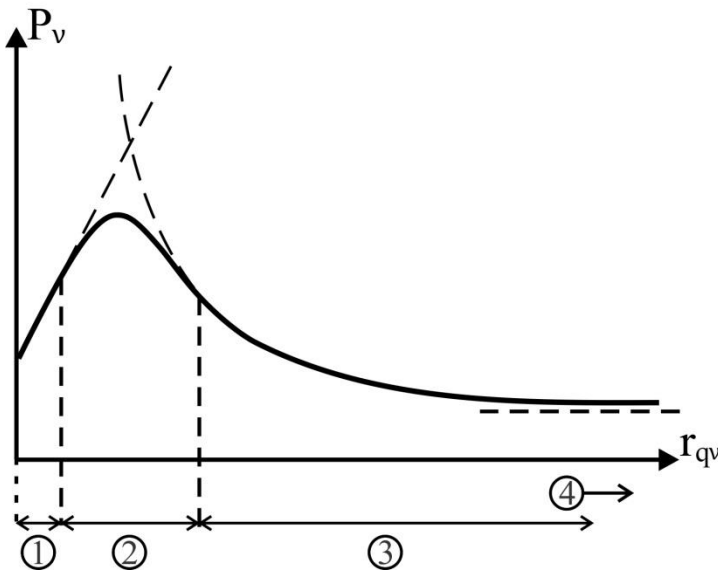


Fig. 2.2 – Perdas elétricas totais no rotor para o harmônico ν – Figura adaptada de Odok[1].

Apesar da figura 2.2 representar o formato da curva de perdas no rotor para um determinado harmônico, a curva do somatório de perdas totais acompanhará o formato desta, uma vez que o valor de perdas máximas no rotor ocorrerá aproximadamente no mesmo valor de R_q para todos os harmônicos [1].

Nota-se na figura 2.2 que a curva das perdas no rotor para um determinado harmônico em função da resistência interbarras apresenta quatro regiões distintas:

1. No primeiro trecho, para valores de baixa isolamento ferro-gaiola, as perdas no rotor são linearmente crescentes para valores crescentes

- de resistência. Neste trecho, melhorias na isolação farão com que as perdas aumentem, constatação que foge àquilo que seria intuitivo.
2. No segundo trecho as perdas atingem um pico, sendo que este ocorre praticamente no mesmo valor de resistência barra-barras para todos os harmônicos. Pequenas mudanças na isolação poderão levar a grandes aumentos ou reduções nos valores de perdas, dependendo do valor inicial da resistência interbarras.
 3. O terceiro trecho é caracterizado por uma alta isolação interbarras, apresentando uma redução hiperbólica das perdas no rotor com o aumento da resistência.
 4. No quarto trecho, os valores de perdas tendem para a assíntota relativa a um rotor com perfeito isolamento das barras (as perdas serão somente relativas às perdas nas barras). Nesse caso, melhorias no isolamento da gaiola praticamente não apresentarão efeitos sobre o valor de perdas totais no rotor.

Uma das conclusões mais importantes do modelo de Odok é a existência de um ponto de máximo para as perdas no rotor em função da resistência ferro-gaiola. Esse fato foi confirmado por meio de medições realizadas por diversos autores, incluindo o próprio Odok [1], Williamson [4], Englebretson [7] e [13] e Christofides [9]. Podemos então afirmar que a melhoria da isolação da gaiola em relação ao pacote do rotor não irá necessariamente reduzir as perdas no rotor, sendo que seu resultado dependerá da isolação inicial das barras. Caso a resistência ferro-gaiola seja inicialmente baixa (abaixo do valor que apresentará o ponto de máximo das perdas rotóricas) a melhoria da isolação poderá levar a uma redução da eficiência do motor. Caso a resistência ferro-gaiola seja originalmente alta, a melhoria da isolação poderá levar ao aumento da eficiência do motor ou a uma melhoria marginalmente muito baixa, tendo em vista a aproximação da assíntota que representa o valor de perdas para perfeito isolamento ($R_{qv} \rightarrow \infty$). Odok afirma que apenas uma isolação suficientemente alta ou suficientemente baixa resultará em motores com boas características.

Uma investigação experimental pode ser de grande utilidade para o processo de fabricação, determinando o estado atual da isolação ferro-gaiola. Em alguns casos não há sentido em alterar o processo para melhorar a isolação, uma vez que o incremento marginal na eficiência será muito baixo. No entanto, caso a resistência ferro-gaiola inicial do rotor esteja próxima do valor do pico de perdas, uma pequena variação na isolação poderá levar a grandes alterações na eficiência do motor.

2.3 MODELO DE CORRENTES BARRA-NÚCLEO

Uma das premissas do modelo de Odok é a de que a corrente interbarras fluiria apenas entre barras vizinhas, ou seja, a corrente em uma barra seria afetada apenas pela corrente advinda das duas barras adjacentes, conforme a figura 2.3. A premissa foi considerada verdadeira por muitos anos, tendo em vista a aproximação da previsão do modelo aos resultados experimentais obtidos pelos autores já citados.

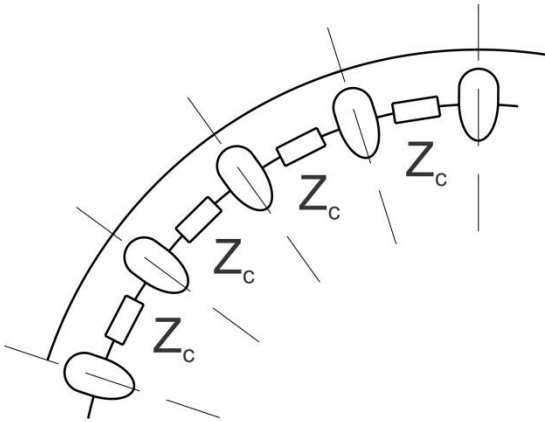


Fig. 2.3 – Representação clássica do caminho de correntes interbarras.

No entanto, em 2005, Iribarnegaray [15] sugeriu uma adaptação ao modelo de Odok para que este representasse melhor a realidade das correntes interbarras. O autor cita o fato de que uma das premissas do modelo de 1958 é a de que a impedância do aço do pacote do rotor é muito menor do que a resistência de contato ferro-gaiola. O autor afirma então que seria mais lógica a consideração de que, ao invés de percorrer o caminho direto de uma barra à imediatamente adjacente, a corrente fluiria de uma barra para diversas outras. Sendo a resistência do pacote de lâminas inferior à resistência de contato ferro-gaiola, a corrente não ficaria confinada na região entre as barras. O pacote do rotor funcionaria como um núcleo que concentraria e posteriormente distribuiria as correntes interbarras entre várias barras, conforme a representação da figura 2.4.

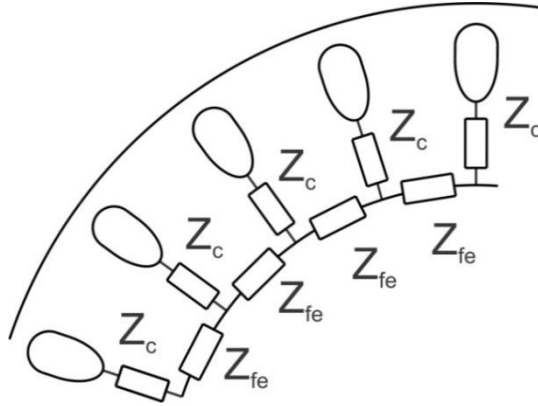


Fig. 2.4 – Adaptação sugerida por Iribanegaray, com correntes interbarras fluindo para o núcleo do rotor.

Seguindo a sugestão de Iribanegaray, Williamson e Poh [4] desenvolveram um modelo que leva em consideração a passagem das correntes interbarras para o núcleo do pacote, não limitando sua passagem de uma barra para as duas barras vizinhas. Os autores utilizam como base o modelo desenvolvido inicialmente por Odok, sendo realizada apenas uma adequação ao termo R_{qv} , relativo à resistência ponderada pelo harmônico de ordem v .

Definindo R_{ex} como sendo a resistência média interbarras por unidade de comprimento medida entre duas barras adjacentes, seguindo a definição clássica de correntes fluindo somente entre barras vizinhas, o termo R_{qv} é dado por:

$$R_{qv} = \frac{R_{ex}}{4 \text{sen}^2\left(\frac{\nu P \pi}{N_R}\right)} \quad (2.14)$$

Já o modelo adaptado por Williamson e Poh considera que o mesmo termo será dado por:

$$R_{qv} = \frac{R_{ex}}{2} + \left[\frac{1}{2 \text{sen}^2\left(\frac{\nu P \pi}{N_R}\right)} - \frac{N_R - 1}{N_R} \right] \frac{R_c}{2} \quad (2.15)$$

Na equação (2.15), o termo R_c representa a resistência por unidade de comprimento do núcleo do rotor (pacote).

Para validação do modelo, os autores realizaram medições do torque e da corrente de uma máquina monofásica de 2,5 hp com capacitor permanente utilizando 28 rotores que posteriormente tiveram suas resistências interbarras medidas. A adaptação realizada no modelo apresentou melhor correlação com os valores medidos de resistência interbarras versus torque/corrente ao quadrado. Os autores verificaram ainda que, para a máquina testada, a resistência de contato ferro-gaiola era muito superior à resistência do núcleo do rotor, sendo que esta poderia ser desprezada sem muito prejuízo ao resultado obtido. Dessa forma, pode-se considerar o termo R_{qv} como:

$$R_{qv} = \frac{R_{ex}}{2} \quad (2.16)$$

É importante ressaltar que o formato da curva de perdas totais no rotor não sofre alterações com a adaptação do modelo, uma vez que somente o termo R_{qv} é modificado. A existência de um pico de perdas no rotor é observado tanto no modelo original de Odok, com a corrente fluindo apenas entre barras vizinhas, quanto na adaptação que presume que a corrente passará pelo núcleo do rotor.

2.4 CONCLUSÕES DESTES CAPÍTULOS

O capítulo teve a intenção de apresentar um modelo analítico para avaliação das perdas elétricas nos rotores incluindo os efeitos das correntes interbarras. O modelo facilita a compreensão do fenômeno, bem como da interação entre as variáveis que o influenciam. Conforme citado na Introdução, o objetivo do trabalho não é realizar uma avaliação numérica das perdas rotóricas e sua conformidade com os modelos, mas sim permitir a compreensão do fenômeno, bem como sua influência sobre a eficiência de um motor de indução.

A busca por máquinas cada vez mais eficientes e a constante pressão por redução de custos de fabricação motivam a continuidade do estudo de correntes interbarras, seja por meio de simulações computacionais ou por meio de cálculos analíticos. Os modelos

analíticos continuam sendo estudados e aperfeiçoados, conforme pode ser comprovado pelos trabalhos de Williamson e Englebretson.

Conforme será exposto em seções posteriores, rotores de um mesmo modelo de motor, que passaram pelo mesmo processo de fabricação com os mesmos materiais, podem apresentar valores de resistência ferro-gaiola variando em até duas ordens de grandeza. Essa variação pode ocorrer até mesmo entre barras de um mesmo rotor ou entre regiões em uma mesma barra. Esse fato, aliado ao fato de que as perdas suplementares em um motor de pequeno porte e de alta eficiência geralmente representam cerca de 2% da potência de entrada [13] tornam o preciosismo desnecessário em algumas ocasiões.

O avanço na informática e nos modelos computacionais 3D por elementos finitos permitem estudos mais detalhados e mais precisos do que os modelos analíticos. No entanto, tal precisão vem acompanhada de um alto custo computacional e maior complexidade na modelagem. Ao somar esta complexidade à variabilidade intrínseca da resistência ferro-gaiola, nota-se que uma análise qualitativa que consuma menos tempo em sua elaboração pode ser de grande utilidade na indústria.

Os modelos analíticos são uma ferramenta poderosa, quando utilizados da maneira correta. O próprio Odok, autor do modelo, enfatiza a importância da utilização do mesmo como uma ferramenta de análise qualitativa. A medição da resistência barra-barra pode ser considerada como uma das possibilidades de previsão qualitativa do desempenho do motor.

A literatura sugere que o efeito da reatância interbarras pode ser desconsiderado, tendo em vista o fato de que a resistência de contato apresenta influência muito maior sobre as perdas rotóricas. Esta conclusão será utilizada no capítulo referente a medições de resistência interbarras.

Tanto o modelo de Odok quanto a adaptação realizada por Williamson apresentam resultados satisfatórios quando comparados a medições realizadas em laboratório. Um ponto comum encontrado na literatura é a utilização de um estator padrão e diversos rotores, sendo medida a potência de entrada e de saída, bem como a medição da resistência interbarra por meio de um ensaio destrutivo que será apresentado nos próximos capítulos.

A conclusão mais importante extraída dos modelos analíticos é a existência de um ponto de máximo para as perdas relativas às correntes interbarras. De maneira contrária àquilo que seria intuitivo, a melhoria da isolamento da gaiola nem sempre levará à melhoria da eficiência de um motor de indução. Máquinas com pouca isolamento ferro-gaiola podem

apresentar uma redução na eficiência com melhorias da isolação, enquanto que motores que já apresentam uma resistência de contato elevada podem ter se aproximado da assíntota equivalente à perfeita isolação, não apresentando melhoria alguma.

3. VARIÁVEIS INFLUENTES E MEDIÇÃO DE RESISTÊNCIA INTERBARRAS

A medição da resistência ferro-gaiola, desde que acompanhada de medições de eficiência, mostra-se de grande importância para a melhoria de produto e do processo de fabricação de motores de indução de alto rendimento. Tendo em vista o comportamento das perdas em função da resistência interbarras exposto anteriormente no capítulo 2, nota-se que o aumento da eficiência do motor somente será possível caso se tenha conhecimento das condições iniciais do mesmo, bem como dos efeitos esperados da alteração de parâmetros e/ou procedimentos do processo de fabricação.

A literatura também recomenda a realização de medições em casos em que se tenha interesse em valores para cálculos analíticos ou modelos numéricos. Tal interesse se justifica pelo fato de não existir até o momento uma metodologia para a definição teórica de um valor esperado para a resistência interbarras, dadas a especificação do motor e as condições do processo de fabricação.

A obtenção de um valor teórico para a resistência interbarras é dificultada pela alta dependência deste parâmetro em relação ao processo de fabricação e pela variação não determinística entre barras que passaram por um mesmo processo, ou até mesmo entre regiões de uma mesma barra [14]. Levando em consideração a variação de até duas ordens de grandeza na resistência ferro-gaiola de barras nominalmente iguais [15], os autores da área recomendam a realização de diversas medições, devendo ser utilizado o valor médio ou o valor modal nos modelos analíticos ou computacionais.

3.1 VARIÁVEIS QUE INFLUENCIAM O VALOR DA RESISTÊNCIA INTERBARRAS

Apesar dos autores da área reconhecerem que a resistência interbarras pode variar de maneira não determinística dentro de uma faixa, sabe-se que alguns fatores podem influenciar diretamente no valor final deste parâmetro.

É importante ressaltar que toda alteração no processo produtivo deve ser cuidadosamente avaliada, tendo em vista que poderá ter impactos não previstos inicialmente e influenciar variáveis como a condutividade das barras, o equilíbrio de forças na máquina e outros fatores relevantes. Neste estudo a análise da influência dos aspectos

construtivos e de processo de fabricação ficará restrita à resistência interbarras, mas os impactos de alterações nas variáveis que serão apresentadas excedem muito esta análise. Um processo de fabricação inadequado pode levar a barras interrompidas ou defeituosas, densidade de material condutor inadequada (tendo impacto direto na condutividade das barras), formação de bolhas de ar nos anéis de curto-circuito, material condutor penetrando no espaço entre as lâminas de aço elétrico, alterações no torque de partida, etc.

Na análise dos fatores que influenciam a resistência interbarras fica claro que o valor obtido para o parâmetro no rotor acabado é resultado tanto do projeto da máquina quanto do processo de fabricação.

Um dos primeiros aspectos que devem ser analisados ao verificar os fatores de influência na resistência interbarras refere-se à tecnologia utilizada para formação da gaiola (anéis de curto-circuito e barras). No caso de motores de grande porte, as barras são usualmente fabricadas uma a uma. No entanto, no caso de motores de pequeno porte e grande volume de produção, as duas tecnologias dominantes são a centrifugação e a injeção do alumínio sob pressão. O assunto será abordado novamente no capítulo 4.

O processo de fabricação por meio de centrifugação reconhecidamente produz rotores de maior eficiência do que aqueles produzidos por meio da injeção sob pressão [17]. Uma das causas do maior rendimento dos rotores centrifugados (que serão abordadas com mais detalhes no capítulo 4) é o melhor isolamento da gaiola em relação ao pacote de lâminas de aço. Sabe-se que a presença, a integridade e a espessura das camadas de revestimento do aço elétrico (no caso de aços semiprocessados) e da camada de Fe_3O_4 (presente nos pacotes de lâminas que passaram por um tratamento térmico denominado “azulamento”) são determinantes no nível de isolamento da gaiola. O referido tratamento térmico recebeu o nome de “azulamento” em referência à coloração das peças após a formação do Fe_3O_4 , que tem propriedades isolantes. A menor pressão exercida sobre o alumínio fundido no processo de centrifugação faz com que a sua velocidade de passagem pelas ranhuras do rotor seja significativamente inferior à obtida no processo de injeção sob pressão. Tal fato leva a uma melhor preservação das camadas isolantes.

A pressão de injeção (nos casos de rotores injetados) e a velocidade de centrifugação (nos casos de rotores centrifugados) afetam diretamente a isolamento da gaiola e a densidade das barras. A princípio, maiores pressões de injeção resultarão em menores valores de resistência interbarras, devido ao maior contato da gaiola com o pacote

de lâminas. No entanto, o processo de fabricação é complexo e deve-se ter cautela ao analisá-lo, uma vez que podem ocorrer alterações na densidade das barras e, conseqüentemente, na resistividade da gaiola. Por exemplo, com o aumento da pressão de injeção de alumínio haverá a tendência das barras apresentarem um maior contato com o pacote de lâminas e, conseqüentemente, uma menor resistência interbarras. Haverá ainda a tendência das barras condutoras apresentarem maior densidade, levando a uma menor resistividade das mesmas. No caso de pressão excessiva, há o risco do alumínio extravasar as ranhuras do rotor, formando finos anéis de alumínio entre as lâminas de aço, prejudicando não somente a eficiência do motor, mas todo o seu funcionamento. No caso da pressão ser muito baixa, há o risco do alumínio fundido se solidificar antes de preencher todas as câmaras dos moldes de fabricação do rotor, podendo resultar em anéis de curto-circuito defeituosos ou barras interrompidas.

