

TESE

813

Escola Federal de Engenharia de Itajubá

João Amin Moor Neto

Análise do Comportamento de Motores de
Indução Trifásicos do Tipo Rotor em gaiola
Submetidos à Tensões Desbalanceadas

Orientador: Prof. Dr. Antonio Tadeu
Lyrio de Almeida



ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ

JOÃO AMIN MOOR NETO

ENGENHEIRO ELETRICISTA
UNIVERSIDADE CATÓLICA DE PETRÓPOLIS



ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DO TIPO ROTOR EM GAIOLA SUBMETIDOS À TENSÕES DESBALANCEADAS

Dissertação apresentada a Escola Federal de Engenharia
de Itajubá como parte dos requisitos para a obtenção do
Grau de Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica

Orientador: Prof. Dr. Antonio Tadeu Lyrio de Almeida
Departamento de Eletrotécnica

CLASS. 691.313.333(04 3.2)
CUTT. M 819a
TOMO 813



ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DE MOTORES DE
INDUÇÃO TRIFÁSICOS DO TIPO ROTOR EM
GAIOLA SUBMETIDOS À TENSÕES
DESBALANÇADAS

Trabalho apresentado à Escola Federal de Engenharia
de Itajubá para a obtenção do título de
Graduado em Engenharia Elétrica

Orientador: Prof. Dr. Antonio Tadeu Lino de Almeida
Departamento de Engenharia Elétrica



Ministério da Educação e do Desporto
ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ
Pró-Diretoria de Pesquisa e Pós-Graduação

A N E X O I I

FOLHA DE JULGAMENTO DA BANCA EXAMINADORA

Título da Dissertação "Análise do Comportamento de Motores de Indução Trifásicos do Tipo Rotor em Gaiola Submetidos às Tensões Desbalanceadas".

Autor: JOÃO AMIN MOOR NETO

JULGAMENTO

EXAMINADORES	CONCEITO	RUBRICA
1º	A+	
2º	A+	
3º	A+	

Resultado Médio: Conceito A+, ou seja, aprovado com distinção

Observações: _____

Itajubá, 03 de Agosto de 1995.

Prof. Dalgerti Lelis Milanez
1º Examinador - UNESP

Prof. Jocélio Souza de Sá
2º Examinador - EFEI

Prof. Antônio Tadeu Lyrio de Almeida (Orientador)
3º Examinador - EFEI

RESUMO

* O objetivo desta dissertação é analisar o comportamento de motores de indução trifásicos com rotor do tipo gaiola submetidos à tensões desbalanceadas.

São avaliadas as influências desses desbalanços sobre o conjugado, tempo de partida, velocidade, perdas, rendimento, fator de potência e aquecimento. Além disto são apresentadas metodologias para o cálculo destas grandezas.

A determinação de correntes e tensões de seqüências positiva e negativa é realizada através de um novo método, o qual se baseia em simples medições das correspondentes grandezas nas fases do alimentador. Adicionalmente, efetua-se um estudo comparativo entre fatores de desbalanços calculados pelos procedimentos desenvolvidos e sugeridos pela NEMA.

ABSTRACT

✕ The purpose of this dissertation is to analyse the behaviour of three-phase induction motors ~~with a rotor type cage~~ submitted to unbalanced voltages.

Are evaluated the influences of these unbalancings on the torque, start time, speed, losses, yield on the power factor ~~and heating~~.

Besides, are presented methodologies for the calculus of theses patterns.

The current flow determination and voltages of positive and negative sequence is held through a new method which is based on ordinary measurements of the corresponding patterns in the feeder phases. In addition, it has been done a comparative study between unbalanced factors calculated by the developed procedures and by those suggested by NEMA as well.

AGRADECIMENTOS

- A Deus, o primeiro a ouvir os meus agradecimentos e pedidos;
- Ao Prof. Dr. Antonio Tadeu Lyrio de Almeida pela orientação e condução decisiva desta dissertação no momento mais difícil;
- A CAPES;
- Aos meus amigos de Itajubá.

SINBOLOGIA

- A - Coeficiente de transmissão de calor [W/m²·°C];
- A' - Coeficiente de transmissão de calor corrigido pela influência da ventilação [W/m²·°C];
- A_{ext} - Coeficiente de transmissão de calor do exterior para condições normais [W/°C];
- C_p - Capacidade específica do arpe [J/°C];
- $C_{p,rot}$ - Calor específico-tempo (rotor) [J/kg·°C];
- $C_{p,est}$ - Calor específico-tempo dos materiais do núcleo dos enrolamentos do estator e do enrolamento do rotor [J/kg·°C];
- $C_{p,rot,ext}$ - Capacidades térmicas dos enrolamentos do estator e do rotor, respectivamente [°C];
- $C_{p,est,ext}$ - Capacidades térmicas dos núcleos do estator e do rotor, respectivamente [°C];
- e - Fator de desbalanceamento de tensão [p.u.];
- e_{NEMA} - Fator de desbalanceamento de tensão calculado de acordo com a NEMA [p.u.];
- e_{max} - Fator de desbalanceamento de tensão permitido pelo fabricante do motor [p.u.];
- e_{red} - Fator de redução de tensão mencionada pelo fabricante do motor [p.u.];
- E_{pp} , E_{nn} - Fatores de redução de tensão do sequenciamento positivo e negativo, respectivamente, mencionados pela aplicação do Teorema de Poynting [p.u.];
- k_{ext} - Condutância necessária para representar a transmissão de calor entre os enrolamentos e o núcleo do estator [W/°C];
- k_{rot} - Condutância necessária para representar a transmissão de calor entre os enrolamentos e o núcleo do rotor [W/°C];
- $k_{ext,ext}$ - Condutância necessária para representar a transmissão de calor entre os enrolamentos e o arpe [W/°C];

Aos meus pais,
Miguel e Helena
e aos meus irmãos.

SIMBOLOGIA

- A - Coeficiente de transmissão de calor [$\text{kW}/^\circ\text{C}$];
- A' - Coeficiente de transmissão de calor corrigido pela influência da ventilação [$\text{kW}/^\circ\text{C}$];
- A_{Ne} - Coeficiente de transmissão de calor do estator para condições nominais [$\text{kW}/^\circ\text{C}$];
- C_T - Capacidade térmica do corpo [$\text{J}/^\circ\text{C}$];
- c_e - Calor específico do corpo (motor) [$\text{J}/\text{Kg}\cdot^\circ\text{C}$];
- c_{eN}, c_{ee}, c_{er} - Calor específico dos materiais do núcleo, dos enrolamentos do estator e dos enrolamentos do rotor, respectivamente [$\text{J}/\text{Kg}\cdot^\circ\text{C}$];
- C_{ee}, C_{er} - Capacidades térmicas dos enrolamentos do estator e do rotor, respectivamente [$\text{J}/^\circ\text{C}$];
- C_{ne}, C_{nr} - Capacidades térmicas dos núcleos do estator e do rotor, respectivamente [$\text{J}/^\circ\text{C}$];
- f_d - Fator de desbalanço de tensões [p.u.];
- $f_{d(NEMA)}$ - Fator de desbalanço de tensões calculado conforme a NEMA [p.u.];
- f_p - Fator de potência do motor, com o mesmo suprimento por tensões desbalanceadas [p.u.];
- f_{Rdes} - Fator de redução de tensão ocasionada pelo efeito do desbalanço de tensões [p.u.];
- F_{RT}^+, F_{RT}^- - Fatores de redução de tensões de sequências positiva e negativa, respectivamente, motivadas pela aplicação do Teorema de Thevenin [p.u.];
- G_{ene} - Condutância necessária para representar a transmissão de calor entre os enrolamentos e o núcleo do estator [$\text{W}/^\circ\text{C}$];
- G_{enr} - Condutância necessária para representar a transmissão de calor entre os enrolamentos e o núcleo do estator [$\text{W}/^\circ\text{C}$];
- G_{ne} - Condutância necessária para representar a transmissão de calor entre o núcleo do estator e o meio ambiente [$\text{W}/^\circ\text{C}$];

- G_{nr} - Condutância necessária para representar a transmissão de calor entre o núcleo do rotor e o meio ambiente [$W/^\circ C$];
- G'_{ne} - Condutância corrigida pelos efeitos da ventilação necessária para representar a transmissão de calor entre o núcleo do estator e o meio ambiente [$W/^\circ C$];
- G'_{nr} - Condutância corrigida pelos efeitos da ventilação necessária para representar a transmissão de calor entre o núcleo do rotor e o meio ambiente [$1/\Omega$];
- I^+, I^- - Correntes do estator de sequências positiva e negativa [A];
- I_2 - Corrente do rotor para condições balanceadas, valor referido ao estator [A];
- I_2^+, I_2^- - Correntes de sequências positiva e negativa do rotor, respectivamente, valores referidos ao estator [A];
- I_{2N} - Corrente nominal do rotor, valor referido ao estator [A];
- I_N - Corrente nominal do motor [A];
- I_{MN} - Corrente nominal do ramo magnetizante [A];
- I_M^+, I_M^- - Correntes do ramo magnetizante de sequências positiva e negativa, respectivamente [A];
- I_o - Corrente a vazio [A];
- K_1, K_2, K_3, K_4 - Constantes de proporcionalidade, entre as partes ativas e as perdas;
- K_C - Constante dependente do tipo de carga acionada pelo motor;
- K_V - Fator de correção devido aos efeitos da ventilação;
- M - Conjugado do motor em condições balanceadas [N.m];
- M_C - Conjugado da carga referido ao eixo do motor [N.m];
- m_{ee} - Massa total dos enrolamentos do estator [Kg];
- m_{er} - Massa total dos enrolamentos do rotor [Kg];
- m_{fe} - Massa total do núcleo [Kg];
- M_N - Conjugado nominal do motor [N.m];
- M_O - Conjugado para velocidade nula [N.m];
- m_T - Massa total [Kg];

- m_1 - Massa do corpo [Kg];
- M^+, M^- - Conjugados de sequências positiva e negativa do motor, respectivamente [N.m];
- n - Velocidade de rotação [rpm];
- n_C - Velocidade da carga referida ao eixo motor [rpm];
- n_N - Velocidade de rotação nominal [rpm];
- n_S - Velocidade de rotação síncrona [rpm];
- η - Rendimento do motor [p.u.];
- η_N - Rendimento nominal do motor [p.u.];
- P - Potência ativa consumida pelo motor [kW];
- P_{ADES} - Perdas adicionais em condições desbalanceadas [kW];
- P_{des} - Potência ativa consumida pelo motor em condições desbalanceadas [kW];
- P_{fe} - Perdas no núcleo [kW];
- P_{FeN} - Perdas nominais no núcleo [kW];
- P_{Fedes} - Perdas no núcleo, em condições desbalanceadas [kW];
- P_{fe1}, P_{fe2} - Perdas no núcleo do estator e no rotor [kW];
- P_{J1}, P_{J2} - Perdas por efeito joule no estator e no rotor, respectivamente [kW];
- P_{J1des}, P_{J2des} - Perdas por efeito joule no estator e no rotor, respectivamente, para condições desbalanceadas [kW];
- P_{J1N}, P_{J2N} - Perdas nominais por efeito joule no estator e no rotor, respectivamente [kW];
- P_N - Potência nominal do motor [kW];
- ΣP_e - Perdas totais no motor em condições balanceadas [kW];
- ΣP_{edes} - Perdas totais no motor em condições desbalanceadas [kW];
- ΣP_{eN} - Perdas totais nominais no motor [kW];
- q - Quantidade de calor [kW];

- Q - Potência reativa total [kVar];
 Q_{des} - Potência reativa total em condições desbalanceadas [kVar];
 R_M - Resistência do ramo magnetizante/fase [Ω];
 R_1 - Resistência do estator/fase [Ω];
 R_{2N} - Resistência do rolamento do rotor na velocidade nominal, valor referido ao estator/fase [Ω];
 R_{2p} - Resistência do rolamento do rotor durante a partida, valor referido ao estator/fase [Ω];
 R_2^+, R_2^- - Resistências de sequências positiva e negativa do rotor, valor referido ao estator/fase [Ω];
 R_{TH}^+, R_{TH}^- - Resistências equivalentes de Thevenin/fase de sequências positiva e negativa, respectivamente [Ω];
 $R_{1\ominus}, R_{2\ominus}$ - Resistências dos enrolamentos do estator e do rotor, respectivamente, para uma determinada temperatura [Ω];
 $R_{1\oplus}, R_{2\oplus}$ - Resistências dos enrolamentos do estator e do rotor, respectivamente, na temperatura de referência [Ω];
 s - Escorregamento;
 S - Potência aparente [kVA];
 t - Tempo [s];
 t_a - Tempo de aceleração em condições desbalanceadas [s];
 T_A - Constante de tempo de aquecimento do corpo [s];
 T_A' - Constante de tempo de aquecimento do corpo corrigida pelo efeito da ventilação [s];
 T_{ANE} - Constante de tempo de aquecimento do estator na velocidade nominal [s];
 T_{ANR} - Constante de tempo de aquecimento do rotor na velocidade nominal [s];
 U^+, U^- - Tensões de fase de sequências positiva e negativa, respectivamente [V];
 x - Expoente que define a variação de carga com a velocidade;
 X_M - Reatância do ramo magnetizante [Ω];