A temperatura do material condutor fundido e a temperatura dos pacotes de lâminas antes do processo de centrifugação também são variáveis críticas. Os pacotes de lâminas passam por um processo de aquecimento previamente à centrifugação do material condutor, para que o metal fundido não se solidifique muito rapidamente ao entrar em contato com o aço. O metal condutor deverá, previamente à sua solidificação, preencher a câmara dos anéis de curto circuito e as ranhuras do rotor com a densidade correta de material. Caso a temperatura do pacote de lâminas e/ou a temperatura do metal fundido não sejam adequadas, há a possibilidade de aderência das barras às paredes dos pacotes dos rotores, podendo causar barras interrompidas ou valores de resistência interbarras inadequados.

Outro fator que impacta diretamente no valor da resistência interbarras é o processo de resfriamento a que o rotor é submetido após a formação da gaiola. Os rotores acabados saem da etapa de injeção/centrifugação a altas temperaturas, tendo em vista a solidificação recente do metal condutor. Alguns fabricantes promovem o resfriamento dos rotores à temperatura ambiente, mas há aqueles que realizam o processo denominado de “choque térmico”, que consiste no banho dos rotores em água (ou outro fluido equivalente), com o objetivo de explorar o diferencial de coeficiente de dilatação entre o aço elétrico e o metal condutor. O resfriamento rápido promove um maior descolamento da gaiola em relação ao aço elétrico, aumentando a resistência interbarras. O assunto será abordado com mais detalhes na seção 4.3.1.

Uma das variáveis de projeto que afetam diretamente o valor da resistência interbarras é o formato das ranhuras do rotor e, conseqüentemente, o formato das barras da gaiola. A investigação realizada por Gersh [16] utilizando diversos formatos de barras sugere ser necessário levar em consideração a razão entre superfície de contato e volume de metal condutor. Já Williamson [14] cita o formato das barras como sendo um dos fatores mais influentes, uma vez que afeta não somente a área de contato entre barra e pacote de lâminas, mas também o fluxo do metal fundido durante o processo de formação da gaiola.

Pelo fato da resistência interbarras ser basicamente um fenômeno decorrente de contato físico, a área total da superfície entre a gaiola e o pacote de lâminas de aço é determinante no valor final desse parâmetro. A inclinação das barras influencia não somente o comprimento final das barras, mas também a superfície de contato ferro-gaiola. O pacote do rotor é formado por um conjunto de lâminas de aço elétrico, sendo dado um passo de deslocamento angular pré-determinado entre duas lâminas para formar a inclinação das barras. As lâminas são então presas por meio de grampos estampados no interior das mesmas. A existência desse passo aumenta a área de contato entre o aço e o material condutor, uma vez que parte da barra estará em contato com a superfície da face da lâmina. O passo angular entre as lâminas decorrente da inclinação das barras é representado na figura 3.1.

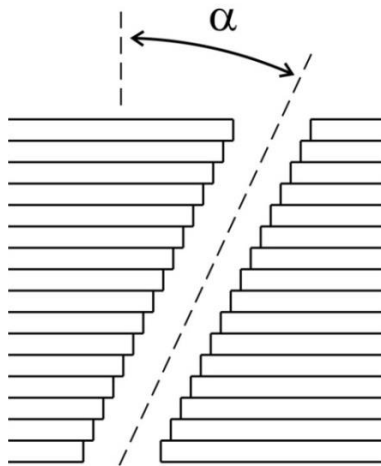


Fig. 3.1 – Representação do deslocamento de lâminas devido à inclinação das barras.

O cálculo da superfície de contato é possível, apesar de trabalhoso. No entanto, deve-se atentar para o fato de que o aumento ou redução da pressão de injeção ou velocidade de rotação da centrífuga podem fazer com que o alumínio ocupe um volume ligeiramente maior ou menor, afetando o resultado final. Este é mais um dos motivos pelo qual a literatura recomenda a realização de medições experimentais ao invés da utilização de uma resistência teórica nos modelos analíticos e numéricos de perdas. Um exemplo da rugosidade das barras devido ao passo dado entre as lâminas pode ser observado na figura 3.2.

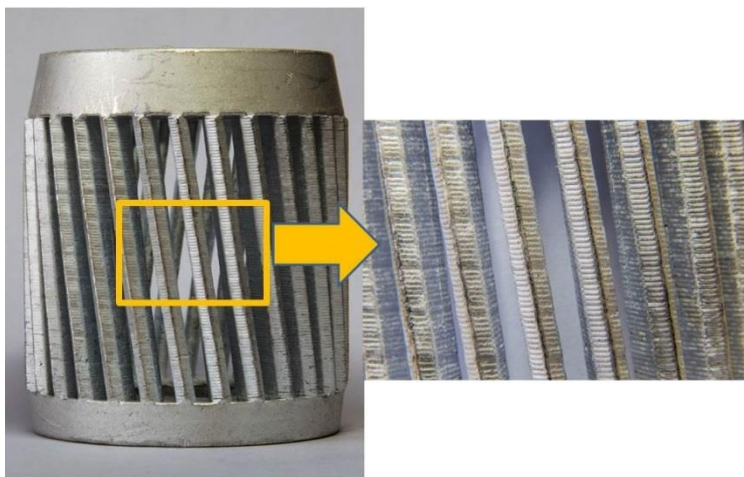


Fig. 3.2 – Detalhe da rugosidade das barras.

Sabe-se que o metal condutor utilizado na fabricação da gaiola também influencia a resistência e as perdas interbarras. Os avanços na tecnologia de centrifugação de rotores tornaram possível a utilização do cobre como material condutor, motivando diversos estudos comparando sua eficiência e torque com a de motores com gaiola de alumínio. Uma pesquisa realizada por Stening [19] concluiu que há de fato um aumento na eficiência de motores com gaiola de cobre devido à melhor condutividade do material. No entanto, a melhoria verificada foi menor do que a esperada, tendo em vista o aumento das perdas suplementares. Uma das causas para a observação realizada é a menor isolamento ferro-gaiola verificada em modelos com gaiola de cobre, sendo que os mesmos apresentaram valores de resistência interbarras 10 vezes menores do que os modelos com gaiola de alumínio. Obviamente, há

que se levar em consideração outros fatores não abordados no presente estudo como, por exemplo, a resistência mecânica e o torque de partida.

3.2 METODOLOGIA PARA MEDIÇÃO DE RESISTÊNCIA INTERBARRAS

As duas principais motivações para a realização de medições da resistência interbarras são a obtenção da ordem de grandeza do parâmetro e a realização de comparações entre duas peças ou dois instantes distintos. Conforme exposto anteriormente, a resistência interbarras apresenta como característica uma alta variabilidade entre rotores nominalmente iguais e até mesmo entre barras de um mesmo rotor ou entre regiões de uma única barra [5], [7], [14]. Dessa maneira, não se deve esperar a obtenção de um valor exato e/ou único.

As maiores dificuldades na realização das medições e na obtenção de resultados confiáveis são:

- A resistência interbarras pode apresentar valores muito baixos, chegando a ser da mesma ordem de grandeza da resistência da própria barra. Adicionalmente, o parâmetro pode não ser uniforme ao longo da barra, apresentando pontos de mínimo ao longo da mesma [14].
- A grande variabilidade dos valores de resistência interbarras torna necessária a utilização de ferramentas estatísticas na análise dos resultados. Deve-se ter em mente que se trata de um parâmetro probabilístico, e não determinístico. A metodologia utilizada geralmente envolve a adoção da média ou do valor modal obtido nas medições.
- A complexidade da superfície de contato entre as barras e o pacote de lâminas de aço faz com que exista pouca informação para determinação de um valor adequado para a resistência interbarras [16];

3.2.1 Preparação dos rotores para medição

Entre os métodos já utilizados para medição da resistência ferro-gaiola, um deles destaca-se na literatura. O método, descrito em [13], [14] e [16], consiste na realização de um ensaio destrutivo com os rotores. Neste ensaio, os dois anéis de curto-circuito são retirados por

meio de usinagem (a serragem dos anéis deve ser evitada, uma vez que as forças envolvidas e a vibração do processo podem influir no descolamento da gaiola, alterando o resultado das medições). A preparação das peças é concluída com a retirada de uma ou duas lâminas dos dois extremos do rotor, com o objetivo de expor as barras e eliminar possíveis resíduos de alumínio na área de contato entre o anel de curto-circuito e a primeira lâmina. A retirada das lâminas deve ser realizada cuidadosamente, de maneira a não afetar o contato existente entre as barras de alumínio e as demais lâminas de aço.

Apesar de se tratar de um ensaio destrutivo, os autores defendem esta metodologia pelos seguintes motivos:

- Elimina a variabilidade que seria introduzida nas medições pela variação da resistividade dos anéis de curto-circuito, bem como pela variação da área de contato dos mesmos com as lâminas;
- Permite acesso direto aos terminais das barras, sendo possível medir a resistência de cada barra separadamente e analisar sua variação e seu comportamento, ao contrário do que ocorreria com metodologias que mantêm o rotor íntegro, mas que realizam somente a medição do valor da resistência do conjunto de barras e anéis como um todo.

3.2.2 Medição indireta de resistência utilizando corrente contínua

A medição de valores de resistências interbarras é realizada de forma indireta, por motivos que serão explicados ao longo desta seção. O procedimento consiste na imposição de uma corrente que entra por um dos terminais de uma barra e sai por um dos terminais da barra vizinha, sendo medida a tensão resultante nos dois terminais opostos das barras. A resistência é então obtida por meio do quociente entre tensão e corrente medidas.

A literatura recomenda a realização das medições utilizando corrente contínua. Tal procedimento faz com que o resultado não reflita a reatância interbarras, fato esperado e aceitável. Medições independentes realizadas por Odok [1] e Christofides [9] utilizando uma ampla faixa de frequências concluíram que a impedância interbarras é um fenômeno essencialmente resistivo, sendo que os efeitos da reatância podem ser desprezados, quando comparados aos efeitos da resistência de contato. A constatação é ratificada por Gersh [16] e Englebretson [7] e [13].

As duas configurações existentes para a realização da medição indireta são apresentadas nas figuras 3.3 e 3.4.

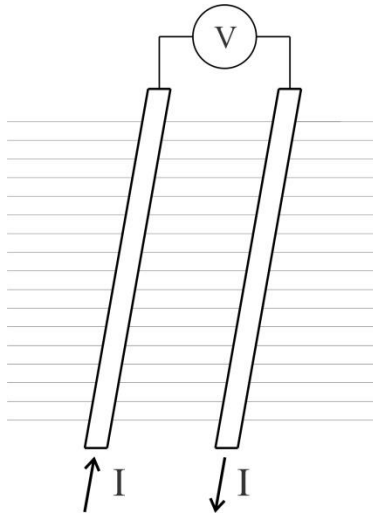


Fig. 3.3 – Esquema para medição de resistência interbarras – Configuração 1.

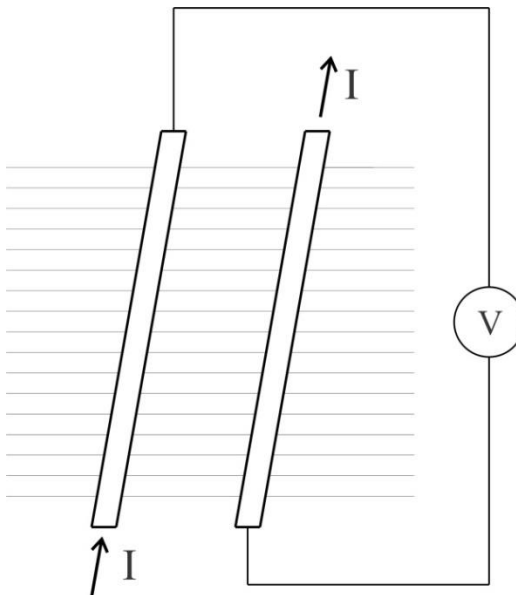


Fig. 3.4 – Esquema para medição de resistência interbarras – Configuração 2.

O procedimento difere de uma medição direta de resistência, a qual mediria a tensão nos mesmos terminais onde seria imposta uma corrente de prova. Englebretson [13] justifica que a realização das medições de tensão nos terminais de barra opostos aos terminais de passagem de corrente tem o objetivo de evitar qualquer erro que poderia ser causado pela distribuição de corrente na face da barra junto ao ponto de conexão.

Outro ponto relevante que deve ser levado em consideração é o fato de que, apesar de se estudar a isolamento existente entre as barras e o pacote de lâminas de aço elétrico, um rotor é basicamente um bloco de metal condutor. Dessa maneira, os valores de resistência interbarras geralmente estarão na faixa de miliohms ou micro-ohms. Nos casos de rotores com melhor isolamento da gaiola, as barras de alumínio podem ser consideradas nós equipotenciais. No entanto, há casos em que a resistência ferro-gaiola aproxima-se da resistência do aço ou até mesmo da resistência da gaiola, fazendo com que a queda de tensão ao longo das barras e a posição das ponteiras de corrente tornem-se relevantes [13].

Nos casos em que a resistência interbarras é alta, a resistência de contato entre os dois metais é dominante em relação às resistências do aço e do alumínio. Dessa maneira, as medições podem até mesmo ser realizadas entre barras diferentes das vizinhas sem grandes alterações no resultado obtido. No entanto, quando a resistência interbarras é considerada baixa, a resistência do aço elétrico e das barras de alumínio passam a ser relevantes. Nesse caso, o espaçamento entre barras durante a medição passa a influenciar o resultado obtido, havendo grande alteração nas medições caso não sejam realizadas entre barras vizinhas. Não há um valor teórico para o limiar entre uma resistência de contato considerada alta ou baixa, sendo necessário avaliar basicamente a relação entre a resistência de contato, a resistência das barras e a resistência do pacote de lâminas.

Medições comparativas devem ser realizadas a mesmas temperaturas, conforme sugerido por Dorrel [8] e Gersh [16]. Esse cuidado na medição é necessário para que variações na temperatura não levem a alterações na resistividade das barras e do aço elétrico, além de alterar a área de contato entre os dois materiais devido à diferença entre os coeficientes de dilatação. Devem ser evitadas correntes excessivamente altas, bem como medições demoradas, para que a passagem da corrente não cause um aquecimento indesejado nas peças.

3.3 CONCLUSÕES DESTE CAPÍTULO

A realização de medições em rotores acabados é uma etapa importante no desenvolvimento de um motor e seu processo de fabricação. Seus resultados não devem ser avaliados isoladamente, sendo necessária a realização de testes de dinamômetro para a obtenção de conclusões a respeito da possibilidade de melhoria do rotor.

O ensaio destrutivo sugerido pela literatura apresenta a vantagem de possibilitar o estudo da variação da resistência interbarras dentro de um mesmo rotor, dando subsídios para avaliação de seus impactos. Um dos exemplos que vem sendo explorado é a influência da variação da resistência interbarras no desbalanceamento de forças em motores.

Apesar da metodologia apresentada ser a atualmente utilizada pelos autores da área, seus resultados devem ser utilizados com cautela. Os valores obtidos podem ser utilizados para a realização de comparações entre duas peças ou para a definição da ordem de grandeza do parâmetro. No entanto, não se deve considerar os valores como exatos, uma vez que a variável é sensível a muitos fatores.

4. PROCESSOS DE FABRICAÇÃO DE ROTORES E AUMENTO DE RESISTÊNCIA INTERBARRAS

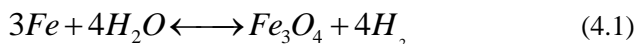
Alguns conhecimentos básicos sobre o processo de fabricação de rotores são necessários para uma melhor compreensão dos fatores que podem afetar a resistência interbarras e a eficiência final do motor.

Neste capítulo são apresentadas as principais diferenças entre os rotores injetados e centrifugados, bem como entre seus processos de fabricação. São abordados ainda o tratamento dos pacotes dos rotores e os processos utilizados para descolamento da gaiola em relação ao aço elétrico, ambos aplicados com o objetivo de reduzir as perdas interbarras e aumentar a eficiência final do motor.

4.1 TRATAMENTO DOS PACOTES DOS ROTORES – FORMAÇÃO DE ÓXIDOS

Após a estampagem das lâminas de aço elétrico, os pacotes dos rotores são formados por meio da prensagem e fixação das lâminas dos rotores com o auxílio de presilhas existentes na parte interna das mesmas. Previamente ao processo de injeção ou centrifugação do alumínio, os pacotes passam por um processo de tratamento térmico que tem como objetivo a melhoria da isolamento das lâminas por meio da formação de uma camada de óxidos (Fe_3O_4) em sua superfície. A presença do Fe_3O_4 proporciona ainda ao rotor alguma proteção contra a oxidação atmosférica. Devido à coloração azulada adquirida pelos pacotes nesta etapa, esse processo é também conhecido como “azulamento”.

O tratamento térmico dos pacotes de lâminas consiste basicamente no aquecimento até uma temperatura entre 450°C e 540°C, preferencialmente com atmosfera controlada. O processo proporciona o revestimento de todo o pacote do rotor com uma camada de Fe_3O_4 , incluindo a parte interna das ranhuras dos rotores. Segundo Gebler [28], é necessária atenção especial à umidade e PH da atmosfera, para que não ocorra a formação de óxidos indesejados, sendo esperada a seguinte reação:



Durante o trabalho de desenvolvimento de um processo de centrifugação dos rotores, Ramirez [25] defende o seguinte ciclo de tratamento térmico:

- Aquecimento dos pacotes dos rotores até 480°C em um processo gradual, realizado ao longo de 150 minutos;
- Manutenção dos 480°C, com injeção de vapor d'água e nitrogênio durante 100 minutos;
- Resfriamento lento até a temperatura ambiente durante 180 minutos.

Pode-se observar que o ciclo utilizado para os pacotes dos rotores é diferente do tradicionalmente aplicado a lâminas de estatores, sendo um tratamento mais abreviado mediante a supressão da etapa de descarbonetação do aço e crescimento de grãos. A referida etapa consiste no tratamento térmico com atmosfera controlada a temperaturas entre 750°C e 800°C, sendo que a sua supressão resulta em uma redução de tempo de tratamento de 350 minutos. Não serão apresentados detalhes a respeito do tratamento térmico aplicado a lâminas de estatores, havendo uma ampla bibliografia a respeito.

Por não haver crescimento de grãos, o tratamento térmico não afeta as propriedades magnéticas dos pacotes dos rotores, sendo realizado somente para fins de isolamento. Seu efeito é benéfico tanto para o isolamento entre lâminas quanto para a isolamento da gaiola, reduzindo as perdas interbarras. Silva [18] apresenta resultados de testes de dinamômetro realizados com rotores que utilizam fosfato de zinco e fosfato de manganês como revestimentos alternativos para melhoria da isolamento. O Fe_3O_4 apresenta-se como a melhor opção, uma vez que apesar do material ter menor resistividade, apresenta melhor aderência ao aço e resistência mecânica à fricção, necessários para suportar a passagem do alumínio durante o processo de injeção/centrifugação.

Sabe-se que há uma melhor preservação da camada de Fe_3O_4 no processo de centrifugação dos rotores do que na fabricação por meio de injeção sob pressão. Conforme exposto no capítulo 3, a menor pressão e menor velocidade de passagem do alumínio na fabricação de rotores centrifugados faz com que a camada de isolamento não seja danificada. No entanto, este não é o único motivo pelo qual os rotores centrifugados apresentam maior eficiência. Alguns autores e fabricantes defendem a ideia de que o tratamento térmico dos pacotes de rotores centrifugados pode ser suprimido, alegando que a melhor isolamento proporcionada por esse processo de fabricação aliado ao revestimento original das lâminas

de aço elétrico semi-processados seriam suficientes para garantir uma isolamento adequada da gaiola. Em [17], o “azulamento” é apresentado como opcional no caso de rotores centrifugados, representando uma possibilidade de redução de custos de fabricação.

4.2 DIFERENÇAS ENTRE ROTOR INJETADO E CENTRIFUGADO

A fabricação de rotores por meio da injeção de alumínio sob alta pressão é uma tecnologia bastante explorada e desenvolvida, sendo atualmente o processo mais utilizado na produção em massa de motores de indução de pequeno porte. No entanto, apesar de produzir rotores de boa qualidade, o processo vem há algum tempo sendo substituído por outras metodologias. Entre elas, destaca-se a produção de rotores centrifugados, tecnologia que apresenta vantagens tanto em termos de processo quanto em relação ao produto final.

Sabe-se que a fabricação de rotores por meio da centrifugação produz rotores que, apesar de terem menor torque de partida devido à menor resistividade das barras, apresentam maior torque máximo e maior eficiência.

Os processos de fabricação serão apresentados brevemente a seguir para que se compreendam as diferenças na eficiência dos rotores, bem como os fatores influentes na resistência interbarras. Deve-se sempre ter em mente que os rotores são mais sensíveis a alterações no processo de fabricação do que os estatores [18].

4.2.1 Processo de fabricação com injeção de alumínio sob alta pressão

O processo de injeção de alumínio sob alta pressão é até hoje a metodologia mais utilizada na fabricação de rotores de pequeno porte com gaiola de esquilo. Apesar de apresentar algumas desvantagens em relação a outros processos, as peças produzidas apresentam qualidade e acabamento satisfatórios, desde que tomados alguns cuidados na fabricação.

Inicia-se o processo com os pacotes de lâminas sendo encaixados em um molde móvel, que é acoplado a um molde fixo e que juntos formarão os anéis de curto-circuito inferior e superior. As duas câmaras são fechadas, sendo aplicada pressão sobre o pacote do rotor com o objetivo de evitar a fuga de alumínio entre as lâminas. O alumínio fundido é então injetado sob alta pressão, passando em alta velocidade pelas ranhuras do rotor e atingindo a câmara que formará o anel inferior.

A solidificação ocorre no plano da frente do alumínio fundido, sendo que devido ao gradiente de temperatura, a face oposta à da injeção do alumínio será a primeira a se solidificar. O fluxo do alumínio fundido e a sua solidificação durante o processo de injeção estão representados na figura 4.1. Na fase final do processo, juntamente com a solidificação do metal fundido, intensifica-se a pressão para propiciar uma melhor expulsão dos gases e menor porosidade nas barras e anéis. Os rotores são então removidos dos moldes com o auxílio de desmoldantes, sendo posteriormente removido o alumínio depositado nos canais de alimentação. O rotor passa então pelo processo de acabamento, para remover possíveis deformidades que poderiam causar o desbalanceamento ou até mesmo o contato com o estator. Por fim, os rotores são tratados termicamente com o objetivo de melhorar a isolamento da gaiola, conforme o procedimento que será apresentado na seção 4.3 deste capítulo.

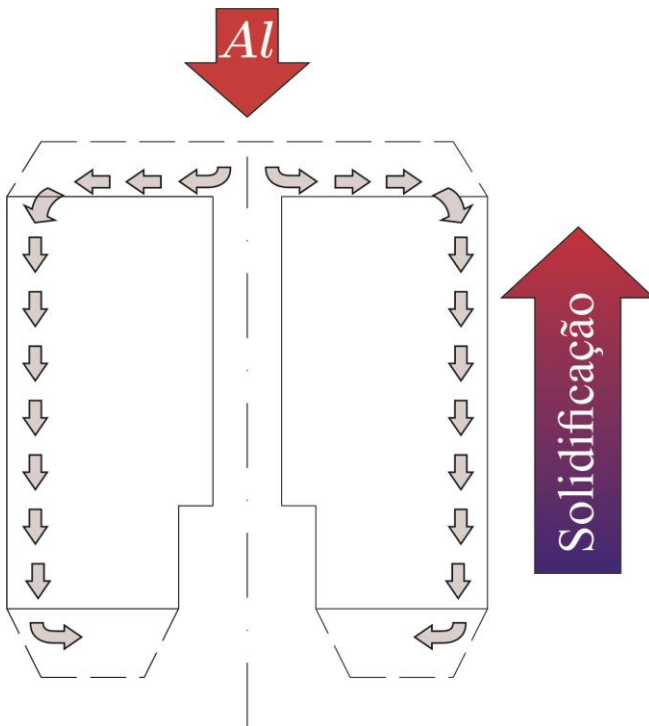


Fig. 4.1 – Fluxo e direção de solidificação de alumínio fundido no processo de injeção sob pressão.

4.2.2 Processo de fabricação com centrifugação de alumínio

Apesar de ser uma técnica mais recente do que a injeção sob alta pressão, a fabricação de rotores por meio da centrifugação de alumínio não é uma tecnologia nova, tendo início há mais de 40 anos.

As únicas forças atuantes sobre a liga fundida são a gravidade e a força centrífuga, fazendo com que a passagem do alumínio pelo rotor ocorra de forma mais lenta. Tal fato faz com que seja necessário o aquecimento das câmaras dos moldes, bem como dos pacotes dos rotores previamente ao início da centrifugação. Caso contrário, o alumínio se solidificaria prematuramente, não preenchendo as cavidades e ranhuras do rotor. O aquecimento a temperaturas adequadas é responsável ainda por auxiliar na formação de um gradiente de temperatura adequado para solidificação do alumínio, conforme o padrão desejado.

Após aquecidos, os pacotes de lâminas são inseridos nos moldes, sendo aplicada uma pressão sobre a peça muito menos intensa do que no processo de injeção. O conjunto passa então a girar, sendo dosado o alumínio fundido. A liga fundida desce pela ação da gravidade pelas ranhuras do rotor para preencher inicialmente a câmara inferior, posteriormente subindo pela ação da força centrífuga para preencher as ranhuras e a câmara superior, nesta ordem. O gradiente de temperatura faz com que a solidificação ocorra de baixo para cima, de forma radial de fora para dentro do rotor. Dessa maneira, há sempre um canal contendo alumínio líquido alimentando todas as câmaras até a solidificação total da peça, compensando a contração gerada pela solidificação e resultando em barras mais densas e de menor porosidade. Estima-se que o alumínio contrai cerca de 6% de seu volume no processo de solidificação [27], sendo este o volume compensado pelo alumínio líquido disponível. O fluxo do alumínio fundido e a sua solidificação durante o processo de centrifugação estão representados na figura 4.2.

Não há necessidade da aplicação de desmoldantes para remoção dos rotores, sendo que o acabamento desses é mais simples, por passarem por deformações menores. Tradicionalmente os processos de melhoria da isolamento da gaiola e aumento da resistência interbarras apresentados na seção 4.3 deste capítulo não são aplicados a rotores centrifugados. Os benefícios da realização do tratamento térmico em rotores centrifugados serão investigados neste trabalho.

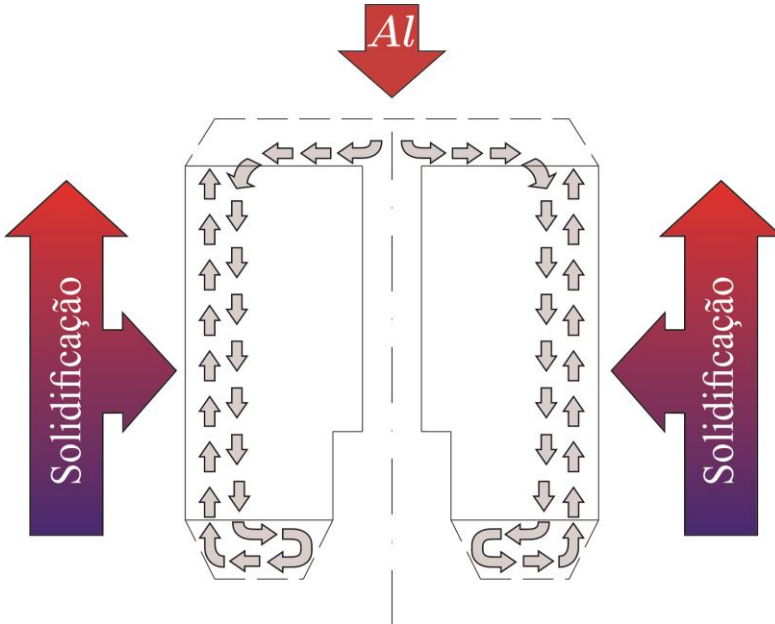


Fig. 4.2 – Fluxo e direção de solidificação de alumínio fundido no processo de centrifugação.

4.2.3 Vantagens de processo e produto da fabricação por meio de centrifugação

Conforme exposto anteriormente, a fabricação de rotores por meio da centrifugação vem substituindo a injeção sob pressão por apresentar vantagens de produto e processo. Entre essas vantagens, destacam-se as apresentadas nos tópicos a seguir.

4.2.3.1 Maior densidade média das barras

Medições realizadas por Ramirez [25] indicam que o processo de centrifugação resulta na obtenção de barras e anéis de curto circuito cerca de 5% mais densas do que as produzidas pelo processo de injeção sob pressão. A afirmação de que o alumínio é mais denso é equivalente a de que o metal apresenta menor porosidade, proporcionada pela melhor expulsão dos gases dissolvidos na liga fundida.

O efeito deve-se basicamente à ação da força centrífuga e ao perfil de solidificação do alumínio. No caso do rotor injetado, a

solidificação do alumínio ocorre no plano da frente de injeção, sendo o ponto de entrada de alumínio o último plano a se solidificar. Já no caso da centrifugação, devido ao perfil do gradiente de temperatura, a solidificação ocorre de baixo para cima seguindo um perfil radial de fora para dentro do rotor. Isso faz com que sempre haja alumínio líquido para compensar a redução de volume sofrida pelo processo de solidificação, o que combinado com a compactação exercida pela força centrífuga resulta na barra mais densa.

4.2.3.2 Maior rendimento metalúrgico

A alimentação dos moldes nos quais os pacotes de lâminas são injetados/centrifugados com alumínio fundido faz com que ocorra a formação de canais de alimentação que se solidificam após o término do processo, sendo necessária a sua remoção para posterior acabamento dos rotores. No caso dos rotores injetados, o rendimento metalúrgico do processo é apenas 50%, o que significa afirmar que apenas 50% do alumínio utilizado na injeção efetivamente formará as barras e os anéis de curto-circuito [17]. O restante do material será removido, podendo ser fundido novamente e reaproveitado após um processo de remoção de impurezas.

Já o processo de centrifugação tem o rendimento metalúrgico de 90%, fazendo com que apenas 10% do material utilizado passe pelo reaproveitamento de material. Devemos destacar que o processo de reaproveitamento envolve custos com uma segunda fusão e com a remoção de impurezas, que geralmente não é capaz de retirar completamente os resíduos dos óleos e desmoldantes utilizados no processo de injeção.

4.2.3.3 Menor resistividade das barras

A maior densidade média das barras e o uso de alumínio com menos impurezas advindas do reaproveitamento de material faz com que as barras e os anéis de rotores centrifugados apresentem uma resistividade cerca de 8% inferior à de rotores injetados sob pressão [17]. Tal fato aumenta a eficiência do rotor, reduzindo suas perdas e exigindo uma corrente menor no estator. Apesar de benéfica na maioria das vezes, deve-se atentar para que essa menor resistividade não afete negativamente outros aspectos do motor como, por exemplo, o torque de partida.

4.2.3.4 Menor pressão de fechamento do pacote

O processo de centrifugação de rotores ocorre somente pela atuação da gravidade e da força centrífuga, não sendo necessária a aplicação de grandes forças no fechamento do pacote de lâminas. Já no processo de injeção, devido à alta pressão e velocidade do alumínio fundido, é necessária a aplicação de uma força muito maior no fechamento dos pacotes para se evitar a deformação excessiva do rotor e para que o alumínio fundido não penetre na região entre as lâminas. Silva [17] esclarece que, para um rotor com pacote de lâminas de 50 mm de altura, a força de fechamento adequada para rotores centrifugados é equivalente à aplicação de 200 kg sobre os rotores, passando para 50 toneladas no caso rotores injetados sob pressão.

A maior força de fechamento em rotores injetados sob pressão tem, basicamente, dois efeitos negativos: um maior contato entre as lâminas e a necessidade da utilização de mais lâminas para obtenção de um pacote com o mesmo tamanho. O maior contato entre as lâminas, mesmo com o isolamento proporcionado pela camada de Fe_3O_4 , ocasiona um aumento das perdas parasitas interlaminares, reduzindo a eficiência do motor. Por sua vez, estima-se que os pacotes de rotores injetados devem ser cerca de 5% maiores do que o de rotores centrifugados para compensar sua compressão durante o processo de fabricação, levando a um maior consumo de material e, conseqüentemente, maior custo.

4.2.3.5 Maior eficiência final dos rotores

Durante o desenvolvimento do processo de centrifugação de rotores no fabricante de motores que colaborou com a realização deste estudo, Ramirez [25] afirma que os rotores centrifugados apresentam uma eficiência entre 0,7% a 1,3% maior do que a de rotores injetados sob pressão. Um resultado semelhante foi obtido em [18] ao utilizar motores de mesmo porte produzidos por um concorrente.

A diferença na eficiência justifica-se pela combinação dos fatores já expostos anteriormente: maior densidade das barras e menores perdas interlaminares e interbarras.

4.2.3.6 Processo mais limpo e mais compacto

O processo de centrifugação, além de ser mais compacto e exigir menos espaço na área de produção, é tido como mais limpo [18]. A

afirmação baseia-se na não utilização de desmoldantes e óleos de lubrificação de pistões, necessários na injeção de alumínio sob pressão.

4.2.3.7 Possibilidade de redução de custo

Além de menores custos com o reaproveitamento de alumínio e o uso de menos aço na fabricação dos pacotes dos rotores, a fabricação por meio da centrifugação oferece a possibilidade da eliminação do uso de desmoldantes e óleos necessários no processo de injeção sob pressão, bem como um maior tempo de vida dos moldes e cavidades devido à menor pressão de entrada do alumínio. Enquanto as cavidades do processo de injeção sob pressão precisam ser trocadas a cada 30 dias, a vida útil das utilizadas no processo de centrifugação pode chegar a 180 dias [17].

Pelo fato das peças centrifugadas apresentarem uma maior resistência interbarras, o tratamento térmico de rotores acabados (exposto nas seções a seguir) foi considerado desnecessário, sendo utilizado somente em rotores injetados. O presente trabalho irá investigar os benefícios que o referido tratamento traria, caso aplicado a rotores centrifugados.

4.3 TRATAMENTO DE ROTORES APÓS A INJEÇÃO DE ALUMÍNIO

Rotores produzidos por meio da injeção de alumínio apresentam originalmente uma baixa resistência interbarras, decorrente da aderência da gaiola ao pacote de lâminas. As peças resultariam em motores de baixa eficiência caso utilizadas sem a aplicação de processos de melhoria. Já os rotores produzidos por meio de centrifugação apresentam um descolamento aceitável da gaiola, fazendo com que o tratamento de peças acabadas seja tradicionalmente aplicado apenas a rotores injetados.

As metodologias de tratamento de rotores envolvem a exploração do diferencial de coeficiente de dilatação térmica existente entre o aço elétrico e o alumínio das barras, sendo que a gaiola apresenta uma dilatação aproximadamente duas vezes superior a do pacote de lâminas. Os procedimentos aplicados na indústria atualmente são o choque térmico e o tratamento térmico.

4.3.1 Choque Térmico

Um dos tratamentos realizados em rotores injetados é o chamado choque térmico, que consiste na imersão dos rotores em água logo após o término do processo de injeção do alumínio. Tendo em vista que o alumínio fundido é injetado nos rotores a uma temperatura próxima de 800°C, os rotores permanecem a temperaturas elevadas após o término da solidificação do metal.

O objetivo da imersão dos rotores em água é explorar o maior coeficiente de dilatação do alumínio, fazendo com que este sofra uma contração mais rápida do que as ranhuras do pacote do rotor, causando uma separação física da gaiola em relação ao aço elétrico. O choque térmico é considerado efetivo na separação mecânica e melhoria da isolamento da gaiola, aumentando a resistência interbarras.

O aumento da isolamento da gaiola com o choque térmico foi comprovado por Williamson [14], que obteve incrementos na resistência interbarras média de uma ordem de grandeza. O autor levanta ainda a hipótese de que o processo em questão seria adequado não somente para o aumento da resistência média ao longo da barra, mas também para a remoção de pontos de baixa resistência localizada.

4.3.2 Tratamento Térmico

O tratamento térmico de rotores, também conhecido como “queima”, consiste no aquecimento das peças acabadas até a temperatura de 450°C, sendo o tempo do tratamento dependente da massa do rotor [18][25]. O aquecimento pode ser realizado utilizando fornos tradicionais ou, mais modernamente, fornos de indução.

Conforme exposto anteriormente, o procedimento é usualmente aplicado somente a rotores injetados, uma vez que o tratamento a 450°C não traz benefícios aos rotores centrifugados, dado que estes apresentam um maior descolamento da gaiola logo após o término do processo de fabricação.