- X_{1N}, X_{2N} - Reatâncias de dispersão dos enrolamentos do estator e do rotor na velocidade nominal, respectivamente [Ω];
- X_{1p}, X_{2p} - Reatâncias de dispersão dos enrolamentos do estator e do rotor durante a partida, respectivamente [Ω];
- X_1^+, X_1^- - Reatâncias do estator de seqüências positiva e negativa, respectivamente [Ω];
- X_2^+, X_2^- - Reatâncias do rotor de seqüências positiva e negativa, respectivamente, valores referidos ao estator/fase [Ω];
- X_{TH}^+, X_{TH}^- - Reatâncias equivalentes de Thevenin de seqüências positiva e negativa, respectivamente [Ω];
- Z_T^+, Z_T^- - Impedâncias equivalentes do motor/fase de Seqüências positiva e negativa, respectivamente [Ω];
- Z_{TH}^+, Z_{TH}^- - Impedância equivalente de Thevenin/fase de seqüências positiva e negativa, respectivamente [Ω];
- $\Delta\Theta$ - Diferença de temperatura entre o corpo e o meio ambiente [$^{\circ}\text{C}$];
- $\Delta\Theta_e$ - Variação máxima de temperatura permitida pelo enrolamento do estator [$^{\circ}\text{C}$];
- $\Delta\Theta_F$ - Variação máxima de temperatura [$^{\circ}\text{C}$];
- $\Delta\Theta_{Lim}$ - Variação máxima de temperatura permitida pela classe de isolamento [$^{\circ}\text{C}$];
- $\Delta\Theta_{m\acute{a}x}$ - Diferença máxima de temperatura entre o corpo e o meio ambiente [$^{\circ}\text{C}$];
- $\Delta\Theta_O$ - Diferença de temperatura entre o corpo e o meio ambiente no instante $t = 0\text{s}$ [$^{\circ}\text{C}$];
- $\Delta\Theta_R$ - Variação máxima de temperatura permitida pelo enrolamento do rotor em gaiola [$^{\circ}\text{C}$];
- $\Delta\Theta_{RN}$ - Variação máxima de temperatura permitida pelo enrolamento do rotor em gaiola em condições nominais [$^{\circ}\text{C}$];
- Θ_{ee}, Θ_{er} - Elevação de temperatura média no enrolamento do estator e do rotor, respectivamente [$^{\circ}\text{C}$];
- Θ_{ne}, Θ_{nr} - Elevação de temperatura média nos núcleos do estator e do rotor, respectivamente [$^{\circ}\text{C}$];
- α_e - Fator de correção de temperatura do estator;
- α_r - Fator de correção de temperatura do rotor;

SUMÁRIO

<u>CAPÍTULO I: INTRODUÇÃO</u>	<u>1</u>
<u>CAPÍTULO II: METODOLOGIA PARA CÁLCULO DAS TENSÕES E CORRENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA, NEGATIVA E ZERO</u>	<u>4</u>
RESUMO	4
II.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS	4
II.2 - CÁLCULO DAS TENSÕES DE SEQUÊNCIA	6
II.3 - COMPROVAÇÃO EXPERIMENTAL DA METODOLOGIA (TENSÕES DE SEQUÊNCIA)	9
II.4 - ANÁLISE COMPARATIVA COM OS FATORES DE DESBALANÇO CALCULADO PELA NEMA	12
II.5 - CÁLCULOS DAS CORRENTES DE SEQUÊNCIA	14
II.6 - COMPROVAÇÃO EXPERIMENTAL DA METODOLOGIA (CORRENTES DE SEQUÊNCIA)	18
II.7 - FATORES DE DESEQUILÍBRIO DE CORRENTES	19
<u>CAPÍTULO III: COMPORTAMENTO DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICO SUBMETIDOS À TENSÕES DESBALANCEADAS</u>	<u>21</u>
RESUMO	21
III.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS	21
III.2 - CIRCUITOS EQUIVALENTES E IMPEDÂNCIAS DE SEQUÊNCIA POSITIVA E NEGATIVA	22
III.3 - CÁLCULO DAS RESISTÊNCIAS E REATÂNCIAS DO CIRCUITOS EQUIVALENTES DE SEQUÊNCIA	26
III.4 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS SOBRE O CONJUGADO MOTOR	32
III.5 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS SOBRE A VELOCIDADE	36
III.6 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS SOBRE O TEMPO DE ACELERAÇÃO	38
III.7 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS SOBRE AS PERDAS E RENDIMENTOS	39
III.7 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS SOBRE O FATOR DE POTÊNCIA	43

CAPÍTULO IV: INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS DE TENSÃO SOBRE AS ELEVAÇÕES DE TEMPERATURA **45**

RESUMO	45
IV.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS	45
IV.2 - MODELO TÉRMICO BASEANDO-SE EM CIRCUITO ELÉTRICO ANÁLOGO.....	48
IV.3 - MODELO TÉRMICO BASEANDO-SE NA CONSTANTE DE TEMPO DE AQUECIMENTO	50
IV.4 - INFLUÊNCIAS DAS CONDIÇÕES DE VENTILAÇÃO	57
IV.5 - CORREÇÃO DAS RESISTÊNCIAS ELÉTRICAS DOS ENROLAMENTOS DO ESTATOR E DO ROTOR COM A TEMPERATURA	58
IV.6 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS DE TENSÕES SOBRE AS ELEVAÇÕES DE TEMPERATURA.....	59

CAPÍTULO V: CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS **61**

ANEXO I: ENSAIOS EXECUTADOS EM MOTORES ESPECÍFICOS **64**

RESUMO	64
A.I.1 - EQUIPAMENTOS E INSTRUMENTAÇÃO UTILIZADAS	64
A.I.2 - PROCEDIMENTOS DE ENSAIOS	70
A.I.3 - RESULTADOS OBTIDOS - MOTOR DE 3 C.V.	72
A.I.3.1 - ENSAIOS EM CARGA COM TENSÕES BALANCEADAS	72
A.I.3.2 - ELEVAÇÃO DE TEMPERATURA COM TENSÕES BALANCEADAS.....	72
A.I.3.3 - ENSAIOS EM CARGA COM TENSÕES DESBALANCEADAS	74
A.I.3.4 - ELEVAÇÃO DE TEMPERATURA COM TENSÕES DESBALANCEADAS.....	76
A.I.4 - RESULTADOS OBTIDOS - MOTOR DE 15 C.V.	77
A.I.4.1 - ENSAIOS EM CARGA COM TENSÕES BALANCEADAS	77
A.I.4.2 - ENSAIOS EM CARGA COM TENSÕES DESBALANCEADAS	78
A.I.5 - RESULTADOS OBTIDOS - MOTOR DE 40 C.V.	80
A.I.5.1 - ENSAIOS EM CARGA COM TENSÕES BALANCEADAS	80
A.I.5.2 - ENSAIO EM CARGA COM TENSÕES DESBALANCEADAS	81

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS **84**

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A adoção de uma política tarifária irrealista e a de construção de grandes barragens nas três últimas décadas, tornou a energia elétrica um insumo cujo peso é pouco significativo na planilha de composição de custos da maioria das indústrias.

A inexistência de recursos internos e a crescente dificuldade na captação dos externos, os quais possibilitem manter o modelo implantado, aliado à elevação do consumo, levam à perspectiva de épocas com escassez de energia e ao crescimento acelerado de seu preço.

Sendo assim, o planejamento otimizado e a adequação do emprego dos recursos existentes, a melhoria da eficiência de processos e cargas em geral e a preocupação com a economia do investimento na geração entre outros fatores, tornam-se fundamentais. Neste cenário, a postura de conservação de energia e a geração descentralizada tendem a ser incentivadas, não só como tentativa de atenuar o risco de déficits nos próximos anos, mas também para se reverter o quadro de baixa competitividade dos produtos nacionais. Em outras palavras, a utilização racional de energia está ligada diretamente à produtividade e à modernização do parque industrial.

Deve-se ressaltar que, apesar de particularizada para o país, tais questões possuem um caráter mundial.

Quanto a estes aspectos, muita atenção tem sido dedicada aos motores de indução trifásico pois se constituem na carga mais significativa dos processos industriais, com uma participação de, aproximadamente, 47% do consumo de energia elétrica do país [1]. Além disto, um levantamento executado à nível nacional pelas concessionárias [2], verificaram que

cerca de 75% destes motores podem ser considerados como inadequados para as cargas que acionam.

Devido a este fato, o termo “motor sobredimensionado” vem ocupando um lugar de destaque no meio técnico, porém é bastante relativo. Esta afirmativa justifica-se considerando-se que a potência de um motor depende, fundamentalmente, das exigências imposta pela carga (ou seja, de seu ciclo de trabalho), das condições ambientais e das da rede de alimentação, incluindo-se a eventual presença de harmônicos e desbalanços de tensões, entre outros fatores.

Em relação às tensões desbalanceadas, sabe-se que são causadas por vários motivos, sendo os de ocorrência mais comuns os seguintes:

- a) Abertura de uma das fases do alimentador; e,
- b) Cargas monofásicas desigualmente distribuídas entre as fases.

Tensões desbalanceadas, mesmo que levemente, aplicadas aos terminais de motores de indução trifásicos, produzem correntes bastante desequilibradas, um aumento das perdas e, em consequência, sobreaquecimento e um maior consumo de energia para uma mesma atividade, sendo afetado também o fator de potência [3].

Observa-se que tais desbalanços de tensões, bem como a falta de uma fase do alimentador, constituem uma das causas mais freqüentes de queima de motores [4].

Além desses aspectos, o desequilíbrio das correntes afeta o campo girante do motor. Nesse caso, ele irá se deformar, originando uma operação semelhante àquela existente quando da não uniformidade do entreferro. Assim, cria-se um desbalanço interno na máquina, o qual produz esforços mecânicos axiais e radiais sobre o eixo, tornando inevitável o surgimento de vibrações, ruídos, batimentos, desgastes e aquecimento excessivo dos mancais. Podem aparecer, adicionalmente, correntes parasitas circulando pelo sistema eixo-mancais-terra.

Em função do exposto, o objetivo desta dissertação é o de estudar as influências dos desbalanços de tensão do alimentador sobre as características de desempenho do motor, desenvolvendo metodologias para quantificá-las.

Sendo assim, no capítulo II apresenta-se um procedimento para o cálculo de tensões e correntes de sequência a partir de simples medições das grandezas de linhas. Adicionalmente verifica-se a validade da formulação e efetua-se uma análise comparativa com os fatores de desbalanços calculados conforme a NEMA.

O capítulo III apresenta uma análise das influências sobre as características de desempenho básicas dos motores, incluindo as perdas, o conjugado desenvolvido, o tempo de partida, o rendimento e o fator de potência, quando submetidos à desbalanços de tensões.

Finalmente, o aquecimento causado pela operação desequilibrada é analisado no capítulo IV, sugerindo-se uma metodologia alternativa para a avaliação de temperatura dos motores submetidos à variados graus de desbalanço.

RESUMO

Este capítulo apresenta as deduções das expressões relativas ao cálculo das tensões e correntes de sequência positiva, negativa e zero a partir de simples medições das grandezas de linha. Adicionalmente, verifica-se a validade da formulação e efetua-se uma análise comparativa com os fatores de desbalanço calculados pela NEMA.

1.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Quando o Teorema de Fortescue [5], três fontes independentes de um sistema trifásico podem ser decompostos em três outros sistemas trifásicos simétricos.

Considerando-se especificamente, a presença de tensões desbalanceadas, isto é, as tensões de sequência positiva, a qual é composta de três fontes iguais em módulo, defasadas de 120° entre si e considerada a mesma sequência de fase dos sistemas trifásicos, a transformação necessária para ser efetuado, adotando-se a tensão V_{1a} e sendo por

$$V = V_{1a} + \frac{1}{2}(V_{1a} + a^2 V_{1a} + a V_{1a}) \quad (2)$$

CAPÍTULO II

METODOLOGIA PARA CÁLCULO DAS TENSÕES E CORRENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA, NEGATIVA E ZERO

RESUMO

Este capítulo apresenta as deduções das expressões relativas ao cálculo das tensões e corrente de sequência positiva, negativa e zero a partir de simples medições das grandezas de linha. Adicionalmente, verifica-se a validade da formulação e efetua-se uma análise comparativa com os fatores de desbalanceamento calculados pela NEMA.

II.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Conforme o Teorema de Fortescue [5], três fasores assimétricos de um sistema trifásico podem ser decompostos em três outros sistemas trifásicos simétricos.

Considerando-se, especificamente, a presença de tensões desbalanceadas, tem-se:

a) Tensões de sequência positiva, a qual é composta de três fasores iguais em módulo, defasados de 120° entre si e possuindo a mesma sequência de fase dos fasores originais. A transformação necessária para seu cálculo, adotando-se a tensão AB , é dada por:

$$\dot{U}^+ = \dot{U}_{AB}^+ = \frac{1}{3} \cdot (\dot{U}_{AB} + a \cdot \dot{U}_{BC} + a^2 \cdot \dot{U}_{CA}) \quad (2.1)$$

b) Tensões de sequência negativa, constituída de três fasores iguais em módulo, defasados de 120° entre si e tendo a sequência de fases opostas à dos fasores originais. O seu cálculo é dado através de:

$$\dot{U}^- = \dot{U}_{AB}^- = \frac{1}{3} \cdot (\dot{U}_{AB} + a^2 \cdot \dot{U}_{BC} + a \cdot \dot{U}_{CA}) \quad (2.2)$$

c) Tensões de sequência zero, constituída de três fasores iguais em módulo e com defasagem nula (ou seja, homopolar). Pode ser calculada através de:

$$\dot{U}^0 = \dot{U}_{AB}^0 = \frac{1}{3} \cdot (\dot{U}_{AB} + \dot{U}_{BC} + \dot{U}_{CA}) \quad (2.3)$$

sendo:

$$a = 1 \cdot \sqrt[3]{120^\circ} \quad (2.4)$$

e,

U_{AB} , U_{BC} , U_{CA} - valores eficazes (módulos) das tensões desbalanceadas do sistema de alimentação.

O diagrama fasorial da figura 2.1 representa um sistema trifásico desbalanceado genérico.

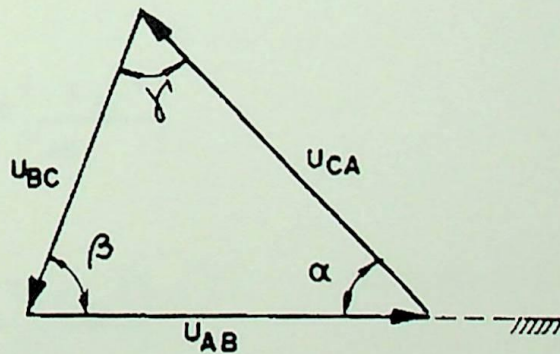


Figura - 2.1 - Sistema trifásico desbalanceado

Observe-se nas expressões das tensões de sequência a dificuldade de obtenção das grandezas necessárias para o seu cálculo. Em outras palavras, verifica-se que os argumentos das tensões não são facilmente determinados.