Testes realizados com rotores injetados de dimensões e características semelhantes aos utilizados neste estudo indicam um aumento de 0,8% de eficiência com a realização do tratamento térmico a 450°C [18]. A justificativa para a melhoria baseia-se no fato das barras de alumínio sofrerem uma dilatação aproximadamente duas vezes maior do que a do pacote de lâminas, fazendo com que as barras sofram uma deformação plástica para se adequar ao volume das ranhuras. Após o resfriamento das peças, as barras de alumínio retornam ao seu volume

original, existindo então uma separação entre a gaiola e os pacotes que eleva o valor da resistência interbarras.

O tratamento térmico dos rotores é considerado superior ao choque térmico por três motivos:

1. Tendo em vista que o resultado do choque térmico depende diretamente da temperatura do rotor e da água, o tratamento térmico em forno se mostra mais controlável e com resultados mais consistentes em um ambiente de produção em massa. A literatura relata uma maior variabilidade nos resultados do choque térmico devido à variação do tempo de espera dos rotores após o término do processo de injeção, além da variação da temperatura da água.
2. A deformação plástica das barras causada pelo aquecimento do rotor a temperaturas muito mais altas do que as de operação normal do motor faz com que a gaiola permaneça melhor isolada mesmo após o motor atingir sua temperatura de regime. Já no caso do choque térmico, o aumento da temperatura com a operação do motor tem a tendência de reduzir a resistência interbarras devido à expansão do alumínio.
3. Evita a formação de tensões no metal, que podem ser causadas pelo resfriamento brusco do choque térmico.

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Conforme explicado em capítulos anteriores, em casos de motores de indução de alto rendimento e alta resistência ferro-gaiola, o tratamento térmico de rotores é efetivo na melhoria da eficiência de motores com rotores injetados sob pressão. No entanto, o tratamento não é tradicionalmente utilizado em rotores centrifugados, devido ao fato dos valores das resistências interbarras serem originalmente mais altos em peças produzidas com esta tecnologia.

Os testes apresentados nesta dissertação são resultado de um estudo realizado em um fabricante de motores monofásicos aplicados a compressores herméticos utilizados na refrigeração doméstica. Deve-se sempre ter em mente que se trata de uma indústria de produção em massa, o que traz as seguintes consequências:

- A realização de testes de eficiência em 100% dos motores produzidos é inviável, tanto pelo tempo necessário quanto pelos custos envolvidos. A inferência por métodos estatísticos é essencial no controle de qualidade da produção.
- Pequenos ganhos em peças individuais podem representar grandes ganhos financeiros quando multiplicados pelo número de peças produzidas. Deve-se sempre ter em mente que o incremento na eficiência de um motor sem incorrer em custos relevantes traz duas possibilidades: a melhoria do produto e/ou a redução de custos com matéria prima (cobre).
- Deve-se certificar de que não existe a possibilidade de que a alteração no processo de fabricação cause a melhoria de parte das peças produzidas e prejudique outra parcela da produção.
- O tempo de produção (tempo de linha) é uma variável importantíssima ao analisar qualquer alteração realizada no processo.

Os testes de eficiência foram realizados com um estator padrão que, após montado no dinamômetro, foi utilizado para os ensaios antes e depois do tratamento térmico. O motor monofásico testado possui alimentação 115-127 V / 60 Hz, com bobina auxiliar e capacitor permanente de 12 μ F. A gaiola de cada rotor apresenta 28 barras de alumínio centrifugado, inclinadas em relação ao eixo vertical. A

inclinação das barras, bem como outros aspectos construtivos do motor não serão apresentados por motivos de sigilo industrial.

Os testes foram realizados no ponto de carga de 3,50 kgf.cm, ponto no qual o motor apresenta eficiência máxima, conforme a curva da figura 5.1, fornecida pelo fabricante.

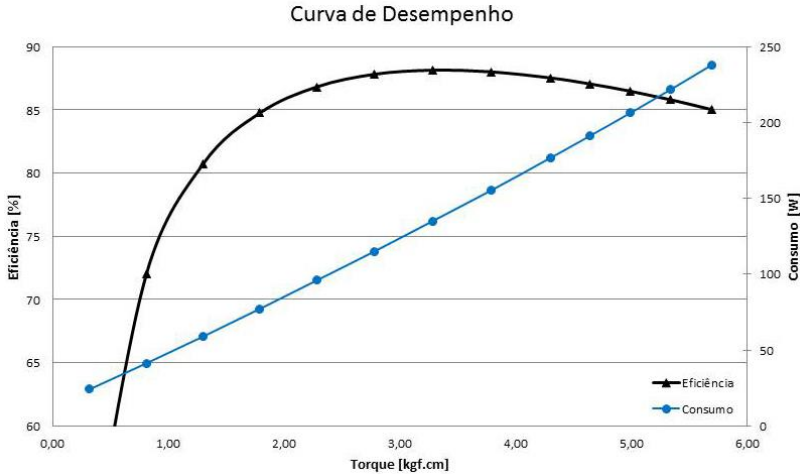


Fig. 5.1 – Curva de desempenho do motor testado.

O teste de eficiência no dinamômetro é feito por meio da medição direta da potência total de entrada (utilizando um wattímetro digital) e da medição do torque e da rotação do motor. A eficiência do motor é então calculada pela fórmula:

$$Eficiência = \frac{T\omega}{Pe} \quad (5.1)$$

Onde:

T=Torque [N.m];

ω =rotação [rad/s];

Pe=potência total de entrada [W].

Por motivos industriais, não serão expostos mais detalhes da bancada do dinamômetro utilizado nos testes.

Como um teste exploratório inicial, um pequeno número de rotores centrifugados passou pelo mesmo tratamento térmico usualmente aplicado aos rotores injetados sob pressão, tendo suas eficiências medidas antes e depois do procedimento. Tal tratamento consistiu no aquecimento dos rotores até a temperatura de 450°C, durante 3,5 horas. Conforme era esperado, não houve alteração na eficiência dos rotores centrifugados com a aplicação do tratamento térmico tradicional. Os resultados serão apresentados na seção 5.1.1.

A temperatura de 450°C é utilizada no tratamento térmico de rotores injetados sob pressão por ser a maior temperatura suportada pelos anéis de curto circuito de rotores deste modelo. Testes realizados pelo fabricante durante o desenvolvimento dos rotores injetados e do respectivo processo de fabricação revelam a formação de bolhas e deformações nos anéis de curto circuito caso os mesmos passem por um tratamento térmico a temperaturas superiores. Conforme exposto por Ramirez [25], o hidrogênio solúvel no alumínio fundido produz microporosidades e macroporosidades nos anéis e barras dos rotores, de dimensões que dependem da velocidade de resfriamento da liga. O aquecimento dos rotores causa a expansão dos gases dissolvidos no metal sólido (principalmente o hidrogênio), gerando pressão interna nos anéis e nas barras e podendo levar à formação de bolhas nos mesmos.

As bolhas decorrentes do sobreaquecimento de rotores prontos devem ser evitadas, uma vez que podem influenciar na resistividade da gaiola. No entanto, em contato com especialistas e conforme exposto em [25], devido ao fato do alumínio centrifugado ter menor porosidade (maior densidade, decorrente do perfil de solidificação do alumínio e da maior expulsão dos gases pela ação da força centrífuga), acreditava-se ser possível a realização do tratamento térmico a temperaturas mais altas.

Um teste exploratório foi então conduzido à temperatura de 520°C por 3,5 horas. A temperatura de 520°C foi definida após uma consulta ao diagrama de fases da liga de alumínio comercial puro, havendo margem de segurança para que não ocorra a fusão do material, não havendo ainda alterações nas características elétricas e mecânicas do alumínio e do aço elétrico. O teste exploratório deveria verificar a validade de duas hipóteses:

1. A maior densidade das barras e anéis de curto-circuito dos rotores centrifugados seria suficiente para evitar a formação de bolhas no

alumínio decorrentes do incremento de 70°C na temperatura em relação ao tratamento tradicional de rotores injetados; e

2. O tratamento térmico a 520°C de rotores centrifugados possibilitaria a melhoria de eficiência que não foi observada utilizando-se a temperatura tradicional de 450°C, aplicada a rotores injetados.

Com resultados favoráveis, partiu-se então para um teste estruturado, visando a obtenção de conclusões com inferência estatística sobre os impactos que seriam obtidos com o tratamento térmico na produção.

5.1 MEDIÇÃO DE EFICIÊNCIA – TESTES EXPLORATÓRIOS

Conforme exposto em capítulos anteriores, a simples informação dos valores da resistência interbarras não é suficiente para tirarmos conclusões a respeito da efetividade do tratamento térmico de rotores na melhoria da eficiência do motor. Esta afirmação é decorrente do fato das perdas interbarras poderem aumentar, diminuir ou permanecer estáveis com o aumento da resistência interbarras, dependendo dos parâmetros construtivos do motor e das condições pré-tratamento (conforme exposto na seção 2.2).

Tendo em vista que a justificativa para realização de um tratamento térmico em rotores acabados é a possibilidade de melhoria da eficiência do motor, o primeiro teste realizado foi o ensaio no dinamômetro, que indicaria possíveis alterações no rendimento após o tratamento térmico.

Por se tratarem de ensaios exploratórios, sujeitos a confirmação posterior, estes testes foram menos rigorosos em termos de controle e número de peças utilizadas, visando a redução do tempo e custos envolvidos.

5.1.1 Tratamento Térmico Tradicional a 450°C

Para o primeiro teste foram selecionados 10 rotores centrifugados em um mesmo instante de produção, sendo realizado o ensaio no dinamômetro de todas as peças. Posteriormente, 5 rotores passaram pelo tratamento térmico tradicionalmente aplicado aos rotores injetados sob pressão: aquecimento a 450°C durante 3,5 horas, seguido de resfriamento a ar. As outras 5 peças não passaram pelo tratamento

térmico, sendo utilizadas como controle da variação do meio de medição (dinamômetro) entre os dois instantes (antes e depois do tratamento térmico). As peças foram marcadas, mas com o objetivo de evitar qualquer viés, o operador do meio de medição não tinha a informação de quais peças haviam sido tratadas.

Como pode ser observado no gráfico de intervalos apresentado na figura 5.2, a média da eficiência dos rotores sofreu redução de 0,0018%. O valor é desprezível, uma vez que o gráfico de intervalos das peças utilizadas para controle do meio de medição (figura 5.3) apresentou uma variação de 0,0026% de média entre os dois instantes.

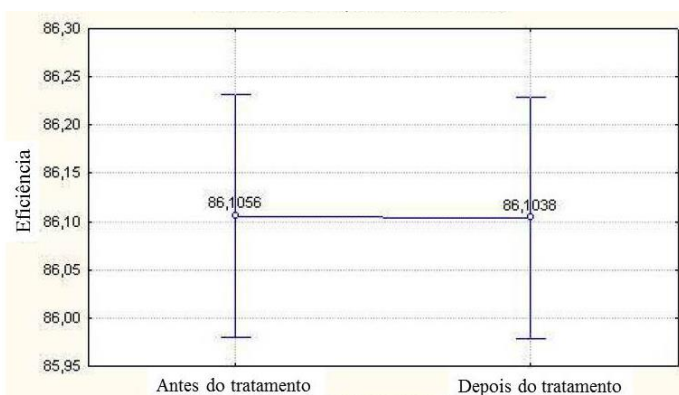


Fig. 5.2 – Resultados do teste exploratório a 450°C – Intervalos de confiança de 95% para a média.

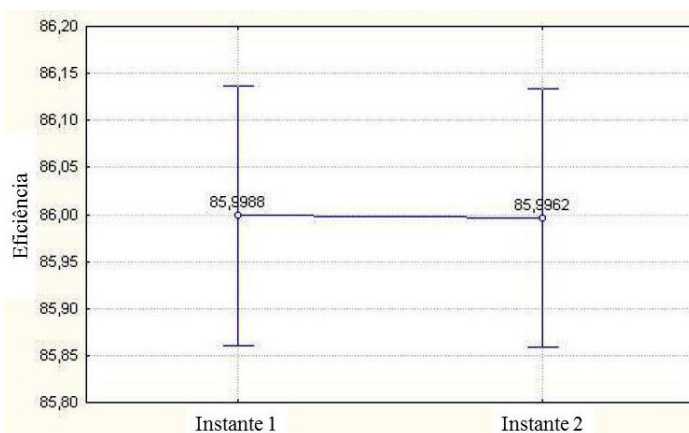


Fig. 5.3 – Variação do meio de medição – Intervalos de confiança de 95% para a média

A realização de um teste de análise de variância (Anova) indica que as médias de eficiência dos rotores antes e depois do tratamento a 450°C são iguais, com confiança de 95%.

As conclusões extraídas deste teste exploratório são:

1. Conforme sugerido anteriormente pela literatura e especialistas do fabricante do motor, a passagem de rotores centrifugados pelo tratamento térmico aplicado aos rotores injetados é, de fato, desnecessária e não traz benefício algum ao produto.
2. O meio de medição utilizado nos ensaios (dinamômetro) é confiável, não apresentando variação relevante entre os dois instantes de medição.

5.1.2 Testes Exploratórios a 520°C

Conforme exposto na introdução deste capítulo, o tratamento térmico de rotores acabados é aplicado tradicionalmente somente a rotores injetados sob pressão, sendo que a temperatura máxima admissível para rotores semelhantes aos testados é de 450°C.

O motivo pelo qual o tratamento não é tradicionalmente aplicado aos rotores centrifugados é a crença no fato de que a gaiola de rotores centrifugados já apresenta um descolamento adequado em relação ao pacote de lâminas. Os rotores centrifugados de fato apresentam uma eficiência maior em relação aos rotores injetados sob pressão, tanto pelo maior isolamento da gaiola, quanto pela maior densidade de alumínio nas barras (menor resistividade) [25].

Adicionalmente, sabe-se que rotores injetados sob pressão sofrem a formação de bolhas nos anéis de alumínio quando aquecidos a temperaturas superiores a 450°C, devido à expansão dos gases presentes na porosidade do alumínio sólido (principalmente o hidrogênio).

O teste a 520°C é possível pelo fato do alumínio centrifugado apresentar menor porosidade e, conseqüentemente, menor quantidade de gases quando comparado ao alumínio injetado sob pressão. Um diagrama de fases da liga de alumínio utilizada demonstra que, mesmo com o incremento de 70°C na temperatura tradicional, há margem de segurança para que as características elétricas e mecânicas não sejam afetadas.

Neste teste, 12 rotores retirados em um mesmo instante de produção tiveram suas eficiências medidas com um estator padrão antes

e depois de passarem por um processo de aquecimento a 520°C, durante 3,5 horas. O resultado é apresentado na figura 5.4.

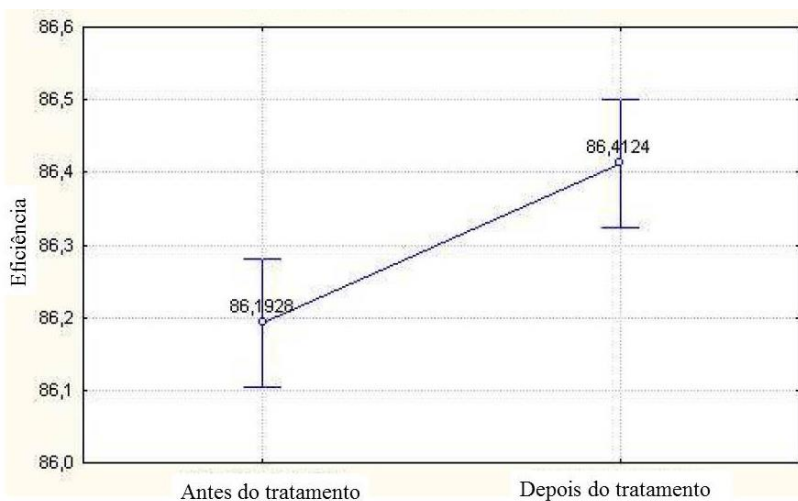


Fig. 5.4 – Resultado do teste exploratório a 520°C – Intervalos de confiança de 95% para a média.

A análise do gráfico revela um aumento de 0,2196% na eficiência média dos motores, havendo uma diferença real entre a média da medição antes e depois do tratamento térmico, indicada pela realização de uma análise de variância, com nível de confiança superior a 95%. Deve-se ressaltar ainda que a maior densidade do alumínio centrifugado garantiu a não formação de defeitos nos anéis de curto-circuito, não sendo observadas bolhas e deformidades no alumínio.

O aumento de eficiência obtido e a ausência de defeitos pelo aquecimento a uma temperatura 70°C superior àquela aplicada aos rotores injetados sob pressão motivaram a realização de um teste estruturado e com controles mais rigorosos.

5.2 MEDIÇÃO DE EFICIÊNCIA – TESTE ESTRUTURADO A 520°C

Apesar de fornecer um indicativo do resultado a ser esperado na realização de ensaios mais completos, o teste exploratório realizado com 12 rotores centrifugados tratados a 520°C não é suficiente para tirarmos conclusões válidas a respeito do impacto da realização deste tratamento em toda a população de rotores produzidos.

Por se tratar de um ambiente industrial de produção em massa, deve-se sempre certificar de que um resultado observado é uma melhoria efetiva para o produto, e não uma melhoria aleatória ocorrida em determinado lote testado. Nestas condições, a abordagem objetiva e efetiva de análise envolve a utilização de técnicas estatísticas que serão discutidas nas próximas seções.

O teste estruturado descrito a seguir tem o objetivo de confirmar o indicativo obtido nos testes exploratórios, avaliando os resultados que seriam obtidos na produção, caso o fabricante abordado passasse a aplicar o tratamento térmico a 520°C em seus rotores centrifugados.

5.2.1 Descrição do teste

Os três princípios básicos para o planejamento de experimentos e elaboração de planos de amostragens foram levados em consideração na elaboração deste ensaio: a utilização de réplicas, a formação de blocos e a aleatorização [20].

A utilização de réplicas consiste na utilização de mais de uma observação em cada condição do experimento, de maneira que o resultado reflita a variação intrínseca ao aspecto estudado. A formação de blocos representa a formação de conjuntos homogêneos de unidades experimentais, visando permitir a compreensão dos fatores de influência no resultado. Por sua vez, a aleatorização na amostragem e nas condições de experimentação tem o objetivo de fazer com que os fatores não controlados e não determinísticos sejam balanceados entre todas as medidas.

Conforme exposto anteriormente, a literatura relata uma alta variação nos valores de resistência ferro-gaiola entre motores nominalmente iguais. Grande parte da variação observada é decorrente da variação do processo produtivo, podendo ser citadas a velocidade de rotação da centrífuga, a temperatura do alumínio centrifugado, a temperatura do pacote de aço no momento da centrifugação, a qualidade do aço elétrico utilizado e o tratamento térmico dos pacotes de lâminas dos rotores (azulamento).