Alguns autores, como Willians [6], sugeriram métodos aproximados para tais cálculos, baseando-se em simples medições do módulo das tensões. Neste sentido, este capítulo apresenta uma alternativa mais simples e precisa, bem como, desenvolve-se a análise comparativa com os fatores de desbalanço calculados conforme a NEMA [7]. Além disto, desenvolve-se um equacionamento para a determinação das correntes de sequência a partir das medidas das grandezas de linha.

II.2 - CÁLCULO DAS TENSÕES DE SEQUÊNCIA

Por inspeção da figura 2.1, verifica-se que as tensões desbalanceadas podem ser expressas através de:

$$\dot{U}_{AB} = U_{AB} \angle 0^\circ \quad (2.5)$$

$$\dot{U}_{BC} = U_{BC} \angle -180^\circ + \beta \quad (2.6)$$

$$\dot{U}_{CA} = U_{CA} \angle 180^\circ - \alpha \quad (2.7)$$

Utilizando-se de relações trigonométricas adequadas, pode-se determinar os ângulos contidos na figura 2.1 através das expressões:

$$\alpha = \cos^{-1} \left(\frac{U_{CA}^2 + U_{AB}^2 - U_{BC}^2}{2 \cdot U_{CA} \cdot U_{AB}} \right) \quad (2.8)$$

$$\beta = 180^\circ - (\alpha + \gamma) \quad (2.9)$$

$$\gamma = \cos^{-1} \left(\frac{U_{BC}^2 + U_{CA}^2 - U_{AB}^2}{2 \cdot U_{BC} \cdot U_{CA}} \right) \quad (2.10)$$

Levando-se (2.5), (2.6) e (2.7) em (2.2) e (2.3), tem-se:

$$\dot{U}^+ = \dot{U}_{AB}^+ = \frac{1}{3} \left(U_{AB} \cdot \underline{0^\circ} + U_{BC} \cdot \underline{120^\circ - 180^\circ + \beta} + U_{CA} \cdot \underline{240^\circ + 180^\circ - \alpha} \right) \quad (2.11)$$

$$\dot{U}^- = \dot{U}_{AB}^- = \frac{1}{3} \left(U_{AB} \cdot \underline{0^\circ} + U_{BC} \cdot \underline{240^\circ - 180^\circ + \beta} + U_{CA} \cdot \underline{120^\circ + 180^\circ - \alpha} \right) \quad (2.12)$$

$$\dot{U}^\circ = \dot{U}_{AB}^\circ = \frac{1}{3} \left(U_{AB} \cdot \underline{0^\circ} + U_{BC} \cdot \underline{-180^\circ + \beta} + U_{CA} \cdot \underline{180^\circ - \alpha} \right) \quad (2.13)$$

e, assim, resulta:

$$\dot{U}^+ = \dot{U}_{AB}^+ = \frac{1}{3} \left(U_{AB} \cdot \underline{0^\circ} + U_{BC} \cdot \underline{-60^\circ + \beta} + U_{CA} \cdot \underline{60^\circ - \alpha} \right) \quad (2.14)$$

$$\dot{U}^- = \dot{U}_{AB}^- = \frac{1}{3} \left(U_{AB} \cdot \underline{0^\circ} + U_{BC} \cdot \underline{60^\circ + \beta} + U_{CA} \cdot \underline{-(60^\circ + \alpha)} \right) \quad (2.15)$$

$$\dot{U}^\circ = \dot{U}_{AB}^\circ = \frac{1}{3} \left(U_{AB} \cdot \underline{0^\circ} + U_{BC} \cdot \underline{-180^\circ + \beta} + U_{CA} \cdot \underline{180^\circ - \alpha} \right) \quad (2.16)$$

Desta forma, com apenas três medidas de tensão e com auxílio das expressões (2.8), (2.10), (2.14), (2.15) e (2.16) é possível obter-se as tensões de sequência em módulo e fase.

A formulação apresentada exige uma verificação de quais são as tensões medidas correspondentes a U_{AB} , U_{BC} , U_{CA} . Em outras palavras, não é recomendável, designar-se aleatoriamente as tensões, pois, conforme se verificou nos vários testes executados, algumas combinações fornecem resultados incoerentes.

Sendo assim, é necessário que se determine a combinação mais adequada através de:

a) A soma das três tensões de linha dadas por (2.5), (2.6) e (2.7) deve ser nula, ou seja:

$$\dot{U}_{AB} + \dot{U}_{BC} + \dot{U}_{CA} = 0 \quad (2.17)$$

b) A soma das tensões de sequência positiva e negativa, deve, obrigatoriamente, resultar na tensão U_{AB} em módulo e fase, ou seja:

$$\dot{U}^- + \dot{U}^+ = \dot{U}_{AB} \quad (2.18)$$

A título de exemplo, seja o caso no qual as tensões de linha são 240 V, 222 V e 198 V.
Adotando-se:

$$U_{AB} = 222 \text{ V}, U_{BC} = 198 \text{ V e } U_{CA} = 240 \text{ V}$$

resulta:

$$\alpha = 50,57^\circ, \beta = 69,43^\circ, \gamma = 60^\circ$$

Assim, utilizando-se (2.5) a (2.7) tem-se:

$$\dot{U}_{AB} = 222 \angle 0^\circ \text{ V}; \dot{U}_{BC} = 198 \angle -110,57^\circ \text{ V}; \dot{U}_{CA} = 240 \angle 129,43^\circ \text{ V}$$

Empregando-se (2.14), (2.15) e (2.16), resulta:

$$\dot{U}^+ = 219,34 \angle 6,26^\circ \text{ V}, \dot{U}^- = 24,26 \angle -80,6^\circ \text{ V}; \dot{U}^0 = 0 \text{ V}$$

Verificando-se a correção dos resultados, tem-se:

a) Em (2.17)

$$222 \angle 0^\circ + 198 \angle -110,57^\circ + 240 \angle 129,43^\circ = 0 \quad (2.19)$$

b) Com (2.18)

$$219,34 \angle 6,26^\circ + 24,26 \angle -80,6^\circ = 222 \angle 0^\circ \quad (2.20)$$

O valor obtido em (2.20) é igual ao adotado como referência e o de (2.19) é nulo, verificando-se as restrições. Desta forma, as tensões foram adotadas corretamente.

Se, por outro lado, for utilizado:

$$U_{AB} = 198 \text{ V}, U_{BC} = 240 \text{ V e } U_{CA} = 218 \text{ V}$$

tem-se:

$$\dot{U}_{AB} = 198 \left[0^\circ \text{ V}; \dot{U}_{BC} = 240 \left[-121,23^\circ \text{ V}; \dot{U}_{CA} = 218 \left[109,72^\circ \text{ V} \right. \right. \right]$$

Aplicando-se as expressões (2.4) a (2.16), resulta:

$$\dot{U}^+ = 217,98 \left[-3,86^\circ \text{ V}, \dot{U}^- = 24,40 \left[-37^\circ \text{ V}; \dot{U}^0 = 0 \text{ V} \right. \right]$$

Verificando-se

a) Com (2.17):

$$198 \left[0^\circ \right. + 240 \left[-121,23^\circ \right. + 218 \left[109,72^\circ \right. = 0 \tag{2.21}$$

b) Com (2.18):

$$217,98 \left[-3,86^\circ \right. + 24,40 \left[-37^\circ \right. = 238,78 \left[-7,07^\circ \right. \tag{2.22}$$

A soma das três tensões de linha é nula como indica (2.21), porém a das tensões de sequência não é igual à U_{AB} , indicando a não adequação da combinação adotada.

II.3 - COMPROVAÇÃO EXPERIMENTAL DA METODOLOGIA (TENSÕES DE SEQUÊNCIA)

De forma a verificar a validade da metodologia proposta, efetuou-se um estudo comparativo entre os valores encontrados pela aplicação das expressões básicas (2.1), (2.2), (2.3) e as desenvolvidas.

Observa-se que, nas citadas expressões básicas, é necessário medir-se as tensões U_{AB} , U_{BC} e U_{CA} em módulo e fase. Para tanto, utilizou-se voltímetros e um indicador de ângulo de fase, como o mostrado na figura 2.2.

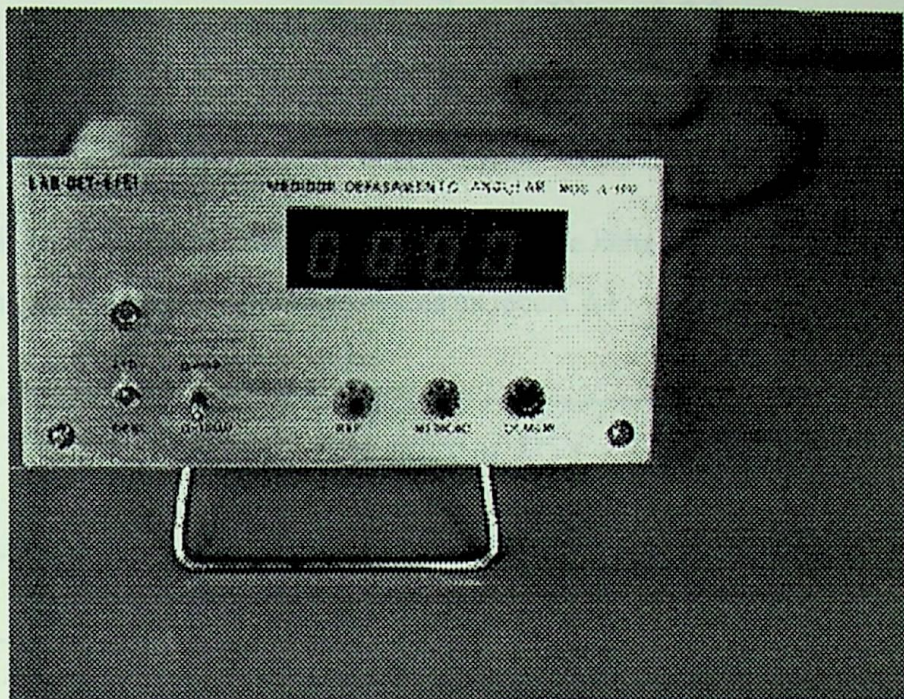


Figura 2.2 - Indicador de ângulo de fase

O indicador de ângulo de fase fornece o defasamento entre duas grandezas elétricas e, portanto, necessita de uma referência, a qual, foi adotada para a tensão U_{AB} . Portanto, o ângulo de fase da tensão U_{AB} é nulo, enquanto que os dos demais foram obtidos em relação a esta.

Foram executados várias medições alterando-se a tensão do alimentador com um auto-transformador com relação de transformação variável por fase, como mostra esquematicamente a figura 2.3.

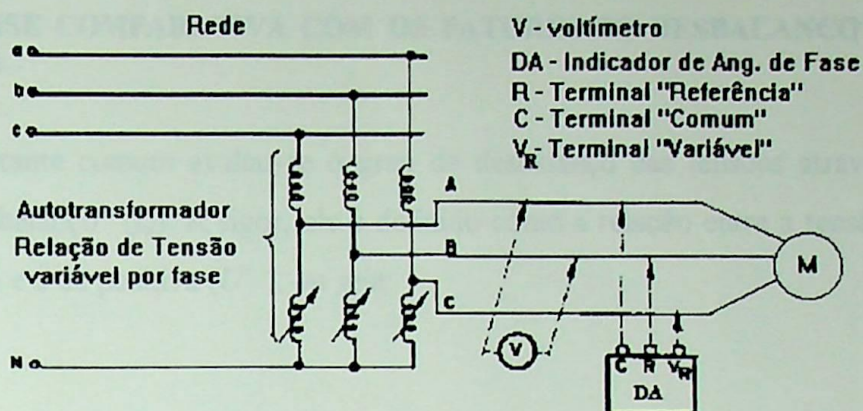


Figura 2.3 - Ensaio para comprovação da metodologia

Para fins dos testes, fixou-se uma das tensões de linha em 220 V e variou-se as das demais fases, obtendo-se os valores relatados na tabela 2.1.

U_{AB} (V)	U_{BC} (V)	U_{CA} (V)	DEFINIÇÃO *		PROPOSTA **	
			U^+	U^-	U^+	U^-
220 0°	229 -124	210 115	219,5 -3°	11,43 88,6	219,5 -3°	10,97 86,1
220 0°	238 -128	200 111	218,8 -5,6	21,53 85,6	218,78 -5,7	21,96 84
220 0°	246 -132	190 106	217,4 -8,6	32,62 83	217,46 -8,5	32,41 81,3
220 0°	255 -136	181 102	216,5 -11,2	42,81 79,3	216,5 -11,3	43,02 79,7

* DEFINIÇÃO - CORRESPONDE A APLICAÇÃO DAS EXPRESSÕES (2.1), (2.2) E (2.3).

** PROPOSTA - CORRESPONDE A APLICAÇÃO DAS EXPRESSÕES (2.9), (2.10), (2.11), (2.14), (2.15) E (2.16).

Tabela 2.1 - Valores das tensões de sequência

Os resultados de quatro medições mostrados na tabela 2.1 são claros em demonstrar a excelente conformidade da metodologia proposta, devendo-se atribuir as eventuais diferenças à imprecisão do indicador de ângulo de fase.

II.4 - ANÁLISE COMPARATIVA COM OS FATORES DE DESBALANÇO CALCULADO PELA NEMA

É bastante comum avaliar-se o grau de desbalanço das tensões através do chamado “fator de desbalanço” (f_d). A rigor, ele é definido como a relação entre a tensão de sequência negativa (U^-) e a de positiva (U^+), ou seja:

$$f_d = \frac{U^-}{U^+} \quad (2.23)$$

No entanto, a NEMA [7], visando a facilitar o seu cálculo, o define como sendo:

$$f_d = \frac{\Delta U}{U_{AV}} \quad (2.24)$$

onde

ΔU = desvio máximo entre as tensões; e,

U_{AV} = tensão média, dada por:

$$U_{AV} = \frac{U_{AB} + U_{BC} + U_{CA}}{3} \quad (2.25)$$

Utilizando-se das medições efetuadas, executou-se um estudo comparativo entre os valores dos fatores desbalanços calculados conforme a expressão (2.23) e da NEMA, visando a verificar as suas exatidões. Sendo assim, considerando-se como verdadeira a definição (2.23), obtém-se os desvios da expressão da NEMA através de:

$$\xi\% = \frac{f_d - f_{d(NEMA)}}{f_d} 100 \quad (2.26)$$

onde:

f_d - fator de desbalanço dado por (2.23);

$f_{d(NEMA)}$ - fator de desbalanço conforme a NEMA.

Os resultados obtidos são os apresentados na tabela 2.2 e ilustrados na figura 2.4.

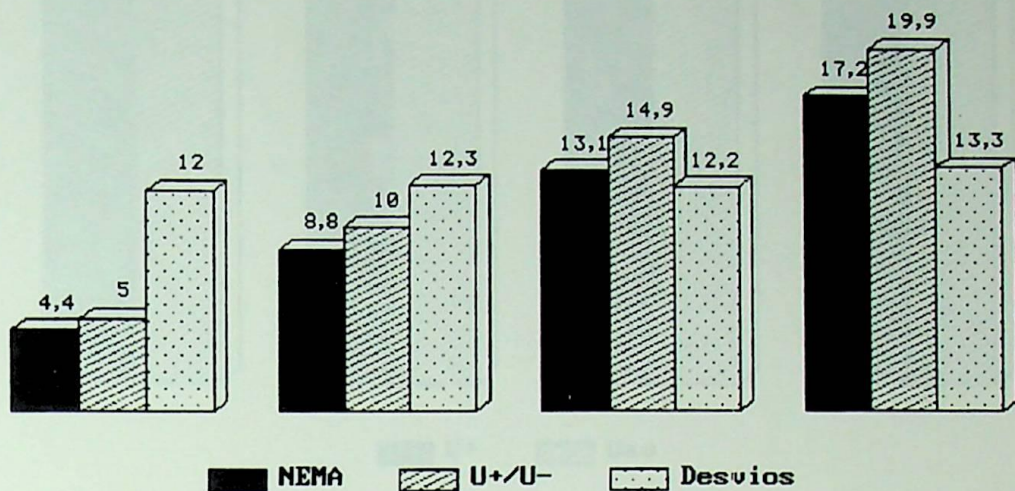


Figura 2.4 - Fatores de desbalanços e erros (valores em %)

U_{AB} (V)	U_{BC} (V)	U_{CA} (V)	$fd\%$		$\xi\%$	U^+	U_{AV}
			NEMA	U/U^+			
220	229	210	4,40	5,00	12,00	219,53	219,67
220	238	200	8,81	10,04	12,25	218,8	219,33
220	246	190	13,11	14,91	12,15	217,46	218,67
220	255	181	17,23	19,87	13,29	216,51	218,67

Tabela 2.2 - Fatores de desbalanço e erros

A tabela 2.2 ainda fornece os valores dos módulos das tensões de sequência positiva e os médios para fins de comparação. A figura 2.5 ilustra.

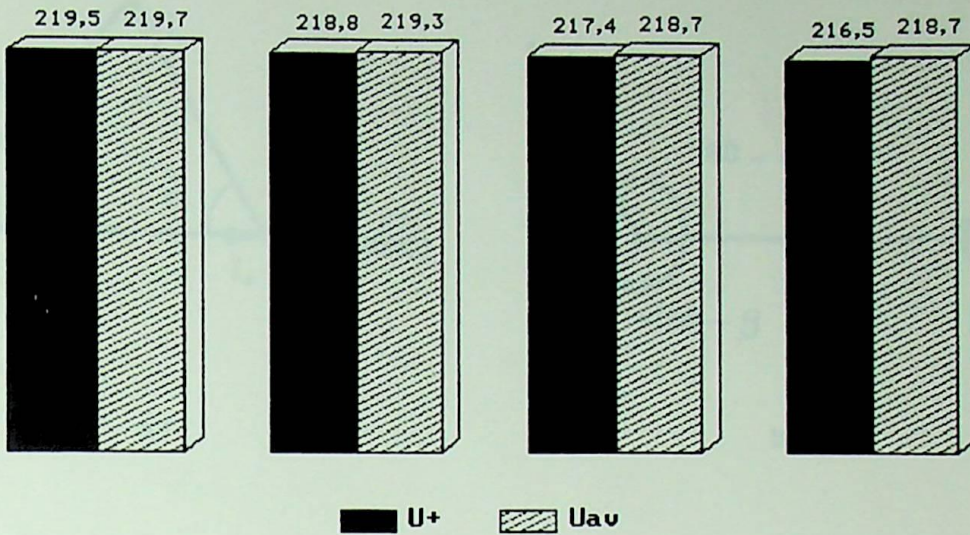


Figura 2.5 - Tensões de sequência positiva e média (valores em V)

II.5 - CÁLCULOS DAS CORRENTES DE SEQUÊNCIA

À semelhança das tensões, as correntes de sequência são definidas através de:

$$i^+ = i_A^+ = \frac{1}{3} (i_A + a i_B + a^2 i_C) \quad (2.27)$$

$$i^- = i_A^- = \frac{1}{3} (i_A + a^2 i_B + a i_C) \quad (2.28)$$

$$i^0 = i_A^0 = \frac{1}{3} (i_A + i_B + i_C) \quad (2.29)$$

onde:

i^+ , i^- , i^0 - Correntes de sequência positiva, negativa e zero, respectivamente, para a fase "A"; e,

i_A , i_B , i_C - Correntes de linha.

O diagrama fasorial da figura 2.6 representa um sistema trifásico genérico com correntes desequilibradas e tensões desbalanceadas, onde adotou-se corrente i_A na referência.

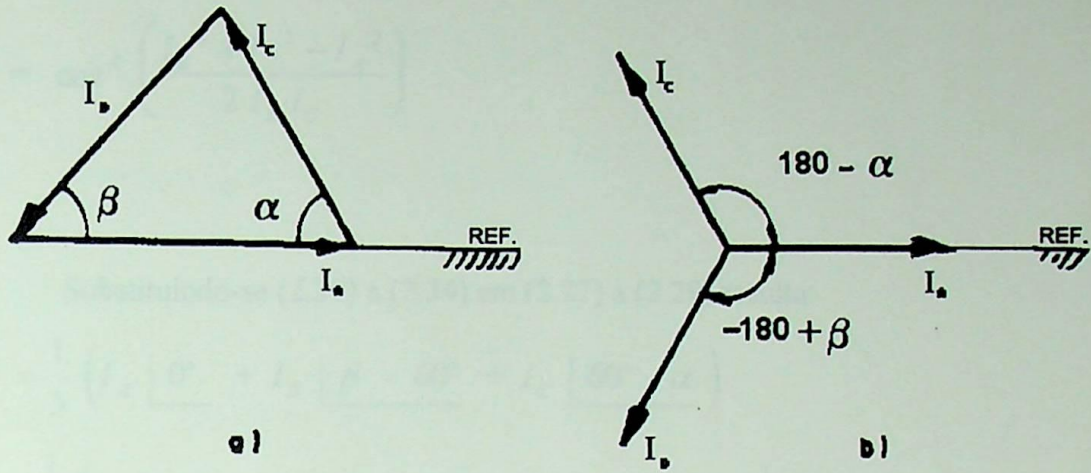


Figura 2.6 - Sistema trifásico com correntes desequilibradas

Deve-se observar que, se os motores estão em delta ou estrela sem neutro aterrado, a corrente de sequência zero é nula, ou seja:

$$i_A + i_B + i_C = 0 \quad (2.30)$$

A expressão (2.30) torna válido o diagrama "a" da figura 2.6.

Por inspeção da figura 2.6 e em analogia aos procedimentos executados para as tensões, verifica-se que as correntes desequilibradas podem ser expressas através de:

$$i_A = I_A \angle 0^\circ \quad (2.31)$$

$$i_B = I_B \angle -180^\circ + \beta \quad (2.32)$$

$$i_C = I_C \angle 180^\circ - \alpha \quad (2.33)$$

Desta forma, utilizando-se as relações trigonométricas adequadas, e considerando-se (2.33), determina-se os ângulos contidos na figura 2.6 através de:

$$\alpha = \cos^{-1} \left(\frac{I_A^2 + I_C^2 - I_B^2}{2 I_A I_C} \right) \quad (2.34)$$

$$\gamma = \cos^{-1} \left(\frac{I_B^2 + I_C^2 - I_A^2}{2 I_B I_C} \right) \quad (2.35)$$

Substituindo-se (2.30) a (2.34) em (2.27) a (2.29) resulta:

$$\dot{i}^+ = \frac{1}{3} \left(I_A \underline{0^\circ} + I_B \underline{\beta - 60^\circ} + I_C \underline{60^\circ - \alpha} \right) \quad (2.36)$$

$$\dot{i}^- = \frac{1}{3} \left(I_A \underline{0^\circ} + I_B \underline{\beta + 60^\circ} + I_C \underline{-(\alpha + 60^\circ)} \right) \quad (2.37)$$

As mesmas restrições apresentadas para o cálculo das tensões de sequência, são válidas para este caso. Em outras palavras, é necessário atribuir-se quais das correntes serão I_A, I_B, I_C .

O conjunto adotado deve ser verificado, de modo que se obtenha:

a) Com o emprego de (2.31) a (2.33):

$$\dot{I}_A + \dot{I}_B + \dot{I}_C = 0 \quad (2.38)$$

b) E, que a soma das correntes de sequência resultem em \dot{I}_A , ou:

$$\dot{i}^+ + \dot{i}^- = \dot{I}_A \quad (2.39)$$

Se, por exemplo, as correntes de linha medidas forem 7,46 A, 10,47 A, 10,53 A e adotando-se:

$$I_A = 7,46 \text{ A} ; I_B = 10,47 \text{ A} ; I_C = 10,53 \text{ A}$$

resulta:

$$\dot{I}_A = 7,46 \underline{0^\circ} \text{ A}, \dot{I}_B = 10,47 \underline{-110,38^\circ} \text{ A}, \dot{I}_C = 10,53 \underline{111,24^\circ} \text{ A}$$

As correntes de sequência serão:

$$\dot{I}^+ = 9,40 \angle 0,3^\circ \text{ A} \quad e \quad \dot{I}^- = 1,94 \angle 1,44^\circ \text{ A}$$

Verificando-se a exatidão dos resultados,

a) Através de (2.38):

$$7,46 \angle 0^\circ + 10,47 \angle -110,38^\circ + 10,53 \angle 111,24^\circ = 0 \quad (2.40)$$

b) Através de (2.39):

$$9,40 \angle 0,3^\circ + 1,94 \angle 1,44^\circ = 11,33 \angle 0,49^\circ \quad (2.41)$$

O resultado de (2.41) é diferente de \dot{I}_A , o que indica a não adequação da escolha.

Por outro lado, adotando-se:

$$I_A = 10,47 \text{ A}, \quad I_B = 10,53 \text{ A}, \quad I_C = 7,46 \text{ A}$$

Tem-se:

$$\dot{I}_A = 10,47 \angle 0^\circ \text{ A}, \quad \dot{I}_B = 10,53 \angle -110,38^\circ \text{ A}, \quad \dot{I}_C = 7,46 \angle 111,24^\circ \text{ A}$$

De onde:

$$\dot{I}^+ = 9,40 \angle -9,33^\circ \text{ A} \quad e \quad \dot{I}^- = 1,94 \angle 51,8^\circ \text{ A}$$

Verificando-se

a) Através de (2.38):

$$10,47 \left| \begin{array}{c} 0^\circ \\ \hline \end{array} \right. + 10,53 \left| \begin{array}{c} -138,4 \\ \hline \end{array} \right. + 7,46 \left| \begin{array}{c} 111,24 \\ \hline \end{array} \right. = 0 \quad (2.42)$$

b) Através de (2.39):

$$9,40 \left| \begin{array}{c} -9,33 \\ \hline \end{array} \right. + 1,94 \left| \begin{array}{c} 51,8 \\ \hline \end{array} \right. = 10,47 \left| \begin{array}{c} 0^\circ \\ \hline \end{array} \right. \quad (2.43)$$

Os resultados indicam que a última escolha é adequada.

II.6 - COMPROVAÇÃO EXPERIMENTAL DA METODOLOGIA (CORRENTES DE SEQUÊNCIA)

Embora a verificação das expressões (2.38) e (2.39) sejam provas suficientes da validade da metodologia, efetuou-se um estudo comparativo entre os valores encontrados pelas expressões básicas (2.27) e (2.28) e as desenvolvidas. Para a medição do módulo e fase das correntes empregou-se TC's, amperímetros digitais e o indicador do ângulo de fase ligados à "shunts", compondo um esquema de ligações semelhante ao da figura 2.3.

Para fins dos testes, foram aplicadas várias tensões desbalanceadas e adotou-se uma certa corrente na referência, sendo esta denominada por I_A . Os valores obtidos são aqueles da tabela 2.3.