A análise dos dados obtidos e as conclusões tiradas a respeito da avaliação da influência de determinado fator dependem da certeza de que a causa do fenômeno estudado não possa ser atribuída a nenhum outro fator. De um modo geral, as duas maneiras para que sejam obtidas conclusões válidas são: a execução de experimentos em que todos os fatores são controlados, ou a proteção do experimento de fatores não controlados por meio da aleatorização [22]. A execução de experimentos

em que todos os fatores são controlados demanda mais recursos e, de maneira geral, resulta em conclusões menos aplicáveis no mundo real.

Sendo assim, tendo em vista que o objetivo do estudo é avaliar o impacto do tratamento térmico a 520°C na eficiência da população de rotores produzidos, a amostragem foi feita de maneira a retratar a variação inerente ao processo produtivo por meio de quatro instantes distintos de produção, bem como a utilização das duas centrífugas utilizadas para a fabricação deste modelo.

Esta amostragem tem o objetivo de avaliar a possível influência de duas fontes de variação no experimento: o meio de produção (centrífuga, com suas particularidades, variabilidades e tolerâncias) e o efeito do tempo sobre os parâmetros (oscilações da temperatura do alumínio e do pacote de aço, umidade, lote do aço dos pacotes de rotores, espessura da camada de azulamento). Não é possível controlar rigorosamente todos os parâmetros de produção no caso de produção em massa, existindo intervalos de tolerância para cada variável. A amostragem buscou representar da melhor maneira possível a população de rotores produzidos, abrindo espaço para a manifestação de fatores influentes não previstos e reduzindo a possibilidade de que os efeitos observados sejam aplicáveis somente a determinada parcela da produção.

Dessa maneira, a amostragem dos 53 rotores utilizados nos ensaios foi realizada da seguinte maneira:

- Bloco I: 12 rotores da “Centrífuga II” retirados dia D_0 às 13h.
- Bloco II: 12 rotores da “Centrífuga II” retirados dia D_0 às 17h.
- Bloco III: 12 rotores da “Centrífuga III” retirados dia D_{0+2} às 13h.
- Bloco IV: 12 rotores da “Centrífuga III” retirados dia D_{0+2} às 16h.
- Bloco de controle do meio de medição: 5 rotores.

Visando eliminar qualquer tipo de viés ou influência do operador do dinamômetro, distribuindo igualmente o efeito da aleatoriedade entre os blocos, as peças foram numeradas alternando os blocos de rotores tratados, inserindo o bloco de controle do meio de medição por último.

- Rotores do Bloco I: 1, 5, 9, 13, 17, 21, 25, 29, 33, 37, 41 e 45.
- Rotores do Bloco II: 2, 6, 10, 14, 18, 22, 26, 30, 34, 38, 42 e 46.
- Rotores do Bloco III: 3, 7, 11, 15, 19, 23, 27, 31, 35, 39, 43 e 47.
- Rotores do Bloco IV: 4, 8, 12, 16, 20, 24, 28, 32, 36, 40, 44 e 48.
- Rotores para controle do meio de medição: 49, 50, 51, 52 e 53.

Com o objetivo de evitar qualquer tipo de viés ou influência, o operador do dinamômetro não recebeu qualquer informação a respeito da amostragem e da numeração das peças, tendo sido instruído a realizar as medições seguindo a numeração dos rotores, em ordem crescente.

Para assegurar que qualquer variação na eficiência do motor seria relativa ao rotor, um estator padrão foi utilizado para todos os rotores nos dois momentos do experimento (antes e depois do tratamento térmico), sendo que o mesmo foi mantido em condições controladas de temperatura e umidade no intervalo entre os dois instantes.

5.2.2 Ferramentas estatísticas

A utilização de ferramentas estatísticas permite, com a realização de um experimento planejado e com número limitado de peças, tirar conclusões a respeito do impacto do tratamento térmico sobre toda a produção deste modelo de rotor. Este texto não tem a pretensão de apresentar as ferramentas estatísticas com detalhe, mas sim de fornecer os subsídios básicos para compreensão dos resultados obtidos.

Os gráficos de intervalos de confiança foram bastante utilizados na análise, representando, com determinado grau de confiança, a média do resultado que será obtida caso 100% das peças possam ser testadas. Os resultados apresentados utilizam um grau de confiança de 95%, o que significa que a média do parâmetro em estudo de toda a produção ficará entre os intervalos superior e inferior do gráfico de intervalos, com 95% de certeza.

A ferramenta mais indicada para a verificação de que um efeito observado é causado por determinado fator é a Análise de Variância (Anova). Apesar de seu nome, o objetivo da ferramenta é analisar diferenças entre médias de dois grupos, e não entre as variâncias dos mesmos. O teste é utilizado para determinar se diferenças observadas entre duas ou mais médias são indicativas de diferenças reais das populações amostradas ou se podem ser atribuídas ao acaso e à variabilidade intrínseca do fator observado [23]. Para que as conclusões extraídas de uma Anova sejam válidas, os seguintes aspectos referentes à amostra devem ser observados:

- Aleatoriedade e independência das amostras: devem ser garantidas por meio do planejamento do experimento e do plano de amostragem;

- Normalidade: os valores obtidos como resultados devem ser distribuídos nos moldes de uma distribuição aproximadamente normal;
- Homogeneidade de variância: as variâncias dos grupos testados devem ser próximas ou iguais.

As verificações da normalidade dos resultados dos testes de eficiência (dinamômetro) antes e depois do tratamento térmico foram realizadas pelo método de Kolmogorov-Smirnov. O resultado indica, com grau de certeza superior a 95%, que os valores são distribuídos seguindo uma distribuição normal. Os gráficos de probabilidade normal e os resultados dos testes de normalidade dos valores de eficiência, antes e depois do tratamento térmico a 520°C, são apresentados, respectivamente, nas figuras 5.5 e 5.6.

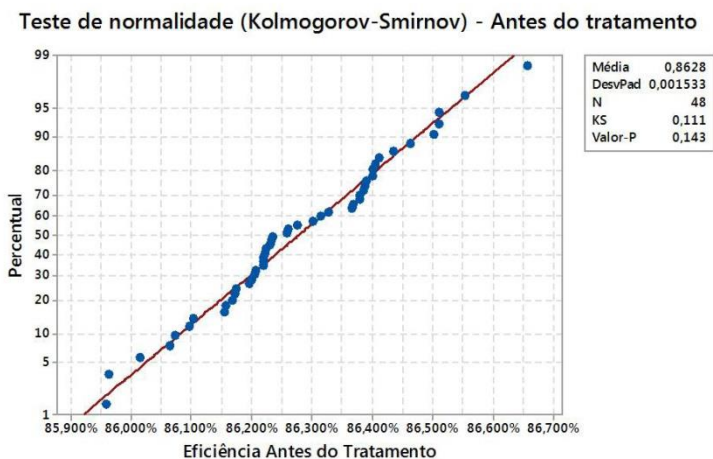


Fig. 5.5 – Gráficos de probabilidade normal - Teste de normalidade dos valores de eficiência pelo método Kolmogorov-Smirnov antes do tratamento.

Teste de normalidade (Kolmogorov-Smirnov) - Depois do tratamento

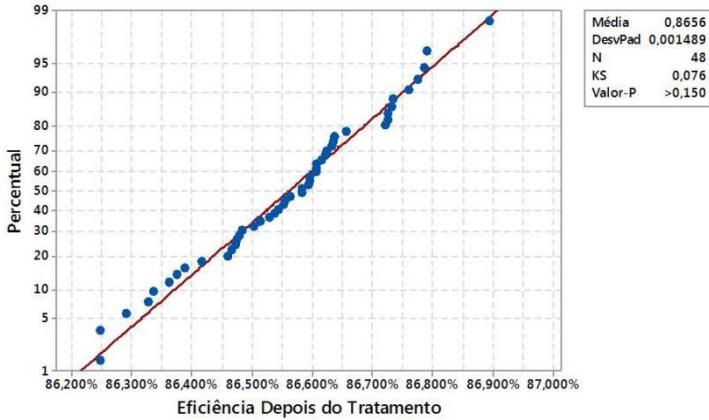
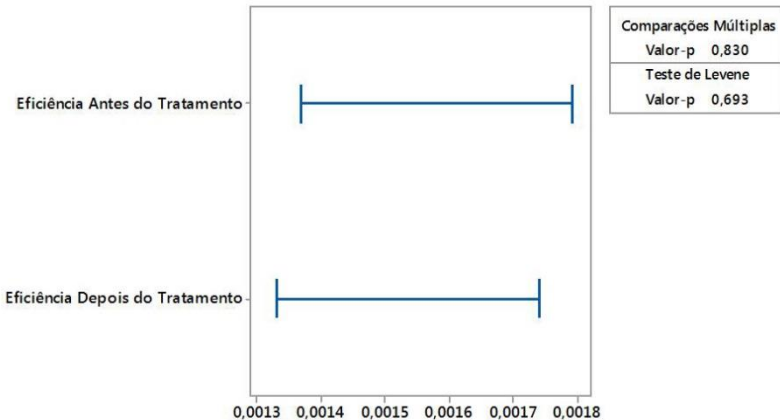


Fig. 5.6– Gráficos de probabilidade normal - Teste de normalidade dos valores de eficiência pelo método Kolmogorov-Smirnov depois do tratamento.

A aplicação do teste de igualdade de variâncias indica, com um nível de confiança de 95%, que as variâncias não são diferentes (ver figura 5.7).

Intervalos de comparação múltipla para o desvio padrão, $\alpha = 0,05$



Se os intervalos não se sobrepuserem, os desvios padrão correspondentes serão significativamente diferentes.

Fig. 5.7 – Teste de igualdade de variâncias da eficiência pré e pós tratamento a 520°C.

Os resultados obtidos na avaliação da amostra indicam a possibilidade da utilização da Anova que, em poucas palavras, consiste na aplicação de um teste de hipóteses no qual os valores das medições serão utilizados para concluir se uma eventual diferença entre a eficiência média antes e depois do tratamento térmico é uma variação real ou se é atribuível à variação aleatória da eficiência dos motores.

Os detalhes matemáticos da análise de variância não serão apresentados neste trabalho, constando amplamente na bibliografia. A hipótese nula da análise de variância (H_0) é a de que as eficiências médias antes e depois do tratamento térmico são iguais, sendo possível afirmar que eventuais diferenças obtidas nas medições são atribuíveis à aleatoriedade.

A probabilidade de significância (“valor-p”), obtida no teste de hipóteses, indicará se deve-se ou não rejeitar a hipótese nula. Caso o “valor-p” seja inferior ao nível de significância α , rejeita-se a hipótese nula, podendo-se afirmar que a diferença de eficiência observada entre os dois instantes é decorrente do tratamento térmico. Caso o “valor-p” seja superior a α , a hipótese nula não poderá ser rejeitada, ou seja, a diferença de eficiência observada entre os dois instantes pode ser atribuída ao acaso. Nos dois casos o nível de confiança será de $(1 - \alpha)$.

O nível de significância adotado neste trabalho foi de 5%, resultando em um grau de confiança de 95% de certeza.

Resumindo:

- Nível de confiança $(1 - \alpha)$: 95%
- Nível de significância (α) : 5%
- Hipótese H_0 : As eficiências médias antes e depois do tratamento térmico são iguais; possíveis diferenças observadas nas medições são fruto da aleatoriedade.
- Se a probabilidade de significância (“valor-p”) $> 0,05$, não se rejeita H_0 .
- Se a probabilidade de significância (“valor-p”) $< 0,05$, H_0 é rejeitada com nível de confiança de 95%.

5.2.3 Variação de instrumento de medição

Tendo em vista a realização de um experimento que envolve a realização de medições em instantes distintos, nas quais décimos de pontos percentuais são relevantes, torna-se imprescindível que cuidados básicos sejam tomados antes que conclusões sejam atingidas com

significância estatística. Tais medidas têm o objetivo de distinguir uma variação real no processo ou produto de uma variação aleatória ou até mesmo determinística, mas não relacionada ao aspecto estudado como, por exemplo, a variação do meio de medição.

Uma das precauções tomadas no estudo em questão foi a inserção de cinco peças de controle entre as peças que passaram pelo tratamento térmico. Estas peças não foram identificadas para o operador do meio de medição com o objetivo de evitar qualquer tipo de tendenciosidade nos resultados. Dessa maneira, somente o autor tinha conhecimento de quais peças passaram pelo tratamento (48 rotores) e quais peças não passaram pelo tratamento e foram inseridas para fins de controle de variabilidade do meio de medição nos dois instantes distintos (5 rotores).

O resultado do teste de variação do instrumento de medição é apresentado no gráfico de intervalos da figura 5.8.

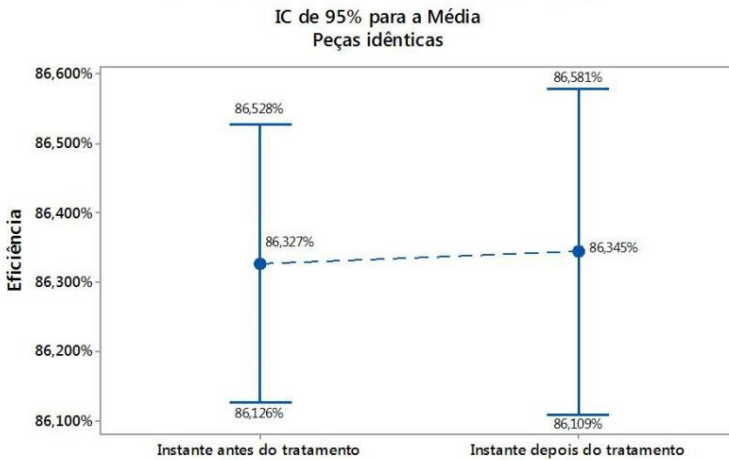


Fig. 5.8 – Resultado do teste de variação do instrumento de medição.

Conforme era esperado de um meio de medição adequado, não houve variação significativa nos resultados obtidos nos dois instantes de medição (instantes antes e depois das peças passarem pelo tratamento).

Foi observada uma variação de 0,018% na eficiência média medida entre os dois instantes dos testes. Adicionalmente, a realização de uma Anova indicou que as médias eram iguais, com intervalo de confiança superior a 95%.

Pode-se afirmar com a realização deste teste que variações de eficiência observadas nas medições não estarão relacionadas à variação temporal de calibração ou operação do sistema de medição.

5.2.4 Análise geral dos resultados

A tabela 5.1 apresenta algumas das estatísticas básicas da amostra de 48 rotores, antes e depois do tratamento térmico a 520°C.

Dados \ Instante	Antes do tratamento Térmico a 520°C	Após o tratamento Térmico a 520°C	Variação absoluta
Eficiência média	86,278%	86,562%	+0,284%
Eficiência máxima	86,657%	86,895%	+0,238%
Eficiência mínima	85,960%	86,248%	+0,288%
Desvio padrão	1,533%	1,489%	-0,044%

Tabela 5.1 – Estatísticas básicas dos rotores centrifugados antes e após o tratamento térmico.

Nota-se que a média da eficiência dos motores sofreu um deslocamento de média de 0,284% após o tratamento a 520°C, valor superior ao obtido no teste exploratório, mas com uma variação dentro do esperado.

A elaboração do gráfico de intervalos para a média indica, com 95% de confiança, que a eficiência média dos motores com os rotores previamente ao tratamento térmico ficaria entre 86,234% e 86,323%. Após o tratamento, a eficiência média passaria para o intervalo entre 86,519% e 86,606%. Deve-se enfatizar que o gráfico apresentado na figura 5.9 demonstra o intervalo em que se espera que o valor da média da eficiência se encontre antes e depois do tratamento, não representando os intervalos dentro dos quais são esperados valores individuais.

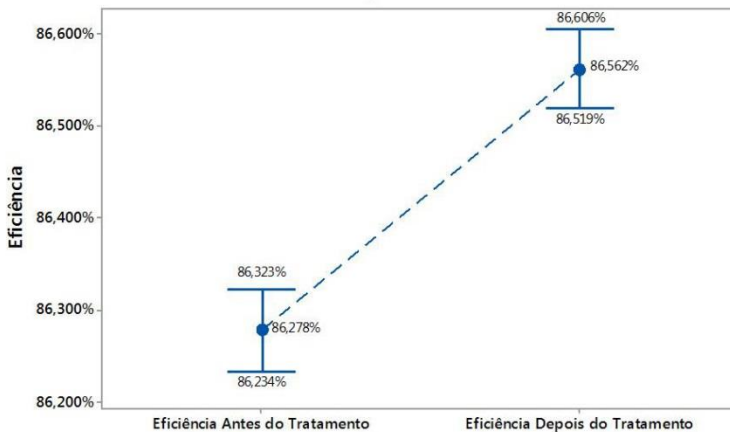


Fig. 5.9 – Gráfico de intervalos de eficiência antes e depois do tratamento a 520°C – Intervalo de confiança de 95%.

A análise de variância realizada indica, com alta significância estatística, que a diferença existente entre as médias não é resultado da variabilidade do processo, existindo uma diferença real entre os dois instantes de medição que, devido à metodologia utilizada, pode ser atribuída à realização do tratamento térmico. Em uma primeira análise foi utilizada uma significância estatística de 5% que, mediante resultado favorável, foi refinada para 1%. A obtenção de um “valor-p” de 0,000 nos permite afirmar que o tratamento térmico de fato alterou a eficiência média dos motores, com uma confiança superior a 99%.

Os histogramas elaborados com os resultados das medições confirmam a distribuição normal dos valores de eficiência, antes e depois do tratamento, ratificando o que já havia sido discutido anteriormente na seção 5.2.2.

O deslocamento de média após o tratamento térmico fica ainda mais claro quando se observam os intervalos de classes extremos dos histogramas apresentados nas figuras 5.10 e 5.11. Observando o extremo inferior dos intervalos de classes nota-se que, antes do tratamento térmico, 13 peças (ou 27,08% da amostra) tinham eficiência abaixo de 86,2%. Após o tratamento térmico a 520°C, nenhum rotor apresentou eficiência abaixo do mesmo valor.

Entre as classes de maior eficiência, é possível observar que previamente ao aquecimento dos rotores não foi realizada nenhuma observação com eficiência superior a 86,7%, enquanto que 10 rotores

(ou 20,83% da amostra) apresentaram resultados em classes superiores a esta após o tratamento térmico.

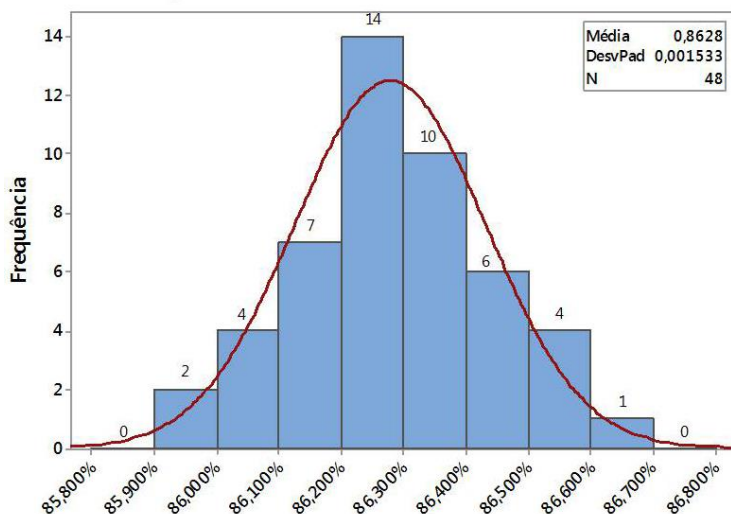


Fig. 5.10 – Histograma de eficiência antes do tratamento térmico a 520°C.

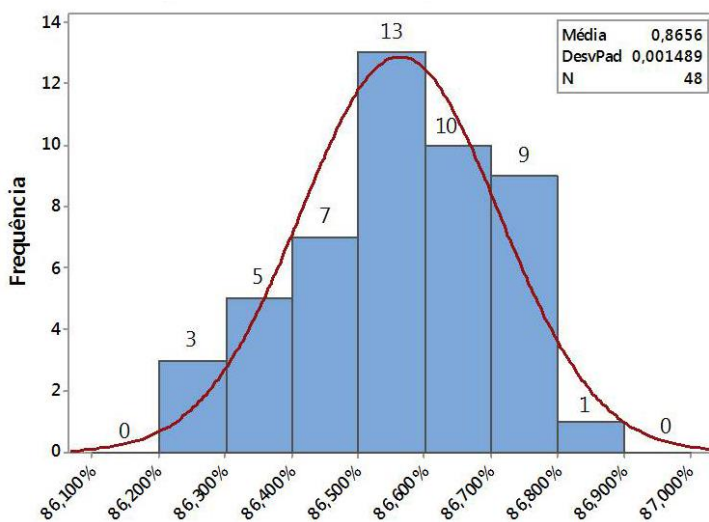


Fig.5.11 – Histograma de eficiência depois do tratamento térmico a 520°C.

O fato das peças terem sido numeradas permite a verificação do comportamento de cada peça individualmente, sendo possível elaborar um histograma de melhoria de eficiência. Assim como os histogramas de eficiência antes e depois do tratamento térmico, os valores de melhoria de eficiência dos motores também apresentam uma distribuição normal, conforme pode ser observado no histograma da figura 5.12.

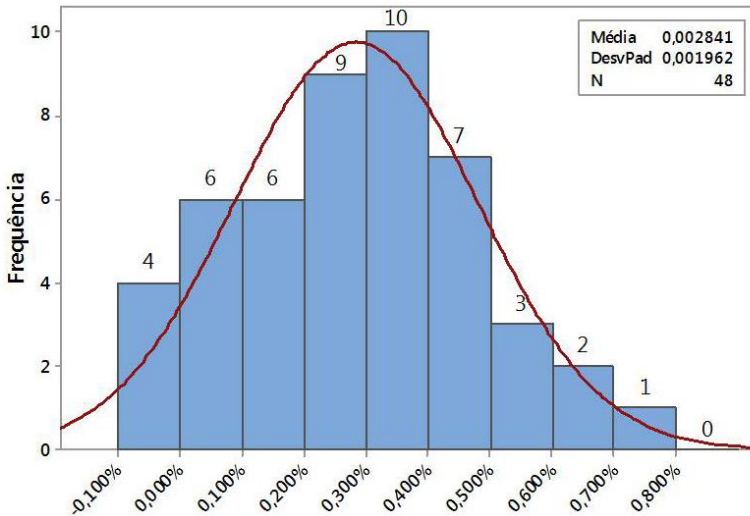


Fig. 5.12 – Histograma de melhoria de eficiência após o tratamento térmico a 520°C.

O rotor que apresentou a maior melhoria na eficiência do motor teve variação positiva de 0,775%. As 4 peças que constam no histograma com variação negativa de eficiência após o tratamento térmico podem ter o resultado atribuído a uma variação, dentro de níveis aceitáveis, do meio de medição entre os dois instantes. O resultado negativo de maior amplitude representou uma redução na eficiência de 0,053%, valor tolerável, quando comparado aos valores de variação positiva observados, e atribuível ao meio de medição. A análise realizada fornece um indicativo de que a variação negativa de eficiência não é atribuível ao tratamento térmico.

5.2.5 Análise temporal e por centrífuga

A primeira análise dos resultados realizada por blocos referiu-se a possíveis diferenças nas melhorias da eficiência dos rotores dependendo da centrífuga na qual haviam sido produzidos. Tendo em vista a possibilidade da produção do modelo estudado em duas das centrífugas do fabricante (“Centrífuga 2” e “Centrífuga 3”), a amostragem coletou metade dos rotores em cada centrífuga. Ao propor a realização de um tratamento térmico em determinado modelo de rotor espera-se que a melhoria na eficiência não dependa do instrumento utilizado na produção.

O gráfico de intervalos obtido na avaliação do resultado do tratamento térmico por centrífuga de produção é apresentado na figura 5.13.

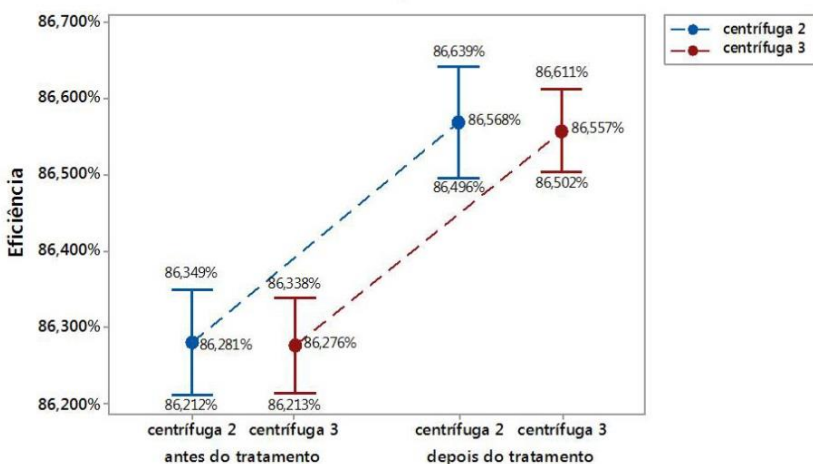


Fig. 5.13 – Avaliação de melhoria de eficiência por centrífuga de produção com intervalo de confiança de 95% para a média.

Como se pode observar, utilizando um intervalo de confiança de 95% para a média da eficiência das peças, a melhoria observada foi a mesma para as duas centrífugas. Os resultados podem ser mais bem avaliados utilizando-se a tabela 5.2.

	Eficiência – Avaliação por centrífuga de produção		
	Média antes do tratamento	Média depois do tratamento	Varição de média
Centrífuga 2	86,281%	86,568%	0,287%
Centrífuga 3	86,276%	86,557%	0,281%

Tabela 5.2 – Avaliação de média de eficiência por centrífuga de produção.

A diferença da variação média de eficiência entre as duas centrífugas foi de apenas seis milésimos de ponto percentual, podendo-se afirmar que, sob as mesmas condições e utilizando-se os mesmos parâmetros de produção, não se observarão diferenças entre os resultados que serão obtidos ao aplicar o tratamento térmico a peças oriundas de diferentes centrífugas. Em outras palavras, a centrífuga utilizada para produção dos rotores não terá influência no resultado de melhoria de eficiência.

A avaliação levou em conta ainda os instantes de produção, sendo esta análise importante devido à impossibilidade de se garantir um processo em que as variáveis serão mantidas totalmente constantes ao longo do tempo. Por exemplo, apesar dos esforços em manter a temperatura do alumínio fundido constante, o material pode sofrer oscilações dentro de tolerâncias pré-estabelecidas. Uma das possíveis fontes de variação do parâmetro é a adição de lingotes do metal, o que reduz temporariamente a temperatura da liga. Outro exemplo seria uma parada inesperada da máquina, o que aumentaria o tempo de espera dos rotores pré-aquecidos, reduzindo a temperatura daqueles que já haviam passado pela esteira de aquecimento e aumentando a temperatura dos que se encontravam dentro da câmara no momento da parada.

O gráfico de intervalos dos lotes nos quatro instantes de produção é apresentado na figura 5.14, com intervalo de confiança de 95% para a média.

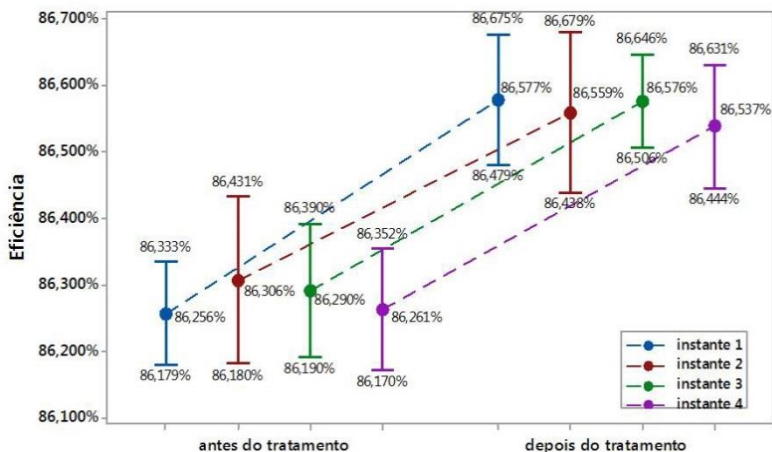


Fig. 5.14 – Avaliação de melhoria de eficiência por instante de produção com intervalo de confiança de 95%.

Nota-se que o resultado do tratamento térmico a 520°C é praticamente o mesmo para todos os instantes de produção. Uma avaliação da média dos resultados revela que a diferença entre a maior e a menor melhoria de eficiência é de 0,068%. Levando em consideração a amplitude da média da melhoria, pode-se afirmar que, nas condições do processo existente, o tratamento térmico apresentará o mesmo resultado para todos os instantes de produção, desde que mantidos os parâmetros e tolerâncias. Apresenta-se um resumo dos resultados obtidos na tabela 5.3.

	Eficiência - Avaliação por instante de produção		
	média antes do tratamento	média depois do tratamento	variação de média
instante 1	86,256%	86,577%	0,321%
instante 2	86,306%	86,559%	0,253%
instante 3	86,290%	86,576%	0,286%
instante 4	86,261%	86,537%	0,276%

Tabela 5.3 – Avaliação de média de eficiência por instante de produção.

5.2.6 Variação de eficiência por quartis pré-tratamento

O fato das peças terem sido numeradas e testadas antes e depois do tratamento térmico permitiu a observação do comportamento individual de cada rotor. Uma observação mais detalhada dos dados aparentava indicar uma maior melhoria no rendimento das peças que apresentavam menor eficiência antes do tratamento. Com o objetivo de verificar a validade dessa observação, as peças foram divididas em quartis conforme a eficiência apresentada anteriormente ao tratamento térmico. Dessa maneira, os 12 rotores de maior eficiência foram agrupados no primeiro quartil, os 12 rotores com eficiência logo abaixo foram agrupados no segundo quartil e assim em diante. O gráfico plotado para observação do comportamento das peças é apresentado na figura 5.15.

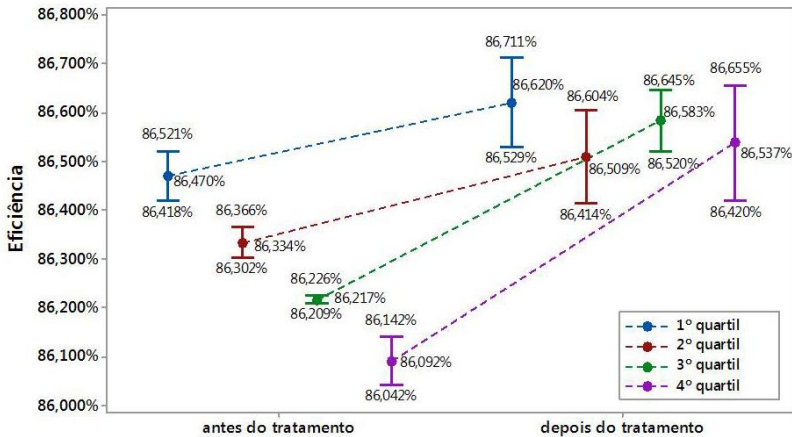


Fig. 5.15 – Gráfico de intervalos por quartis de eficiência pré-tratamento com intervalo de confiança de 95%.

	Aumento da média da eficiência
Primeiro Quartil	0,150%
Segundo Quartil	0,175%
Terceiro Quartil	0,366%
Quarto Quartil	0,445%

Tabela 5.4 – Aumento da média da eficiência por quartil pré-tratamento.

A tabela 5.4 contém um resumo dos resultados médios obtidos para cada quartil. Sua análise juntamente com a figura 5.15 permite afirmar que:

- No caso dos rotores testados, quanto menor a eficiência média anteriormente ao tratamento térmico, maior a melhoria proporcionada pelo mesmo. Os rotores que apresentavam menor eficiência inicial (quarto quartil) tiveram o maior aumento de média (0,445%), enquanto que os rotores de maior eficiência inicial (primeiro quartil) tiveram o menor aumento de média (0,150%).
- A diferença entre os quartis de maior e menor eficiência passou de 0,378% antes do tratamento para 0,111% depois do tratamento, representando uma redução de aproximadamente 70,6%. Após o tratamento as médias ficaram mais próximas, como se um “topo” para a eficiência tivesse sido atingido.

As duas observações realizadas podem ser justificadas pelo comportamento assintótico da eficiência em relação a valores altos de resistências interbarras, conforme explicado no capítulo 2.

As evidências obtidas indicam que o processo de fabricação estudado produz uma parcela de peças que, mesmo sem passar pelo tratamento térmico, têm valores de resistência interbarras altos o suficiente para que as perdas interbarras atinjam a assíntota a partir da qual o aumento da resistência ferro-gaiola não representará melhoria na eficiência do motor. As peças que, por algum motivo, apresentem maior contato entre a gaiola e o pacote de aço estarão nos quartis inferiores e se beneficiarão do tratamento térmico, com sua eficiência se aproximando da eficiência das peças que desde o início apresentavam um descolamento adequado da gaiola. Em outras palavras, gaiolas mais coladas ao aço tendem a apresentar uma melhoria maior, existindo um topo de eficiência já atingido por rotores que originalmente contavam com um descolamento adequado.

Uma observação semelhante foi realizada por Williamson [14] ao estudar a efetividade do choque térmico em rotores logo após a injeção de alumínio. Segundo o autor, há motivos para acreditar que o choque térmico é efetivo em remover pontos de baixa resistência ferro-gaiola. Tendo em vista que tanto o tratamento térmico quanto o choque térmico baseiam-se na diferença do coeficiente de dilatação do alumínio e do

ação elétrico, pode-se afirmar que foram obtidas evidências de que a observação realizada por Williamson também se aplica a este caso.

Uma das aplicações práticas desta observação é a possibilidade de realizar o tratamento térmico em lotes de produção que reconhecidamente apresentem eficiência abaixo do esperado. Essa abordagem é possível por meio da realização de testes amostrais de eficiência nos lotes de produção, aplicando o tratamento àqueles que apresentarem valores de eficiência inferiores aos esperados.

5.3 MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA INTERBARRAS

Tendo conhecimento da efetividade do tratamento térmico a 520°C na melhoria da eficiência média do motor testado, partiu-se para a avaliação de seu efeito nos valores de resistência interbarras.

O interesse maior da avaliação realizada não eram os valores absolutos das resistências interbarras, mas sim na variação decorrente do tratamento térmico.

5.3.1 Descrição do experimento

Para verificação dos efeitos do tratamento térmico na resistência interbarras foram coletados 18 rotores em um mesmo instante de produção, com posterior separação aleatória em dois grupos. Um dos grupos passou pelo tratamento térmico a 520°C durante 3,5 horas, enquanto que o outro permaneceu inalterado. Tendo em vista que a literatura afirma existir uma variação não determinística da resistência interbarras em rotores nominalmente iguais e até mesmo entre barras vizinhas do mesmo rotor, cada medição foi considerada independente das demais. Dessa maneira, uma vez que as medições são realizadas entre barras vizinhas e o modelo de rotor estudado tem 28 barras, foram realizadas 252 medições em peças tratadas e o mesmo número de observações em rotores não tratados.

A mesma preparação das peças para as medições foi aplicada aos dois grupos, tendo sido removidos os anéis de curto-circuito por meio de usinagem, seguida da remoção de duas lâminas superiores e duas lâminas inferiores dos rotores, de acordo com o procedimento já descrito na seção 3.2.1. As figuras 5.16 e 5.17 apresentam os rotores já sem os anéis de curto-circuito, antes e depois da remoção das lâminas superiores e inferiores.



Fig. 5.16 – Perfil dos rotores após a usinagem dos anéis de curto-circuito, antes e depois da retirada de 2 lâminas superiores e inferiores.



Fig. 5.17 – Vista superior dos rotores antes e depois da retirada de 2 lâminas superiores e inferiores.

Após a retirada das lâminas superiores e inferiores, a preparação dos rotores foi concluída com o polimento da superfície da seção das barras com o auxílio de uma lima fina, com o objetivo de remover resíduos da usinagem e outros contaminantes externos. Os perfis dos terminais utilizados para medição da resistência interbarras pode ser observado na figura 5.18.

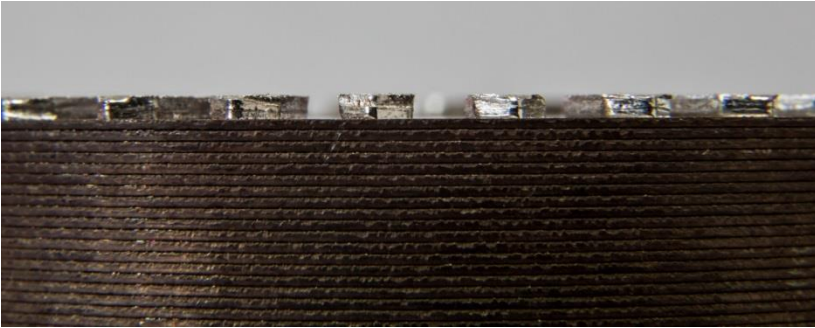


Fig. 5.18 – Terminais das barras, após a preparação do rotor para medições.