CORRENTES DE LINHA (A)			CORRENTES DE SEQUÊNCIA			
			DEFINIÇÃO *		PROPOSTA **	
I_A	I_B	I_C	I^+	I^-	I^+	I^-
10,47 $\left \begin{array}{c} 0^\circ \\ \hline \end{array} \right.$	10,53 $\left \begin{array}{c} -137 \\ \hline \end{array} \right.$	7,46 $\left \begin{array}{c} 111 \\ \hline \end{array} \right.$	9,41 $\left \begin{array}{c} -8,65^\circ \\ \hline \end{array} \right.$	1,87 $\left \begin{array}{c} 52,64^\circ \\ \hline \end{array} \right.$	9,40 $\left \begin{array}{c} -9,33 \\ \hline \end{array} \right.$	1,94 $\left \begin{array}{c} -51,8 \\ \hline \end{array} \right.$
8,60 $\left \begin{array}{c} 0^\circ \\ \hline \end{array} \right.$	7,24 $\left \begin{array}{c} -76 \\ \hline \end{array} \right.$	12,55 $\left \begin{array}{c} 146 \\ \hline \end{array} \right.$	9,07 $\left \begin{array}{c} 22,77^\circ \\ \hline \end{array} \right.$	3,52 $\left \begin{array}{c} -85,85 \\ \hline \end{array} \right.$	9,06 $\left \begin{array}{c} 22,91 \\ \hline \end{array} \right.$	3,54 $\left \begin{array}{c} -85,9 \\ \hline \end{array} \right.$
12,49 $\left \begin{array}{c} 0^\circ \\ \hline \end{array} \right.$	4,69 $\left \begin{array}{c} -88 \\ \hline \end{array} \right.$	13,51 $\left \begin{array}{c} 160 \\ \hline \end{array} \right.$	9,68 $\left \begin{array}{c} 22,61^\circ \\ \hline \end{array} \right.$	5,14 $\left \begin{array}{c} -46,1 \\ \hline \end{array} \right.$	9,69 $\left \begin{array}{c} 22,51 \\ \hline \end{array} \right.$	5,13 $\left \begin{array}{c} -46,3 \\ \hline \end{array} \right.$

* DEFINIÇÃO - CORRESPONDE À APLICAÇÃO DAS EXPRESSÕES (2.27) E (2.28)

** PROPOSTA - CORRESPONDE À APLICAÇÃO DAS EXPRESSÕES (2.36) E (2.37)

Tabela 2.3 - Valores das correntes de sequência

Os resultados das três medições fornecidas na tabela 2.3 demonstram a validade da metodologia proposta. As eventuais diferenças podem ser atribuídas à imprecisão do medidor de ângulo de fase.

II.7 - FATORES DE DESEQUILÍBRIO DE CORRENTES

À semelhança dos procedimentos adotados para as tensões, definir-se-á o fator de desequilíbrio de correntes (f_{di}) através de:

$$f_{di} = \frac{I^-}{I^+} \quad (2.44)$$

$$f_{di} = \frac{\Delta I}{I_{AV}} \quad (2.45)$$

onde:

ΔI - Desvio máximo entre as correntes; e,

I_{AV} - Corrente média, obtida por:

$$I_{AV} = \frac{I_A + I_B + I_C}{3} \quad (2.46)$$

Um estudo comparativo entre ambas as definições é apresentado na tabela 2.4, sendo os erros calculados (ξ %) em relação a (2.44), considerada como a definição verdadeira.

I_A (A)	I_B (A)	I_C (A)	f_{di}		ξ %	I^-	I_{AV}
			2.44	2.45			
10,47	10,53	7,46	20,62	21,36	3,63	9,40	9,49
8,60	7,24	12,55	39,02	32,62	16,42	9,06	9,46
12,49	4,69	13,51	52,92	54,15	2,3	9,69	10,23

Tabela 2. 4 - Fatores de desequilíbrio de correntes e erros

Os valores da tabela 2.4 são fornecidas de forma gráfica na figura 2.7.

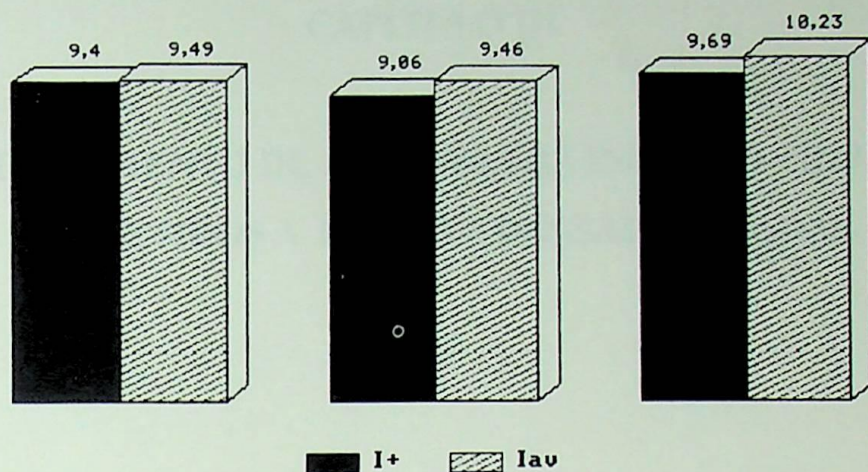


Figura 2.7 - Correntes de sequência positiva e média (valores em A)

A figura 2.8 ilustra graficamente os valores dos módulos das correntes de sequência e os médios para fins de comparação.

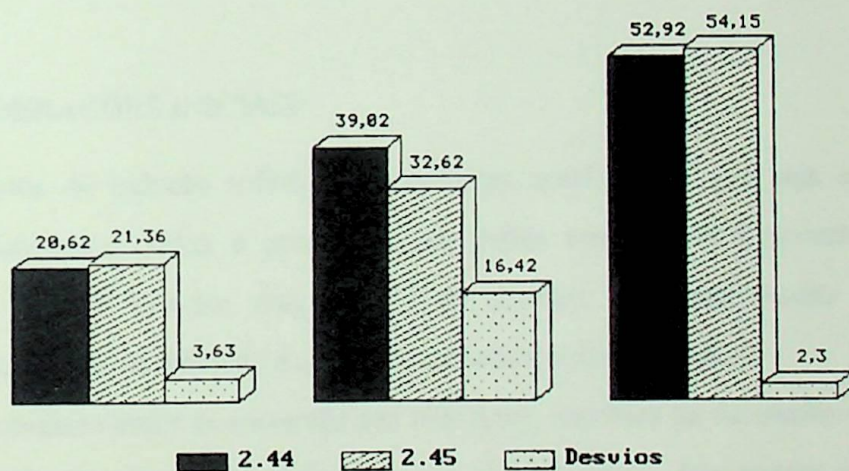


Figura 2.8 -Fatores de desequilíbrio de corrente e erros (valores em %)

CAPÍTULO III

COMPORTAMENTO DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICO SUBMETIDOS À TENSÕES DESBALANCEADAS

RESUMO

Este capítulo apresenta uma análise das influências sobre as características de desempenho básicas dos motores, incluindo as perdas, o conjugado desenvolvido, o tempo de partida, o rendimento e o fator de potência, quando submetidos à desbalanços de tensões.

III.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Um motor de indução trifásico em perfeitas condições e que seja alimentado por tensões desbalanceadas, passa a operar em condições semelhantes à presença de alguma irregularidade em seu circuito magnético e/ou elétrico. Tal fato resulta em correntes desequilibradas, cujo nível depende do grau de desbalanço das tensões.

O desequilíbrio entre as correntes nas três fases, resultará na formação de três campos magnéticos igualmente desequilibrados. Estes, ao se interagirem, apresentam como resultante um campo magnético girante cujo lugar geométrico não será mais uma circunferência. Nestas condições, o motor poderá não operar em condições adequadas, ou seja, como a carga exige um determinado conjugado, as perdas aumentarão e surgirão esforços mecânicos sobre o eixo, levando-o a um estado vibratório.

Como citado no capítulo anterior, a análise de assimetrias é feita com o auxílio do método dos componentes simétricos. Isto implica que o motor possui dois circuitos elétricos equivalentes correspondentes às tensões/correntes de sequência positiva e negativa. Observa-se, novamente, que os motores, em geral, são ligados em estrela isolada ou em delta, não havendo, portanto, o circuito de sequência zero.

A partir do conhecimento das resistências e reatâncias desses circuitos e do seu equacionamento, pode-se calcular as várias grandezas envolvidas na operação do motor submetido à tensões desbalanceadas do alimentador. As que serão analisadas neste capítulo são as perdas, o conjugado desenvolvido, o tempo de partida, o rendimento e o fator de potência.

Para a utilização do método de componentes simétricos neste trabalho, serão adotadas as seguintes premissas:

- a) os enrolamentos do estator e do rotor estão em simetria. Isso acarreta uma relação igual entre os fasores de tensão e corrente igual para as três fases, caso o motor seja alimentado por tensões balanceadas;
- b) as tensões e as correntes variam senoidalmente com o tempo, desconsiderando-se a atuação de harmônicos temporais e espaciais;
- c) o fluxo entre os circuitos do estator e do rotor é sempre uniforme, sendo adotado total uniformidade do entreferro;
- d) o motor se comportará como uma carga totalmente linear, ou seja, a aplicação de uma tensão senoidal nos seus terminais de entrada, resultará em uma corrente senoidal e diretamente proporcional à tensão aplicada. A linearidade do circuito do motor é pouco afetada pela saturação do seu circuito magnético e pela variação da resistência dos condutores devido a influência do aumento da temperatura nestes [8].

III.2 - CIRCUITOS EQUIVALENTES E IMPEDÂNCIAS DE SEQUÊNCIA POSITIVA E NEGATIVA

A figura 3.1 fornece os circuitos equivalentes do motor de indução trifásico para cada sequência [5] onde a tensão aplicada é a de fase.

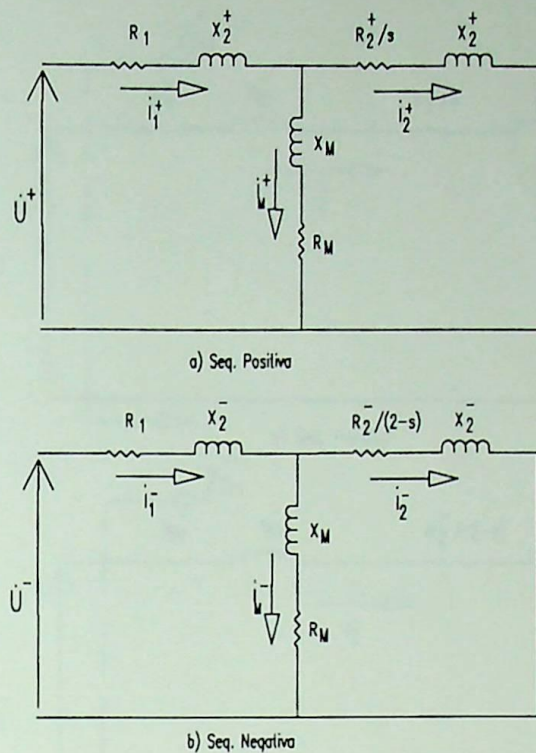


Figura 3.1 - Circuitos equivalentes do motor de indução trifásico

As impedâncias dos circuitos das figuras 3.1.a e 3.2.b, são determinadas, respectivamente, por:

$$\dot{Z}_T = \left\{ R_1 + \frac{\frac{R_2^+}{s} \left[R_M \left(\frac{R_2^+}{s} + R_M \right) + X_M^2 \right] + R_M (X_2^+)^2}{\left(\frac{R_2^+}{s} + R_M \right)^2 + (X_2^+ + X_M)^2} \right\} + j \left\{ X_1^+ + \frac{X_2^+ \left[X_M (X_2^+ + X_M) + R_M^2 \right] + X_M \left(\frac{R_2^+}{s} \right)^2}{\left(\frac{R_2^+}{s} + R_M \right)^2 + (X_2^+ + X_M)^2} \right\} \quad (3.1)$$

$$\dot{Z}_T = \left\{ R_1 + \frac{\frac{R_2^-}{2-s} \left[R_M \left(\frac{R_2^-}{2-s} + R_M \right) + X_M^2 \right] + R_M (X_2^-)^2}{\left(\frac{R_2^-}{2-s} + R_M \right)^2 + (X_2^- + X_M)^2} \right\} + j \left\{ X_1^- + \frac{X_2^- \left[X_M (X_2^- + X_M) + R_M^2 \right] + X_M \left(\frac{R_2^-}{2-s} \right)^2}{\left(\frac{R_2^-}{2-s} + R_M \right)^2 + (X_2^- + X_M)^2} \right\} \quad (3.2)$$

Por outro lado, como se sabe, os circuitos da figura 3.1 podem ser modificados pelo Teorema de Thévenin, como na figura 3.2

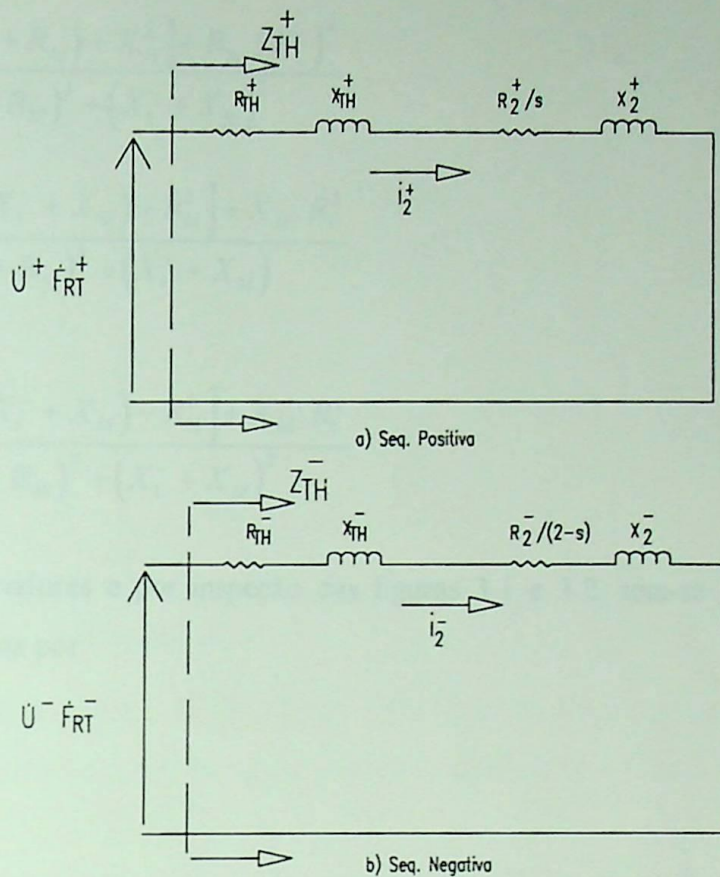


Figura 3.2 - Circuitos equivalentes modificados pelo Teorema de Thévenin

Na figura 3.2, os fatores de redução de tensão " F_{RT} ", as resistências " R_{TH} " e as reatâncias " X_{TH} " para cada sequência, são determinados, respectivamente, por:

$$|\dot{F}_{RT}^+| = \sqrt{\frac{R_M^2 + X_M^2}{(R_1 + R_M)^2 + (X_1^+ + X_M)^2}} \quad (3.3)$$

$$|\dot{F}_{RT}^-| = \sqrt{\frac{R_M^2 + X_M^2}{(R_1 + R_M)^2 + (X_1^- + X_M)^2}} \quad (3.4)$$