Para alimentação do circuito foi utilizada uma fonte estabilizada de tensão contínua. A medição de resistências na escala de miliohms e, possivelmente, micro-ohms, faria com que as correntes de trabalho se tornassem excessivamente altas, fato que além de levar à necessidade da utilização de fontes de alimentação especiais poderia causar o aquecimento dos rotores. O problema foi contornado com a utilização de resistores de proteção em série com a fonte de tensão, em uma configuração que resultou em uma resistência de $10,0 \Omega$ e potência máxima admissível de 40 W . Essa prática trouxe os seguintes benefícios: limitou a corrente de trabalho; reduziu a exigência sobre a fonte de tensão; permitiu a realização de medições em escalas mais adequadas; evitou o aquecimento dos rotores durante a realização dos ensaios; e aumentou a segurança geral durante a realização do procedimento. A utilização dos resistores de proteção não afeta o resultado obtido, uma vez que as medições de tensão são realizadas diretamente nos terminais das barras dos rotores.

A fonte estabilizada de tensão foi ajustada para fornecer uma tensão contínua de $15,50 \text{ V}_{\text{DC}}$, resultando em uma corrente de curto circuito medida de $1,551 \text{ A}$ com a utilização da proteção de $10,0 \Omega$.

Cabos de cobre foram conectados diretamente aos instrumentos de medição, sendo que os terminais que entrariam em contato com os rotores foram soldados em contatos planos inoxidáveis de baixa resistência. Os contatos planos foram então presos sob pressão aos terminais expostos das barras dos rotores. As alternativas de menor resistência de contato avaliadas se mostraram inviáveis devido às características do estudo e dos rotores escolhidos.

A soldagem dos terminais dos cabos às barras de alumínio foi descartada, uma vez que poderia dilatar mais uma vez as barras devido à alta temperatura necessária para soldagem cobre-alumínio, podendo

alterar o resultado do estudo que avalia justamente os efeitos da realização de um tratamento térmico.

A utilização de parafusos para fixação direta dos terminais dos cabos às barras de alumínio foi descartada devido às dimensões dos rotores e à pequena seção transversal das barras. No caso de fixação por meio de parafusos, entende-se que a deformação que seria causada no alumínio (um metal altamente maleável) alteraria o contato existente entre o pacote de lâminas e as barras, introduzindo uma distorção inaceitável nos resultados que seriam obtidos. A utilização de parafusos para fixação de terminais elétricos deve ficar restrita à avaliação de motores de maior porte.

Uma avaliação realizada por Englebretson [13] revela que são obtidos resultados idênticos por meio da conexão dos terminais de corrente às barras com a utilização de bananas ou parafusos de fixação. Entende-se que tal resultado ocorre devido à realização de uma medição indireta da resistência, na qual são medidas a corrente injetada e a tensão entre os terminais opostos aos da injeção de correntes.

O instrumento utilizado nas medições de corrente foi o multímetro da marca Fluke, modelo 87V, enquanto que para as medições de tensão nos terminais das barras foi utilizado o multímetro da marca Agilent, modelo 34410A. A configuração utilizada pode ser observada na figura 5.19.



Fig. 5.19 – Instrumentos utilizados para medição da resistência interbarras.

Todas as medições foram realizadas à temperatura ambiente, condição também adotada por Dorrel [8] e Gersh [16]. As medições foram realizadas rapidamente e com a utilização de uma corrente moderada ($1,5A \pm 5\%$) com o objetivo de se evitar o aquecimento das barras, conforme sugerido por Englebretson [13]. A variação da temperatura tem grande influência nos valores de resistência interbarras, sendo essencial a realização de medições a mesmas temperaturas no caso de estudos comparativos. A influência da temperatura justifica-se não somente pela variação da resistividade dos materiais, mas também pela possível alteração da área de contato entre as barras e as lâminas de aço devido à diferença nos coeficientes de dilatação.

A cada medição foram realizadas observações da corrente (entrando em uma barra e saindo pelo terminal oposto da barra vizinha) e da tensão entre os terminais opostos aos terminais de corrente, conforme procedimento exposto na seção 3.2.2. A resistência interbarras utilizada na análise dos resultados é, então, obtida por meio do quociente entre tensão e corrente.

5.3.2 Ferramentas estatísticas

Conforme descrito anteriormente, a escolha da ferramenta estatística para análise de resultados depende de uma análise prévia da amostra colhida. A primeira verificação realizada nos valores de resistência interbarras referiu-se à normalidade da amostra, para verificação da possibilidade da utilização da análise de variância. Os gráficos de probabilidade normal e os resultados dos testes de normalidade dos valores de resistência interbarras de rotores não tratados e tratados são apresentados, respectivamente, nas figuras 5.20 e 5.21.

Teste de normalidade (Kolmogorov-Smirnov) - Peças não tratadas

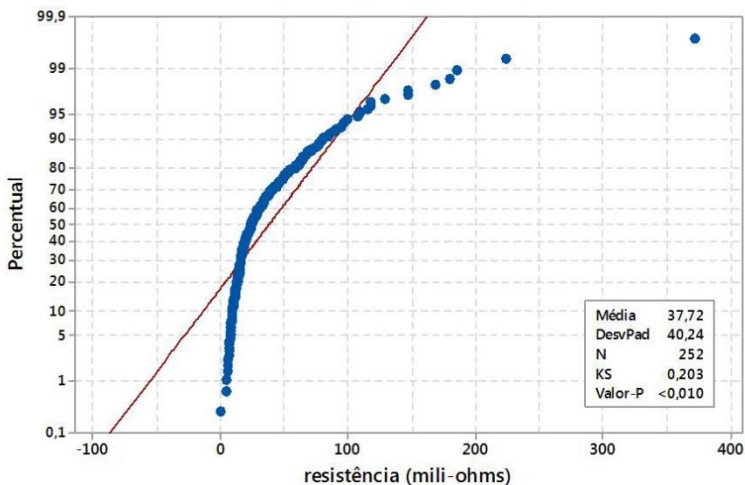


Fig. 5.20 – Gráficos de probabilidade normal - Teste de normalidade dos valores de resistência interbarras pelo método Kolmogorov-Smirnov – Rotores não tratados.

Teste de normalidade (Kolmogorov-Smirnov) - Peças tratadas

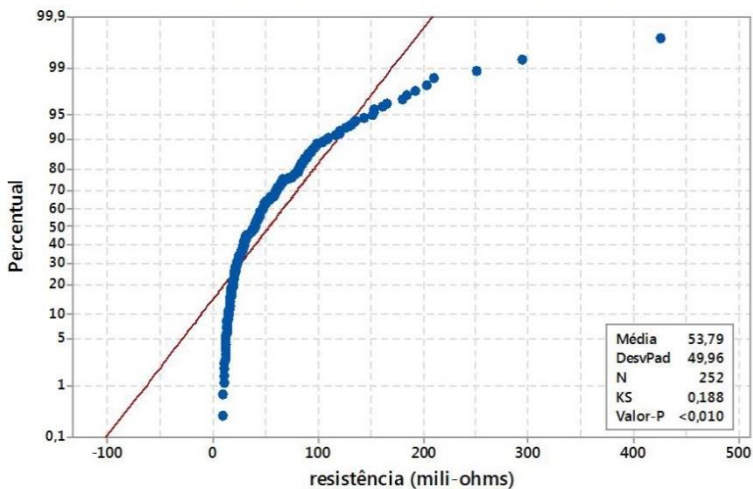


Fig. 5.21 – Gráficos de probabilidade normal - Teste de normalidade dos valores de resistência interbarras pelo método Kolmogorov-Smirnov – Rotores tratados.

Os testes realizados indicam que as amostras não apresentam distribuição normal, violando um dos pressupostos para utilização da análise de variância. No entanto, a literatura reconhece a Anova como sendo um teste bastante robusto em relação a distanciamientos não muito grandes da distribuição normal, especialmente no caso de amostras grandes [24].

Ao analisar o histograma gerado para os valores de resistência, nota-se que o distanciamento gerado em relação à normalidade refere-se à não existência da cauda esquerda da curva normal, justificada pela impossibilidade da existência de resistências negativas (para melhor compreensão, observe as figuras 5.22 e 5.23). Conforme citado anteriormente, por se tratar de um contato metal-metal, os valores de resistência são extremamente baixos, fazendo com que os valores obtidos se aproximem de zero (na escala utilizada) e resultando neste distanciamento da curva normal.

Observa-se ainda que a distribuição das amostras é bastante semelhante antes e depois do tratamento térmico, o que aliado ao fato de terem sido realizadas 252 medições em cada caso (amostra relativamente grande), concede a possibilidade da utilização da análise de variância sem grandes distorções no resultado.

O teste não paramétrico de Kruskal-Wallis também foi aplicado, com o objetivo de evitar possíveis dúvidas quanto à validade das conclusões da análise de variância. Trata-se de um teste menos restritivo do que a Anova, indicado para os casos em que o pressuposto da normalidade da amostra é violado [24]. A lógica a ser aplicada na análise dos resultados desse teste é a mesma da análise de variância. No entanto, ao invés de tirar conclusões referentes às médias das amostras, chega-se a conclusões referentes à igualdade ou diferença das medianas das amostras.

5.3.3 Resultados

Apresenta-se na tabela 5.5 um resumo dos dados obtidos nas medições realizadas. Conforme já citado na descrição do ensaio, tomou-se o cuidado em tentar manter a corrente sem grandes variações, em $1,5A \pm 5\%$. A corrente foi escolhida por ser baixa o suficiente para evitar o aquecimento do rotor (com a realização de medições rápidas) e alta o suficiente para resultar em tensões mensuráveis (a menor tensão medida foi de 6,218 mV).

Dados	Peças não tratadas	Peças tratadas
Corrente máxima	1,552 A	1,553 A
Corrente média	1,545 A	1,543 A
Corrente mínima	1,494 A	1,491 A
Tensão máxima	556,4 mV	634,02 mV
Tensão média	58,027 mV	82,641 mV
Tensão mínima	6,218 mV	14,327 mV

Tabela 5.5 – Resumo de valores de tensão e corrente medidos.

As medições realizadas demonstraram que os rotores que passaram pelo tratamento térmico apresentam uma resistência interbarras média 42,6% superior ao observado em rotores não tratados. Nota-se ainda que os valores de resistência interbarras mínimo e máximo são também mais elevados nas peças tratadas. As diferenças podem ser observadas com mais detalhes na tabela 5.6.

Instante Dados	Rotores não tratados	Rotores tratados a 520°C	Variação relativa
Resistência média	37,719 mΩ	53,789 mΩ	+42,6%
Resistência máxima	372,423 mΩ	425,231 mΩ	+14,2%
Resistência mínima	4,017 mΩ	9,249 mΩ	+130,2%

Tabela 5.6 – Resistência interbarras de peças tratadas a 520°C e não tratadas.

É importante ressaltar mais uma vez que, conforme exposto em seções anteriores, a simples informação de que o tratamento térmico é eficaz em elevar a resistência interbarras de rotores centrifugados não é suficiente para que se tirem conclusões a respeito de seus efeitos sobre a eficiência dos motores. Apesar de não ser o caso dos motores estudados, o aumento da resistência ferro-gaiola poderia até mesmo levar a uma redução na eficiência do motor, caso a resistência inicial fosse mais baixa do que o valor referente ao ponto de máximo de perdas interbarras.

Deve-se ainda ressaltar que os valores apresentados nesta seção referem-se aos valores de resistência obtidos nas medições, diferentemente do obtido em parcela da literatura, que leva em conta o valor da resistência por unidade de comprimento. A decisão por manter os valores conforme medidos deve-se ao interesse na variação obtida entre os dois instantes, e não nos valores por si só.

Nas figuras 5.22 e 5.23 são apresentados os histogramas dos valores de resistência interbarras medidos, classificando-os em intervalos de classe. Nota-se que as distribuições não são normais, existindo uma assimetria nas curvas devido ao fato dos valores de resistências serem baixos e pela impossibilidade da existência de valores negativos (conforme discutido anteriormente na seção referente às ferramentas estatísticas utilizadas na análise).



Fig. 5.22 – Histograma de valores de resistência interbarras - Peças não tratadas

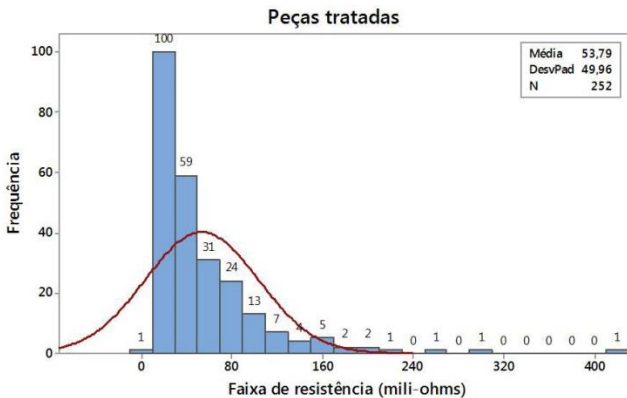


Fig. 5.23 – Histograma de valores de resistência interbarras - Peças tratadas a 520°C

O gráfico de intervalos pode ser observado na figura 5.24 e revela, com nível de confiança de 95%, que o valor da resistência interbarras média de peças que não passaram pelo tratamento ficará entre 32,727 mΩ e 42,711 mΩ, enquanto que em peças tratadas o valor ficará entre 47,590 mΩ e 59,988 mΩ.

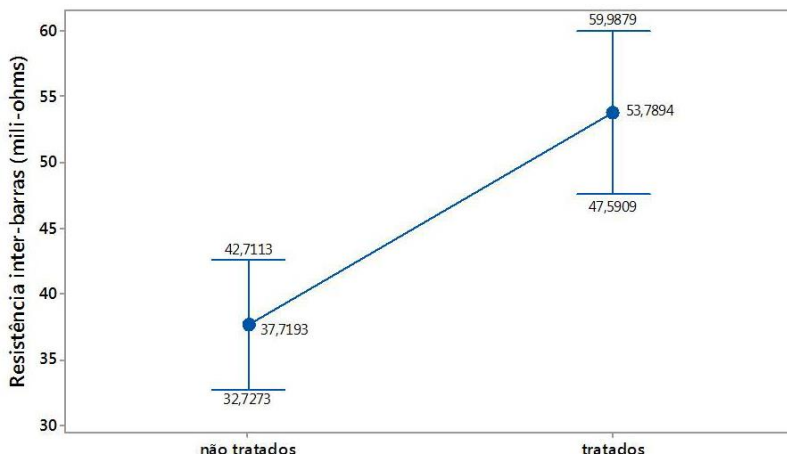


Fig. 5.24 – Gráfico de intervalos com intervalo de confiança de 95% para a média da resistência interbarras, antes e depois do tratamento térmico.

A análise de variância realizada indica, com grau de confiança superior a 95% (“valor-p” de 0,000), que a diferença entre os dois instantes de medição não podem ser atribuídas à variabilidade natural do parâmetro medido. Pelo fato das peças terem sido retiradas no mesmo instante de fabricação e terem sido submetidas ao mesmo procedimento (com exceção do tratamento térmico), conclui-se que a diferença é decorrente do processo de aquecimento do rotor acabado.

O teste não paramétrico de Kruskal-Wallis também foi aplicado, visando eliminar possíveis dúvidas quanto à validade das conclusões obtidas devido à distribuição não normal da amostra. O teste revela existir uma diferença real entre as medianas das amostras antes e depois do tratamento, sendo que esta diferença não pode ser atribuída à variação natural do parâmetro, com nível de confiança superior a 95% (“valor-p” de 0,000). Os resultados da análise de variância e do teste de Kruskal-Wallis são apresentados nos apêndices B e C, respectivamente.

5.4 CONCLUSÕES DESTE CAPÍTULO

Ao iniciar as conclusões deste capítulo é necessário ressaltar que os resultados obtidos referem-se ao modelo de rotor estudado, produzido sob as condições de processo de seu fabricante. Ao analisar outros modelos de rotores centrifugados ou peças produzidas em outras condições, torna-se necessária a reavaliação dos resultados, sendo possível, no entanto, seguir a mesma metodologia aplicada neste trabalho.

Deve-se ainda ressaltar a importância do trabalho experimental e da análise estatística dos resultados obtidos no caso de um processo de produção em massa. Modelos analíticos e computacionais devem ser utilizados de maneira complementar, e não excludente na avaliação das perdas interbarras.

O planejamento cuidadoso do experimento e da amostragem, bem como o uso de ferramentas adequadas na análise dos resultados mostrou-se de grande importância para a validade das conclusões obtidas. O acaso e uma amostragem não efetiva na representação da realidade da população de rotores poderiam levar a conclusões enganosas. No caso, por exemplo, de somente terem sido selecionados os rotores de maior eficiência na amostragem, o deslocamento de eficiência média obtido poderia ter sido nulo ou muito próximo de zero.

O teste exploratório do tratamento térmico a 450°C dos rotores centrifugados confirmou o resultado obtido anteriormente na avaliação do fabricante, sendo este o motivo pelo qual somente os rotores injetados passam por esta etapa na linha de produção. Esta temperatura é efetiva em aumentar a eficiência de rotores injetados, sendo ainda a temperatura mais alta a que se pode aquecer este tipo de rotor sem a formação de defeitos nos anéis de alumínio causados pela expansão dos gases contidos no metal sólido. Tais fatos são justificados pela maior aderência da gaiola ao pacote de lâminas e pela maior porosidade (menor densidade) do alumínio em peças injetadas sob pressão.

O teste exploratório e o ensaio completo a 520°C permite afirmar que a maior densidade do alumínio nos modelos centrifugados faz com que os rotores suportem essa temperatura (70°C mais elevada do que a aplicada aos rotores injetados). Nenhum dos rotores tratados apresentou defeitos como bolhas ou deformidades nos anéis de curto-circuito. No entanto, sugere-se uma inspeção cuidadosa dos rotores no caso da aplicação do tratamento a 520°C a outros modelos ou processos de fabricação, até que seja certificada a ausência de deformidades.

A realização de testes a temperaturas superiores seria possível, mas por se tratar de um ambiente de produção em massa, entende-se ser mais adequada a manutenção de uma margem de segurança em relação aos valores que podem ser obtidos no diagrama de fases do alumínio.