Assim:

$$R_{TH}^+ = \frac{R_1 [R_M (R_1 + R_M) + X_M^2] + R_M (X_1)^2}{(R_1 + R_M)^2 + (X_1 + X_M)^2} \quad (3.5)$$

$$R_{TH}^- = \frac{R_1 [R_M (R_1 + R_M) + X_M^2] + R_M \cdot (X_1^-)^2}{(R_1 + R_M)^2 + (X_1^- + X_M)^2} \quad (3.6)$$

$$X_{TH}^+ = \frac{X_1^+ [X_M (X_1^+ + X_M) + R_M^2] + X_M \cdot R_1^2}{(R_1 + R_M)^2 + (X_1^+ + X_M)^2} \quad (3.7)$$

$$X_{TH}^- = \frac{X_1^- [X_M (X_1^- + X_M) + R_M^2] + X_M \cdot R_1^2}{(R_1 + R_M)^2 + (X_1^- + X_M)^2} \quad (3.8)$$

Com tais valores e por inspeção das figuras 3.1 e 3.2, tem-se que as correntes de sequência são dadas por:

$$i^- = \frac{\dot{U}^+}{\dot{Z}_T^+} \quad (3.9)$$

$$i^- = \frac{\dot{U}^-}{\dot{Z}_T^-} \quad (3.10)$$

$$i_2^+ = \frac{\dot{U}^+ \cdot \dot{F}_{RT}^+}{\dot{Z}_{TH}^+} \quad (3.11)$$

$$i_2^- = \frac{\dot{U}^- \cdot \dot{F}_{RT}^-}{\dot{Z}_{TH}^-} \quad (3.12)$$

Sendo:

$$\dot{Z}_{TH}^+ = \left(\frac{R_2^+}{s} + R_{TH}^+ \right) + j(X_2^+ + X_{TH}^+) \quad (3.13)$$

$$\dot{Z}_{TH}^- = \left(\frac{R_2^-}{2-s} + R_{TH}^- \right) + j(X_2^- + X_{TH}^-) \quad (3.14)$$

Combinando-se as expressões (3.9) e (3.10), (3.11) e (3.12) e considerando-se que o fator de desbalanço é dado por:

$$f_d = \frac{U^-}{U^+} \quad (3.15)$$

Resulta:

$$\frac{I^-}{I^+} = f_d \frac{Z_T^+}{Z_T^-} \quad (3.16)$$

$$\frac{I_2^-}{I_2^+} = f_d \cdot \frac{F_{RT}^-}{F_{RT}^+} \cdot \frac{Z_{TH}^+}{Z_{TH}^-} \quad (3.17)$$

III.3 - CÁLCULO DAS RESISTÊNCIAS E REATÂNCIAS DO CIRCUITOS EQUIVALENTES DE SEQUÊNCIA

AVULSA

As resistências e reatâncias do circuito equivalente de um motor de indução trifásico podem ser determinadas através de vários procedimentos, como os citados em [9], [10] ou [11].

Neste trabalho, utiliza-se as metodologias desenvolvidas em [9], as quais possuem duas fontes básicas de dados, a saber: os fornecidos em catálogos de fabricante e os resultantes de ensaios com rotor livre e com o rotor travado.

No primeiro caso emprega-se os valores fornecidos nos catálogos, ou seja: potência e tensão nominal, corrente e velocidade nominal, velocidade síncrona, fator de potência e rendimento nominal, corrente de partida, conjugado máximo e de partida.

A modelagem proposta determina, para cada ponto operacional do motor, os parâmetros do circuito equivalente em "T", ou seja, as resistências do estator (R_1), do rotor (R_2) e a que representa as perdas no núcleo (R_M) e as reatâncias de magnetização (X_M), a de dispersão do enrolamento do estator (X_1) e a de dispersão do enrolamento do rotor (X_2).

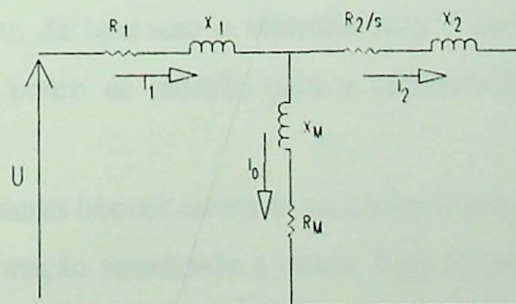


Figura 3.3 - Circuito equivalente em "T" para tensões balanceadas

O equacionamento, porém, não permite uma solução de forma determinística, pois o número de incógnitas é superior ao de equações. De forma a contornar tal inconveniente, elaborou-se um tratamento estatístico, gerando-se valores pseudo-aleatórios de grandezas adotadas como básicas.

Ressalta-se que a estrutura do procedimento torna possível a determinação e inclusão do comportamento dos vários parâmetros em função do Efeito Pelicular e da saturação, em toda a faixa de operação compreendida entre a partida e rotor livre. Estes, entretanto, são adotados como constantes entre a condição nominal e a de rotor livre.

Considerando-se que os parâmetros do circuito equivalente do motor se alteram para cada ponto de operação, o método desenvolvido consiste em se determinar os parâmetros para cada um deles.

Inicialmente, é necessário que isto seja feito para as condições ditas "nominais" para cálculo da reatância de magnetização (X_M) e da resistência que representa as perdas no núcleo (R_M) que são consideradas constantes para toda a faixa de operação do motor e estimadas para esta situação. Em seguida, são calculados os parâmetros para a condição de partida, obtendo-se os valores limites dos parâmetros variáveis (ou seja, R_2 , X_1 e X_2).

No primeiro caso gera-se uma série de parâmetros que, utilizados no circuito equivalente, permitem calcular grandezas que são comparadas com dados de catálogos. Considera-se como sendo os parâmetros do circuito equivalente naqueles pontos de operação, os que produzirem valores das grandezas calculadas com menor erro em relação aos valores apresentados nos catálogos. Como garantia adicional da adequabilidade dos parâmetros determinados, eles são refinados com o uso do algoritmo de Marquadt [9]. Os parâmetros correspondentes à partida são obtidos da mesma forma, aplicando-se, porém, as grandezas respectivas.

Um terceiro ponto de operação é estimado para a condição de conjugado máximo visando estabelecer um ponto de inflexão para a característica conjugado em função do escorregamento.

A partir destes valores básicos estima-se os parâmetros para dois pontos intermediários com uma técnica de estimação semelhante à citada. Este número de pontos foi determinado como o mínimo suficiente para acelerar o programa digital, bem como, permitir um ajuste adequado com uma função interpolante.

Pode-se, entretanto, determinar os parâmetros para quaisquer pontos de operação da máquina.

A figura 3.4 mostra, a título de ilustração, a característica conjugado em função da velocidade obtido através da formulação apresentada comparadas com medições executadas conforme o método B da norma IEEE-112 [12]. Além disto, são fornecidos os comportamentos da resistência do rotor e reatâncias igualmente em função da velocidade.

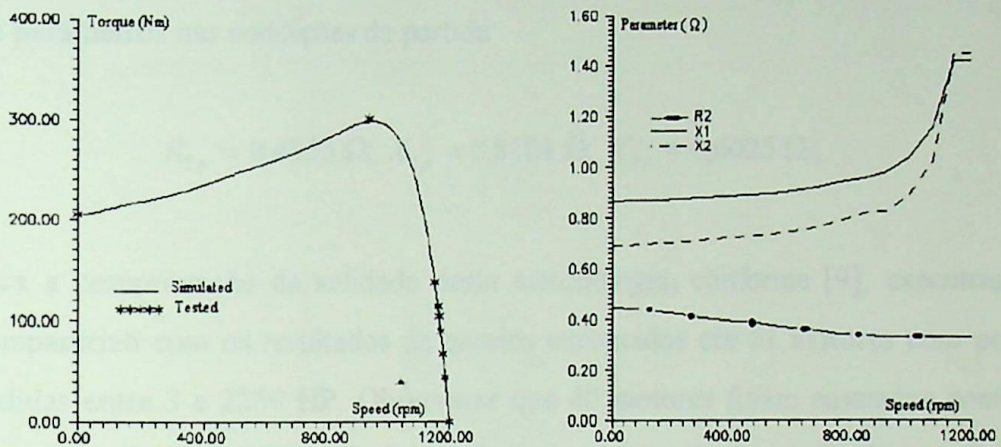


Figura 3.4 - Comportamentos de grandezas em função da velocidade.

O motor analisado no exemplo foi ensaiado de acordo com os procedimentos da IEEE-112 - método B [12] relatados no Anexo I, através dos quais obteve-se as grandezas que são consideradas como nominais, ou seja:

Potência nominal - 15 C.V.; Tensão nominal - 440 V; Frequência nominal - 60 Hz; Velocidade síncrona - 1200 rpm; Velocidade nominal - 1169 rpm; Corrente nominal - 22,9 A; Corrente de rotor bloqueado - 6,3 pu; Conjugado nominal - 90,0 N.m; Conjugado de rotor bloqueado - 2,3 pu; Conjugado máximo - 3,4 pu; $\cos \varphi$ a plena carga - 73,5 %; η a plena carga - 85,9%;

Os resultados de ensaios foram empregados como se fossem os disponíveis em catálogos.

Os parâmetros do circuito equivalente obtido são:

$$R_1 = 0,4361 \Omega; R_M = 1,389 \Omega; X_M = 18,2732 \Omega$$

a) Demais parâmetros nas condições nominais:

$$R_{2N} = 0,3287 \Omega; X_{1N} = 1,4230 \Omega; X_{2N} = 1,4514 \Omega;$$

b) Demais parâmetros nas condições de partida

$$R_{2p} = 0,4553 \Omega; X_{1p} = 0,8701 \Omega; X_{2p} = 0,6025 \Omega;$$

Para a comprovação da validade desta metodologia, conforme [9], executou-se um estudo comparativo com os resultados de ensaios executados em 61 motores com potências compreendidas entre 3 e 2250 HP. Observa-se que 40 motores foram ensaiados conforme a IEEE-112 e 54 pela IEC-34-2 [13], formando um universo de 94 avaliações. A figura 3.5 informa a quantidade de motores testados conforme a faixa de potência e a norma.

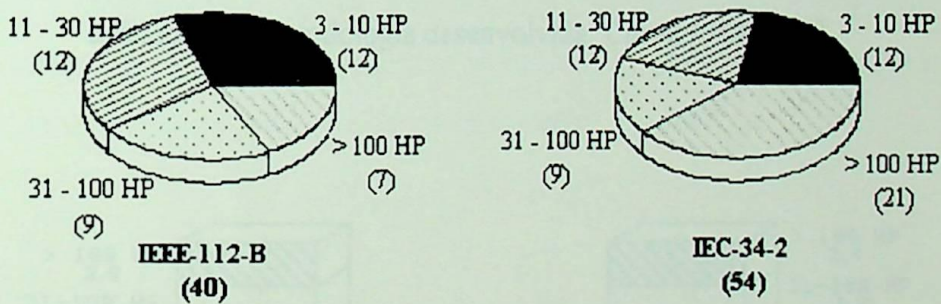


Figura 3.5 - Motores ensaiados conforme as várias normas - distribuição por faixa de potência

As figuras 3.6, 3.7 e 3.8 apresentam as comparações para as curvas do conjugado M , da corrente absorvida pelo estator I e do rendimento η , respectivamente, todas em função da velocidade do eixo (n), considerando-se a metodologia desenvolvida e os resultados obtidos através dos ensaios normalizados, bem como a faixa de potência dos motores ensaiados.

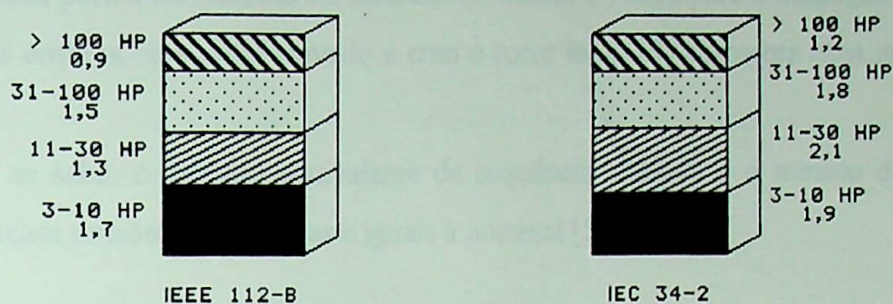


Figura 3.6 - Análise comparativa entre os erros médios (em porcentagem) resultantes da aplicação da metodologia desenvolvida. Curva $M = f(n)$ [9].

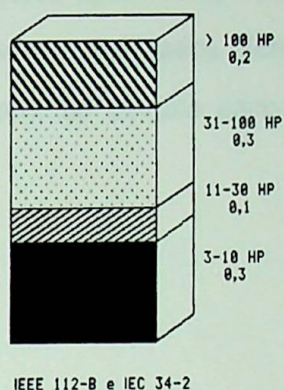


Figura 3.7 - Análise comparativa entre os erros médios (em porcentagem) resultantes da aplicação da metodologia desenvolvida. Curva $I = f(n)$ [9].

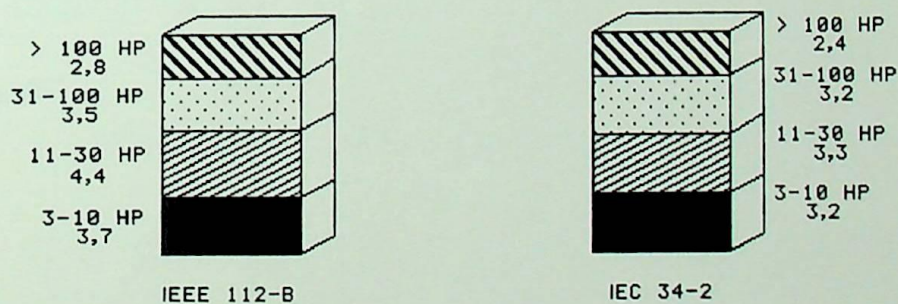


Figura 3.8 - Análise comparativa entre os erros médios (em porcentagem) resultantes da aplicação da metodologia desenvolvida. Curva $\eta = f(n)$ [9].

Em relação ao conjugado e corrente de partida os erros são inferiores a 10 %, pois são condições básicas para a formulação do método. O mesmo é válido para o conjugado máximo.

Para os ensaios com rotor travado e com o rotor livre, [9] apresenta uma metodologia semelhante.

Como se sabe, o circuito equivalente de sequência positiva é o mesmo determinado quando se aplicam tensões balanceadas e iguais à nominal [5] e, assim:

$$R_2^+ = R_2; \quad X_1^+ = X_1; \quad X_2^+ = X_2 \quad (3.18)$$

Por outro lado, para que o motor opere continuamente, a corrente de sequência negativa não deve assumir níveis relativamente elevados. Sendo assim, o efeito da saturação sobre as reatâncias do estator e do rotor no circuito equivalente de sequência negativa é desprezável ou nulo e, portanto:

$$X_1^- = X_{1N} \quad (3.19)$$

O cálculo da reatância e resistência de sequência negativa, desde a condição de partida à nominal, correspondente ao circuito do rotor pode ser feito aproximadamente, adaptando-se a formulação apresentada em [10] e [14], respectivamente, ou seja:

$$X_2^- = X_{2N} e^{g_s \sqrt{2-s}} \quad (3.20)$$

e,

$$R_2^- = R_{2N} + (R_{2p} - R_{2N}) (2-s)^{\frac{3}{2}} \quad (3.21)$$

Onde:

$$g_x = \ln\left(\frac{X_{2p}}{X_{2N}}\right) \quad (3.22)$$

Para o motor de 15 C.V. citado, as reatâncias e resistências de sequência são:

a) para a sequência positiva:

Os mesmos valores que para tensões balanceadas;

b) para a sequência negativa nas condições de partida:

$$R_2^- = 0,45531 \, \Omega; X_2^- = 0,6025 \, \Omega;$$

c) para a sequência negativa nas condições de regime permanente:

$$R_2^- = 0,6868 \, \Omega; X_2^- = 0,4186 \, \Omega;$$

III.4 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS SOBRE O CONJUGADO MOTOR

Os conjugados para a sequência positiva (M^+) e negativa (M^-) podem ser determinados em função das grandezas e parâmetros do respectivo circuito equivalente pelas expressões (3.23) e (3.24).

$$M^+ = \frac{180}{2\pi n_s} (I_2^+)^2 \cdot \frac{R_2^+}{s} \quad (3.23)$$

$$M^- = -\frac{180}{2\pi n_s} (I_2^-)^2 \cdot \frac{R_2^-}{2-s} \quad (3.24)$$

Assim, o conjugado total (M_{des}) é dado pela soma dos conjugados de sequência, ou seja:

$$M_{des} = M^+ + M^- \quad (3.25)$$

ou ainda:

$$M_{des} = \frac{180}{2\pi n_s} \left\{ (I_2^+)^2 \frac{R_2^+}{s} - (I_2^-)^2 \frac{R_2^-}{2-s} \right\} \quad (3.26)$$

ou, considerando-se o fator de desbalanço:

$$M_{des} = M^+ \left[1 - f_d^2 \cdot \left(\frac{F_{RT}^-}{F_{RT}^+} \right)^2 \cdot \left(\frac{Z_{TH}^+}{Z_{TH}^-} \right)^2 \cdot \frac{R_2^-}{R_2^+} \cdot \frac{s}{2-s} \right] \quad (3.27)$$

De forma a verificar a aplicabilidade do equacionamento apresentado, efetuou-se uma análise comparativa de resultados de simulação e de ensaios. A figura 3.9 mostra, a título de exemplo, o comportamento do conjugado total (M_{des}) em toda a faixa de operação ($0 < s \leq 1$) para o motor de 15 C.V. As tensões aplicadas foram 417 V, 448 V e 452 V ($f_d\% = 4,98\%$). O conjugado desenvolvido quando as tensões são balanceadas e iguais a nominal também é fornecido para uma análise comparativa. Os resultados de ensaios são relatados no Anexo I.

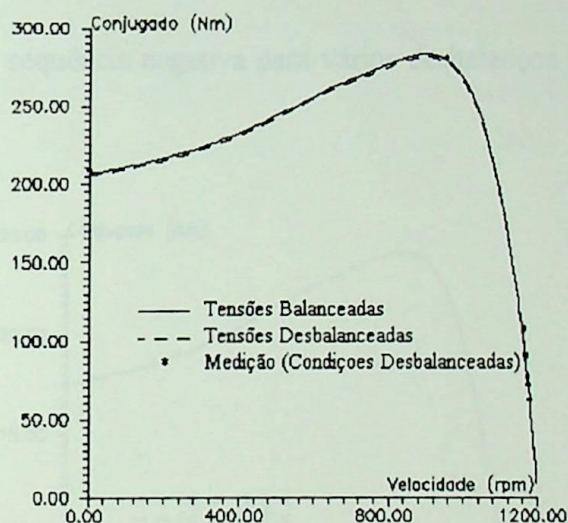


Figura 3.9 - Resultados de ensaios e simulação para a curva $M = f(n)$ - Motor de 15 C.V. ($f_d\% = 4,98\%$).

Note-se a boa conformidade da metodologia empregada, a qual permite analisar outras situações utilizando-a.

Neste sentido, a figura 3.10, mostra o efeito de grandes desbalanços sobre o conjugado motor ($f_d\% = 14,9\%$). As tensões aplicadas foram de 392 V, 399 V e 486 V.

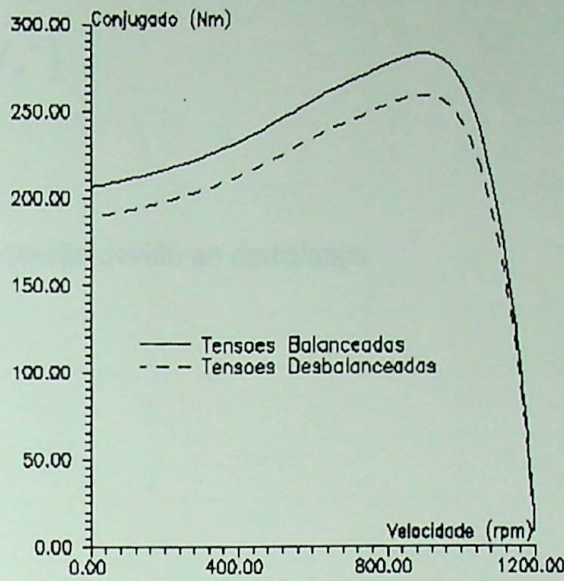


Figura 3.10 - Curvas $M = f(n)$ - Motor de 15 C.V. ($f_d\% = 14,9\%$)

Os conjugados de sequência negativa para vários desbalanços são mostrados na figura 3.11 a título ilustrativo.

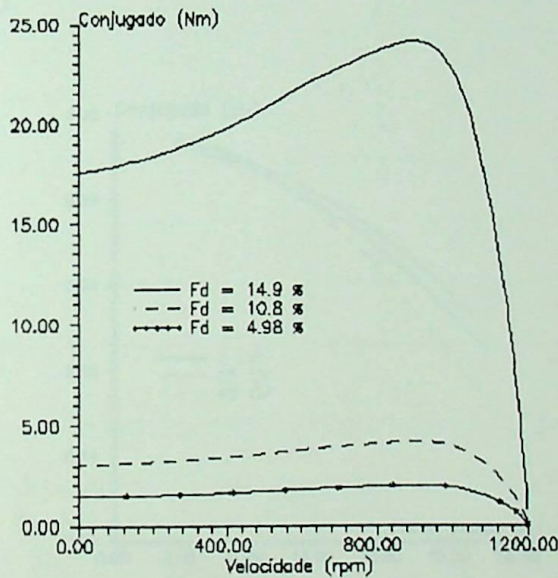


Figura 3.11 - Curvas $M = f(n)$ - Motor de 15 C.V. - sequência negativa

O conjugado motor desenvolvido sob tensões desbalanceadas pode ser quantizado dentro da região de operação ($0 < s \leq s_k$) de forma aproximada, determinando-se apenas as tensões de sequência e, conseqüentemente, o fator de desbalanço. Assim, definindo-se:

$$f_{Rdes} = \left(\frac{U^+}{U_N} \right)^2 \cdot (1 - f_d^2) \quad (3.28)$$

onde:

f_{Rdes} - fator de redução de tensão devido ao desbalanço

Tem-se:

$$M_{des} = M \cdot f_{Rdes} \quad (3.29)$$

sendo “ M ” o conjugado desenvolvido sob tensões balanceadas.

De forma a verificar a aplicabilidade da expressão (3.29) elaborou-se um estudo comparativo com os procedimentos apresentados e validados anteriormente. Os resultados são apresentados na tabela 3.1 e ilustrados na figura 3.12, para vários fatores de desbalanço e motores (3, 15 e 40 C.V.).

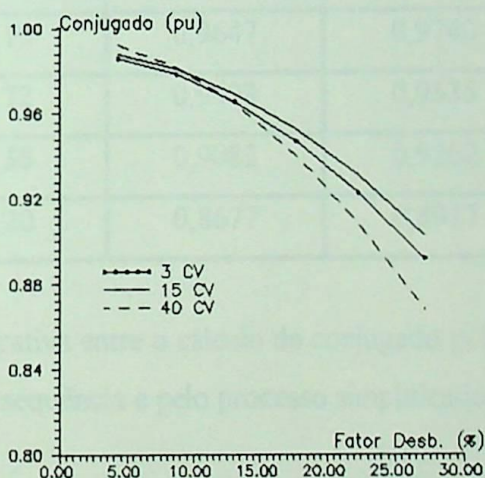


Figura 3.12 - Comportamento do conjugado em função dos desbalanços

Na tabela 3.1, o conjugado da carga é 1 pu e equivale ao das condições balanceadas. O conjugado calculado pelos circuitos equivalentes de sequência são denominados por “ M_{ces} ”, enquanto que os correspondentes à expressão (3.29) os são por “ M_{ap} ”.

Potência do Motor (C.V.)	fd %	$\frac{M_{ces}}{M_{eq}}$	$\frac{M_{ap}}{M_{eq}}$	ξ %
3	4,36	0,9859	0,9972	1,1462
	8,75	0,9782	0,9885	1,0529
	13,19	0,9653	0,9740	0,9013
	17,72	0,9468	0,9535	0,7076
	22,38	0,9225	0,9262	0,4011
	27,20	0,8917	0,8917	0,0000
15	4,36	0,9877	0,9972	0,9618
	8,75	0,9808	0,9885	0,7851
	13,19	0,9692	0,9740	0,4952
	17,72	0,9526	0,9535	0,0945
	22,38	0,9306	0,9262	0,4728
	27,20	0,9029	0,8917	1,2405
40	4,36	0,9920	0,9972	0,5242
	8,75	0,9818	0,9885	0,6824
	13,19	0,9647	0,9740	0,9640
	17,72	0,9403	0,9535	1,4038
	22,38	0,9082	0,9262	1,9819
	27,20	0,8677	0,8917	2,7659

Tabela 3.1 - Análise comparativa entre o cálculo de conjugado pelos circuitos equivalentes de sequência e pelo processo simplificado

III.4 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS SOBRE A VELOCIDADE

A velocidade desenvolvida depende do tipo de carga acoplada ao eixo do motor, as quais podem ser representadas, genericamente, através da expressão (3.30):

$$M_c = M_0 + K_c \cdot n_c^x \quad (3.30)$$

onde :

M_c - conjugado da carga referido ao eixo do motor (Nm);

n_c - velocidade da carga referida ao eixo do motor (rpm);

K_c - constante que depende da carga;

M_0 -conjugado para velocidade nula (inicial) (Nm);

" x " - expoente que define a variação da carga com a velocidade, ou seja :

a) $x = -1$ - cargas com potência constante;

b) $x = 0$ - cargas com conjugado constante;

c) $x > 0$ - cargas com o conjugado variável com a velocidade.

No ponto de operação em regime permanente do motor, tem-se :

$$M_{des} = M_c = \frac{180}{2\pi m_s} \left\{ (I_2^+) \frac{R_2^+}{s} - (I_2^-)^2 \frac{R_2^-}{2-s} \right\} = M_0 + K_c \cdot n_c^x \quad (3.31)$$

Observa-se que a solução de (3.31) em " s " deve ser encontrada através de métodos numéricos, tais como Newton-Raphson e/ou bisseção.

A figura 3.13 mostra o comportamento da velocidade em função de vários fatores de desbalanço comparados com os resultados de ensaios do motor de 15 C.V. relatados no Anexo I. As cargas aplicadas ao eixo foram do tipo "conjugado constante" com valores "0,8", "1" e "1,2" pu (base: conjugado nominal).