O instrumento de medição de eficiência utilizado pelo fabricante se mostrou adequado para as avaliações realizadas, não apresentando diferenças significativas entre medições realizadas em instantes diferentes. A utilização de um estator padrão mantido em condições controladas é essencial para evitar a variação nos resultados.

O tratamento térmico elevou a eficiência média de 86,278% para 86,562%, representando uma melhoria absoluta de 0,284%. A melhoria é real e atribuível ao tratamento efetuado, com nível de confiança de 95%. Foi verificado ainda o aumento das eficiências mínima e máxima observadas.

Considerando que as perdas suplementares em um motor de pequeno porte ficam tipicamente na faixa dos 2% [13], o resultado obtido é tido como relevante. A peça de maior variação após o tratamento térmico apresentou um ganho de eficiência de 0,775%, o que demonstra o potencial de incremento no rendimento do motor.

Os estudos realizados demonstraram não haver diferenças entre os resultados obtidos em rotores fabricados nas duas diferentes centrífugas de produção deste modelo ou entre dois instantes distintos de produção. Esta informação é de grande relevância no caso da aplicação industrial do tratamento.

O maior ganho de eficiência foi verificado nas peças de menor eficiência inicial, sendo que a diferença entre as médias dos quartis de maior e menor eficiência foi reduzida em 70,6%. Tendo em vista a observação de um topo para a eficiência, tem-se um forte indicativo de que as perdas interbarras encontram-se próximas ao nível mínimo, caracterizado pelo comportamento assintótico das perdas em relação à resistência interbarras. Acredita-se que uma parcela dos rotores produzidos pelo fabricante pelo método de centrifugação já apresenta, mesmo sem o tratamento térmico, uma resistência interbarras alta o suficiente para atingir a assíntota na qual o aumento da isolamento não representará ganhos. A hipótese de que os rotores testados encontram-se no trecho 4 da figura 2.2 é reforçada pelo fato das medições da resistência interbarras terem revelado um incremento de 42,6% na resistência interbarras média após o tratamento térmico, variação significativamente superior ao incremento de 0,284% na eficiência média.

As medições realizadas revelaram um incremento de 42,6% na resistência interbarras média com a realização do tratamento térmico, sendo indicada uma diferença real tanto na média (pela análise de variância) quanto na mediana (pelo teste de Kruskal-Wallis). Ressalta-se mais uma vez que somente a medição da resistência interbarras não é suficiente para que se tire conclusões a respeito dos efeitos na eficiência do motor, sendo indispensável a realização de um teste de confirmação, seja ele de dinamômetro ou equivalente.

Os testes realizados não permitem tirar conclusões firmes a respeito da hipótese levantada pela literatura de que o tratamento térmico seria capaz de reduzir o desbalanceamento de forças (“*unbalanced magnetic pull*” - UMP) pela eliminação de pontos de baixa resistência de contato entre o alumínio e o pacote de lâminas. A hipótese é parcialmente correta, uma vez que houve um aumento na resistência mínima encontrada. No entanto, observou-se também uma elevação da resistência máxima, fazendo com que não haja redução no desvio padrão do parâmetro estudado. Tendo em vista que o UMP é causado pela diferença de resistência entre as barras do mesmo rotor, entendemos que são necessários estudos adicionais para a obtenção de conclusões confiáveis.

Por fim, entende-se que, desde que avaliados o custo e a disponibilidade de recursos (mão de obra e tempo de forno), bem como o tempo de linha disponível, a execução do tratamento térmico nos rotores centrifugados é viável e efetiva nas seguintes ocasiões:

- No caso geral em que se tenha interesse em aumentar a eficiência média dos motores para melhoria do produto;
- No caso específico em que seja possível combinar o tratamento térmico com outras técnicas de aumento de eficiência para que seja possível reduzir o custo com matéria prima (cobre), desde que avaliados os demais impactos no motor;
- No caso específico em que se tenha interesse em realizar a recuperação de determinados lotes de menor eficiência, detectados por meio do controle de qualidade amostral.

6. CONCLUSÕES

Os testes de dinamômetro confirmaram que a realização do tratamento térmico a 450°C em rotores centrifugados não leva à melhoria de eficiência dos motores. A observação realizada é decorrente das diferenças entre os processos de fabricação, que fazem com que os rotores centrifugados apresentem originalmente valores maiores de resistência interbarras e eficiência final. Conforme exposto nos capítulos anteriores, o processo de centrifugação dispensa a aplicação de alta pressão no alumínio fundido, resultando em um maior descolamento da gaiola em relação ao pacote de lâminas de aço elétrico e, conseqüentemente, em uma maior isolamento das barras.

Apesar da maior temperatura recomendada para realização do tratamento térmico em rotores injetados ser de 450°C devido à formação de bolhas e deformidades nos anéis de alumínio, os rotores centrifugados suportaram a temperatura de 520°C, não sendo observada nenhuma anomalia nas peças testadas. A utilização da temperatura de 520°C, pouco mais de 15% superior à recomendada para rotores injetados, somente foi possível devido à maior densidade do alumínio, proporcionada pelo perfil de resfriamento e solidificação da centrifugação. Além da ação da força centrífuga expulsar parte das bolhas de gases contidas no alumínio fundido, a solidificação radial do alumínio de fora para dentro e de baixo para cima faz com que sempre haja alumínio fundido para compensar a contração causada pelo resfriamento.

O tratamento proposto foi efetivo no aumento do rendimento elétrico dos rotores centrifugados, elevando a eficiência média em 0,284%, sendo ainda efetivo no aumento da eficiência mínima e máxima observados na amostra. Nota-se que as maiores alterações ocorrem nos rotores de menor eficiência inicial, tendo atingido 0,775% em uma das peças testadas. Os rotores de maior eficiência inicial não sofreram grandes alterações, uma vez que o descolamento da gaiola proporcionado pelo processo de centrifugação fez com que a resistência interbarras atingisse o valor assintótico das perdas dessa natureza.

Os ensaios foram realizados cuidadosamente, seguindo os critérios defendidos pela teoria do planejamento de experimentos. Os resultados obtidos contam com nível de confiança de, pelo menos, 95%, sendo essa confiança essencial ao se propor qualquer alteração em um processo de produção em massa. Deve-se ressaltar mais uma vez que os resultados obtidos referem-se especificamente ao modelo de rotor avaliado, produzido sob as condições de processo aplicadas pelo

fabricante que os cedeu. Novos testes deverão ser realizados no caso de outros modelos de rotores e outros processos de fabricação, mas a metodologia utilizada nesse trabalho pode ser aplicada, com as adaptações necessárias a cada caso.

A medição da resistência interbarras antes e depois do tratamento térmico a 520°C confirmou a elevação do valor médio da resistência interbarras (incremento de 42,6%). Ratifica-se que, devido ao comportamento não intuitivo das perdas em função da resistência ferro-gaiola apresentado no capítulo 2, o simples conhecimento da elevação da resistência interbarras não é suficiente para a obtenção de conclusões confiáveis relativas à eficiência dos motores. Neste sentido, os ensaios de dinamômetro foram essenciais.

A realização de ensaios experimentais se mostrou de grande importância no estudo das perdas interbarras. O grande número de variáveis influentes e a variabilidade intrínseca da resistência interbarras fazem com que a realização de medições em rotores reais seja tida como essencial até mesmo pelos autores de modelos analíticos e computacionais. Seu comportamento probabilístico e não determinístico faz com que os modelos devam ser utilizados para a obtenção de diretrizes qualitativas, não sendo possível afirmar existir um valor exato. Os modelos e ensaios experimentais devem, portanto, ser utilizados de maneira complementar, e não excludentes.

Deve-se ainda ressaltar a qualidade do processo de centrifugação do fabricante dos rotores testados. Mesmo sem a realização de qualquer processo de melhoria de resistência interbarras, o processo produz peças com isolamento adequado, com parte da produção atingindo o valor assintótico das perdas interbarras previsto por Odok. Nesse caso, o tratamento térmico pode ser utilizado para melhorar as peças de menor rendimento, existentes devido à variabilidade da resistência ferro-gaiola, ou para tratar lotes de menor eficiência, detectados por meio do controle de qualidade amostral.

No caso de rotores centrifugados de menor rendimento, o tratamento térmico pode ser considerado como uma alternativa de ganho de eficiência, podendo ser utilizado para a melhoria do produto e/ou redução do custo com matéria prima (principalmente cobre). Muitos fabricantes produzem tanto rotores injetados quanto centrifugados, já possuindo fornos/estufas para o tratamento de seus rotores injetados. No caso de haver capacidade ociosa dos mesmos, o custo da realização do tratamento térmico de rotores centrifugados será basicamente o custo do gás/eletricidade utilizada nos fornos. Nesse caso, a relação custo

marginal versus benefício pode ser interessante, mesmo que uma parcela da produção já apresente os valores assintóticos das perdas interbarras.

Como sugestões para continuidade do trabalho, são sugeridos os seguintes temas:

- A realização de ensaios controlados para o estudo da correlação de cada variável de processo e/ou projeto no valor final de resistência interbarras, buscando a definição de uma faixa de valores teórica para o parâmetro, dadas as condições de fabricação;
- A avaliação dos efeitos da variabilidade da resistência interbarras no desbalanceamento de forças no motor;
- A comparação dos resultados obtidos computacionalmente e por meio de ensaios de dinamômetro, variando a resistência interbarras por meio da realização do tratamento térmico.

REFERÊNCIAS

- [1] ODOK, A.M, Stray Losses and Stray Torques in Induction Machines. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, Volume 77, pp 43-53, 1958.
- [2] RAO, V.S.; BUTLER, O.I., Stray Losses of Polyphase Cage-Induction Motors with Particular Reference to the Condition of Imperfect Rotor-Bar-Iron Insulation. Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, Volume 116, Issue 5, pp 737-751, 1969.
- [3] WILLIAMSON, S.; POH, C.Y., The effect of Interbar Currents in a Permanent Split Capacitor Motor. IEEE Transactions on Industry Applications, Vol.42, n^o2, pp 423-428, 2006
- [4] WILLIAMSON, S.; POH, C.Y., Inter-bar Currents in Cage Induction Motors. IEEE Proceedings – Electric Power Applications, Volume 152, Issue 5, pp 1106-1112, 2005.
- [5] WILLIAMSON, S.; SMITH, A.C., Equivalent circuits for cage induction motors with inter-bar currents. IEEE Proceedings – Electric Power Applications, Volume 149, Issue 3, pp 173-183, 2002.
- [6] WILLIAMSON, S.; SMITH, A.C., A Unified Approach to the Analysis of Single Phase Induction Motors. IEEE Transactions on Industry Applications, vol.35, n^o4, pp 837-843, 1999.
- [7] ENGLEBRETSON, S.C; KIRTLEY, J.L, Induction Motor Stray Losses and Inter-bar Currents. ICEM 18th International Conference on Electrical Machines, 2008, Paper ID 1322.
- [8] DORREL, D.G.; MILLER, T.J.E; RASSMUSSEN C.B., Inter-bar currents in induction machines. IEEE Industry Applications Conference, pp 729-736, 2001
- [9] CHRISTOFIDES, N., Origins of Load Losses in Induction Motors with Cast Aluminium Rotors. Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, vol.112, n^o12, pp. 2317-2332, 1965

[10] SILVA, C.A., Uma Nova Modelagem Para o Cálculo das Correntes Interbarras em Motores de Indução de Gaiola. Florianópolis, 2001. Tese de Doutorado, UFSC.

[11] WILLIAMSON, S.; LAITHWAITE, E.R., Generalised Harmonic Analysis for the Steady-State Performance of Sinusoidally-Excited Cage Induction Motors. IEEE Proceedings: Electric Power Applications, Vol.132, nº3, pp 157-163, 1985.

[12] WILLIAMSON, S., Power-Factor Improvement in Cage-Rotor Induction Motors. IEEE Proceedings: Electric Power Application, Vol.130, nº2, pp. 121-129, 1983

[13] ENGLEBRETSON, S.C., Induction Machine Stray Loss from Inter-bar Currents. Tese de Doutorado, Massachusetts Institute of Technology, 2009

[14] WILLIAMSON, S.; POH, C.Y., Estimation of the Inter-Bar Resistance of a Cast Cage Rotor. IEEE Transactions on Industry Applications, Vol.40, pp 558-564, 2004.

[15] IRIBARNEGARAY, L.S; ROMÁN, J.M, Critical Review of the Analytical Approaches Accounting for Interbar Currents and Experimental Study of Ageing in Two-Speed Asynchronous Motors for Elevator Drives. IEEE Proceedings – Electric Power Applications, Vol. 152, pp. 72-80, 2005.

[16] GERSH, D.; SAMUELSON, A.; SMITH, A.C., Measurement of Inter-Bar Resistance in Cage Rotors. Eighth International Conference on Electrical Machines and Drives, pp. 253-257, 1997.

[17] SILVA, C.A. et al. Analysis of Single-Phase Induction Motors with Centrifuged Rotors. IEEE Electric Machines & Drives Conference, pp. 1305-1309, 2013.

[18] SILVA, C.A. et al. Rotor Cage of Single-Phase Induction Motors – Process Analysis. IEEE Electric Machines & Drives Conference, pp. 1469-1473, 2009.

- [19] STENING, A.; SADARANGANI, C., The Effects of Inter-Bar Currents in Cast Aluminium and Cast Copper Rotors, 18th International Conference on Electrical Machines – ICEM, 2008.
- [20] WERKEMA, M.C.C; AGUIAR, S., Planejamento e Análise de Experimentos: Como Identificar as Principais Variáveis Influentes em um Processo, Fundação Cristiano Ottoni, Escola de Engenharia da UFMG, Brasil, 1996.
- [21] DRUMOND, F.B., WERKEMA, M.C.C; AGUIAR, S., Análise de Variância: Comparação de Várias Situações, Fundação Cristiano Ottoni, Escola de Engenharia da UFMG, Brasil, 1996.
- [22] FREUND, J.E., Estatística Aplicada, Editora Bookman, 11ª Edição, Porto Alegre, Brasil, 2006.
- [23] MARTINS, G.A., Estatística Geral e Aplicada, Editora Atlas, 3ª Edição, São Paulo, Brasil, 2010.
- [24] LEVINE, D.M. et al, Estatística – Teoria e Aplicações, 5ª Edição, Editora LTC, Rio de Janeiro, Brasil, 2008
- [25] RAMIREZ, R.A., Desenvolvimento da Centrifugação de Alumínio para a Produção de Rotores de Motores Elétricos, Dissertação de Mestrado, UFSC, Florianópolis, 2000.
- [26] MINISTÉRIO DE MINAS E ENERGIA, Anuário Estatístico de Energia Elétrica 2013, Empresa de Pesquisa Energética, Brasil, Rio de Janeiro, 2013.
- [27] FINLEY, W.R, HODOWANEC, M.M, Selection of Best Induction Motor Rotor Construction Method, Record of Pulp and Paper Industry Technical Conference, pp 48-58, 2001.
- [28] GEBLER, S.R., Caracterização dos Parâmetros de Recozimento de Aços Totalmente Processados para Fins Elétricos, Dissertação de Mestrado, UFSC, Florianópolis, 2000.
- [29] WAIDE, P., BRUNNER, C.U., Energy Efficiency Policy Opportunities for Electric Motor-Driven Systems, International Energy Agency, Energy Efficiency Series, 2011.

[30] LUZ, M.V.F, Estudo e Desenvolvimento de um Método de Cálculo de Perdas Suplementares em Motores de Indução de Gaiola, Dissertação de Mestrado, UFSC, Florianópolis, 1999.

[31] HAGEN, A.R, BINDER, A., AOULKADI, M., KNOPIK, T., BRADLEY, K., Comparison of Measured and Analytically Calculated Stray Load Losses in Standard Cage Induction Machines, ICEM Proceedings, 2008.

APÊNDICE A – Resultados da Análise de Variância da Eficiência dos Motores Antes e Depois do Tratamento a 520°C

ANOVA para 1 fator: Eficiência Antes do Tratamento; Eficiência Depois do Tratamento

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	No mínimo uma média é diferente
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise.

Informações dos Fatores

Níveis: 2

Valores: Eficiência Antes do Tratamento; Eficiência Depois do Tratamento.

Análise de Variância

Fonte	GL.	SQ (Ajustado)	QM (Ajustado)	Valor F	Valor-P
Fator	1	0,000194	0,000194	84,81	0,000
Erro	94	0,000215	0,000002		
Total	95	0,000408			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(ajustado)	R2(pred)
0,0015112	47,43%	46,87%	45,17%

Médias

Fator	N	Média	DesvPad	IC de 95%
Ef. Antes do Tratamento	48	0,862782	0,001533	(0,862349; 0,863215)
Ef. Depois do Tratamento	48	0,865623	0,001489	(0,865190; 0,866056)
DesvPad Combinado = 0,00151120				

APÊNDICE B – Resultados da Análise de Variância dos Valores de Resistências Interbarras de Peças Não Tratadas e Tratadas

ANOVA para 1 fator: Resistência de Peças Não Tratadas; Resistência de Peças Tratadas

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	No mínimo uma média é diferente
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise.

Informações dos Fatores

Níveis: 2

Valores: Resistência de Peças Não Tratadas; Resistência de Peças Tratadas.

Análise de Variância

Fonte	GL.	SQ (Ajustado)	QM (Ajustado)	Valor F	Valor-P
Fator	1	32539	32539	15,81	0,000
Erro	502	1032917	2058		
Total	503	1065456			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(ajustado)	R2(pred)
45,3608	3,05%	2,86%	2,28%

Médias

Fator	N	Média	DesvPad	IC de 95%
Resistência não tratados	252	37,72	40,24	(32,11; 43,33)
Resistência tratados	252	53,79	49,96	(48,18; 59,40)
DesvPad Combinado = 45,3608				

Obs: os valores utilizados estão na escala de miliohms.

APÊNDICE C – Resultados do Teste de Kruskal-Wallis para os Valores de Resistências Interbarras de Peças Não Tratadas e Tratadas

Teste de Kruskal-Wallis: resistência interbarras versus tratamento

As hipóteses de Kruskal-Wallis são:

H0: as medianas da população são todas iguais versus

H1: as medianas não são todas iguais

Tipo	N	Mediana	Posto Médio	Z
Não Tratados	252	24	215,7	-5,67
Tratados	252	39,80	289,3	5,67
Global	504		252,5	

H = 32,20

GL = 1

P = 0,000

H = 32,20

GL = 1

P = 0,000 (ajustado para empates)

Obs: os valores utilizados estão na escala de miliohms.