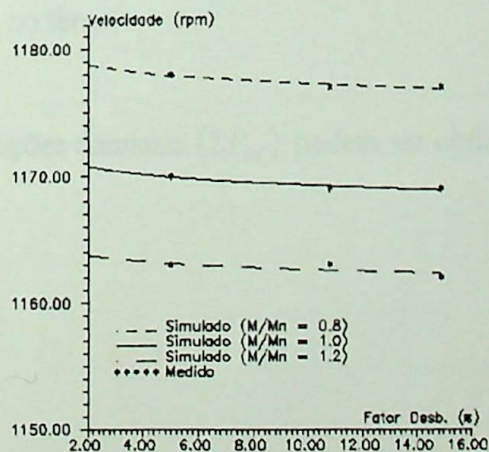


Figura 3.13 - Comportamento da velocidade em função do fator de desbalanço de tensões - Motor de 15 C.V.

A figura 3.14 ilustra os resultados obtidos para os motores de 3, 15 e 40 C.V.

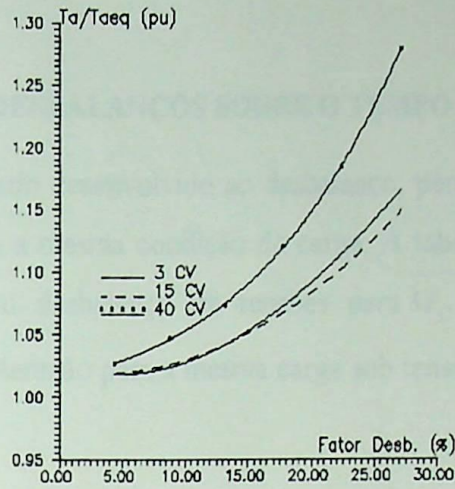


Figura 3.14 - Comportamento do tempo de aceleração em função dos desbalanços de tensão - Motores de 3, 15 e 40 C.V.

III.6 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS SOBRE AS PERDAS E RENDIMENTOS

De acordo com o modelo proposto para análise dos desbalanços de tensão as perdas totais se dividem em três parcelas, a saber:

- a) P_{J1} - perdas por efeito Joule no estator;
- b) P_{J2} - perdas por efeito Joule no rotor;
- c) P_{fe} - perdas no núcleo (ou no ferro)

Tais perdas em condições nominais (ΣP_{eN}) podem ser obtidas pela expressão (3.32) ou seja:

$$\Sigma P_{eN} = \left[\frac{1}{\eta_N} - 1 \right] \cdot P_N \quad (3.32)$$

onde cada parcela é expressa através de:

$$P_{J1N} = 3 \cdot R_1 \cdot I_N^2 \quad (3.33)$$

Como se verifica na figura 3.13 os resultados da simulação e dos ensaios apresentam boa conformidade.

III.5 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS SOBRE O TEMPO DE ACELERAÇÃO

A redução do conjugado desenvolvido ao desbalanço, permite afirmar que o tempo de aceleração " t_a " aumenta para a mesma condição de carga. A tabela 3.2 mostra a variação do tempo de aceleração com o desbalanço de tensões para $M_C = M_N$. Nesta tabela " t_{aeq} " corresponde ao tempo de aceleração para a mesma carga sob tensões balanceadas.

Potência do Motor (C.V.)	fd %	$\frac{t_a}{t_{aeq}}$
3	4,36	1,0192
	8,75	1,0227
	13,19	1,0332
	17,72	1,0901
	22,38	1,1010
	27,20	1,1694
15	4,36	1,1300
	8,75	1,0293
	13,19	1,0547
	17,72	1,0593
	22,38	1,0919
	27,20	1,1559
40	4,36	1,0265
	8,75	1,0468
	13,19	1,0737
	17,72	1,1202
	22,38	1,1847
	27,20	1,2795

Tabela 3.2 - Influência do desbalanço sobre o tempo de aceleração

$$P_{J2N} = 3 \cdot R_{2N} \cdot I_{2N}^2 \quad (3.34)$$

$$P_{FeN} = 3R_M \cdot I_{MN}^2 \quad (3.35)$$

Devido ao desbalanço, as parcelas citadas anteriormente, são determinadas, somando-se as perdas devido aos componentes de sequência.

As perdas nos enrolamentos do estator devido a tais componentes são:

$$\frac{P_{J1}^+}{P_{J1N}} = \left(\frac{I^+}{I_N} \right)^2 \quad (3.36)$$

$$\frac{P_{J1}^-}{P_{J1N}} = \left(\frac{I^-}{I_N} \right)^2 \quad (3.37)$$

Assim as perdas totais nos enrolamentos do estator devido ao desbalanço (P_{J1des}) são:

$$P_{J1des} = P_{J1N} \left[\left(\frac{I^+}{I_N} \right)^2 + \left(\frac{I^-}{I_N} \right)^2 \right] \quad (3.38)$$

Utilizando-se as expressões (3.16) e (3.17) resulta:

$$P_{J1des} = P_{J1N} \left(\frac{I^+}{I_N} \right)^2 \cdot \left[1 + f_d^2 \cdot \left(\frac{Z_T^+}{Z_T^-} \right)^2 \right] \quad (3.39)$$

Analogamente, para o rotor, resulta:

$$P_{J2des} = P_{J2N} \left[\left(\frac{I_2^+}{I_{2N}} \right)^2 \cdot \left[1 + f_d^2 \cdot \left(\frac{F_{RT}^-}{F_{RT}^+} \right)^2 \cdot \left(\frac{Z_{TH}^+}{Z_{TH}^-} \right)^2 \right] \right] \quad (3.40)$$

Para as perdas totais no núcleo, tem-se que:

$$P_{Fedes} = R_M \left[\left(I_M^+ \right)^2 + \left(I_M^- \right)^2 \right] \quad (3.41)$$

de onde:

$$P_{Fedes} = \frac{(I_M^+)^2 + (I_M^-)^2}{I_{MN}^2} P_{FeN} \quad (3.42)$$

ou:

$$P_{Fedes} = P_{FeN} \left(\frac{I_M^+}{I_{MN}} \right)^2 \left[1 + f_d^2 \cdot \frac{\left(\frac{1}{Z_T^-} \right)^2 + \left(\frac{F_{RT}^-}{Z_T^-} \right)^2 - \frac{2 \cdot F_{RT}^-}{Z_T^- \cdot Z_{TH}^-} \cdot \cos(\varphi_1^- - \varphi_2^-)}{\left(\frac{1}{Z_T^+} \right)^2 + \left(\frac{F_{RT}^+}{Z_{TH}^+} \right)^2 - \frac{2 \cdot F_{RT}^+}{Z_T^+ \cdot Z_{TH}^+} \cdot \cos(\varphi_1^+ + \varphi_2^+)} \right] \quad (3.43)$$

As perdas totais (ΣP_{edes}) são:

$$\Sigma P_{edes} = P_{J1des} + P_{J2des} + P_{Fedes} = \Sigma P_e + P_{ADES} \quad (3.44)$$

onde :

$$\Sigma P_e = P_{J1N} \left[\frac{I^+}{I_N} \right]^2 + P_{J2N} \left[\frac{I_2^+}{I_{2N}} \right]^2 + P_{FeN} \left[\frac{I_M^+}{I_{MN}} \right]^2 \quad (3.45)$$

P_{ADES} - perdas adicionais devido ao desbalanço de tensões, dados por:

$$P_{ADES} = P_{J1N} \left[\frac{I^+}{I_N} \right]^2 \cdot f_d^2 \left[\frac{Z_T^+}{Z_T^-} \right]^2 + P_{J2N} \left[\frac{I_2^+}{I_N} \right]^2 \cdot f_d^2 \left[\frac{F_{RT}^-}{F_{RT}^+} \right] \left[\frac{Z_{TH}^-}{Z_{TH}^+} \right]^2 + P_{FeN} \left[\frac{I_M^+}{I_{MN}} \right]^2 \cdot f_d^2 \quad (3.46)$$

Nestas condições, o rendimento é dado por:

$$\eta\% = \frac{\frac{2\pi}{60} \cdot M_{des} \cdot n}{\frac{2\pi}{60} \cdot M_{des} \cdot n + \Sigma P_e + P_{ADES}} \quad (3.47)$$

A figura 3.15 apresenta os resultados da aplicação de (3.47) e os de ensaios do motor citado anteriormente em função do fator de desbalanço, para cargas de "0,8", "1" e "1,2" pu.

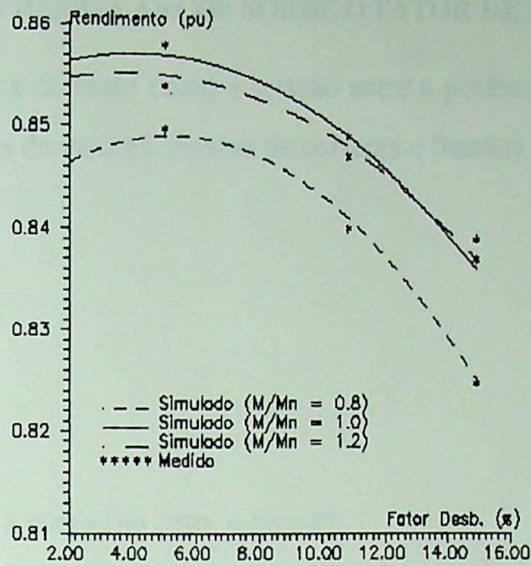


Figura 3.15 - Comportamento do rendimento em função do fator de desbalanceamento de tensões - Motor de 15 C.V.

A figura 3.16, entretanto, apresenta o comportamento esperado pela aplicação da metodologia para as perdas adicionais devido ao desbalanceamento, calculados conforme a expressão (3.46)

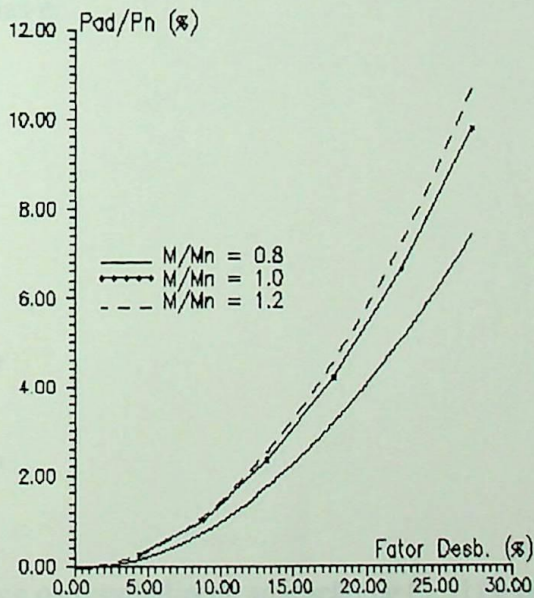


Figura 3.16 - Perdas adicionais em função do fator de desbalanceamento - Motor de 15 C.V.

III.7 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS SOBRE O FATOR DE POTÊNCIA

O fator de potência é definido como a relação entre a potência ativa e o total de volt-ampères (medido em termos de valores eficazes de corrente e tensão). Sendo assim, tem-se :

$$f_p = \frac{P}{S} = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2}} \quad (3.48)$$

onde:

P - potência ativa entregue à carga (no caso, o motor);

S - total de volt-ampères (potência aparente);

Q - potência reativa total.

Em condições assimétricas:

$$P_{des} = U^+ \cdot I^+ \cos \varphi^+ + U^- \cdot I^- \cdot \cos \varphi^- \quad (3.49)$$

$$Q_{des} = U^+ \cdot I^+ \sen \varphi^+ + U^- \cdot I^- \cdot \sen \varphi^- \quad (3.50)$$

Levando-se em conta as expressões (3.9) a (3.12), (3.16) e (3.17), o fator de potência em condições desbalanceadas é:

$$f_{pdes} = \frac{A}{\sqrt{A^2 + B^2}} \quad (3.51)$$

onde:

$$A = \cos \varphi^+ + f_d^2 \cdot \frac{Z_T^+}{Z_T^-} \cdot \cos \varphi^- \quad (3.52)$$

$$B = \sen \varphi^+ + f_d^2 \cdot \frac{Z_T^+}{Z_T^-} \cdot \sen \varphi^- \quad (3.53)$$

A figura 3.17 fornece os resultados da aplicação de (3.51) e os provenientes de ensaios do motor citado anteriormente em função do fator de desbalanço, para cargas de "0,8", "1" e "1,2" pu.

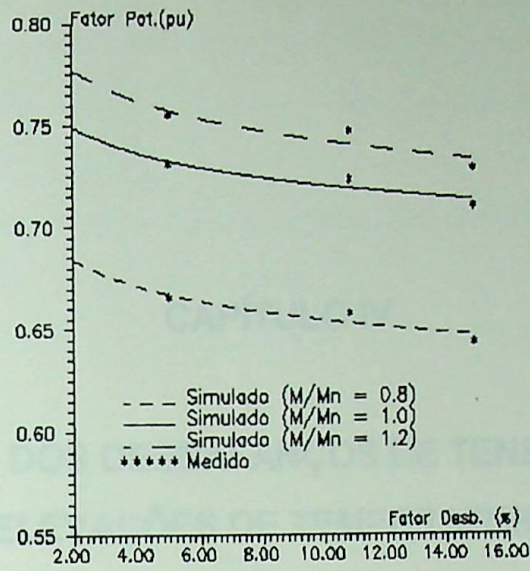


Figura 3.17 - Fator de Potência em função do fator de desbalanço - Motor de 15 C.V.

RESUMO

A distribuição das correntes nos fios é desigual quando o motor é alimentado por fontes desbalanceadas. Assim, as partes que recebem por efeito Joule são diferentes e, em consequência, também as temperaturas. Nesta condição, haverá uma maior queda nos fios que recebem a transmissão de calor de pontos para os outros. Sendo assim, o tipo de isolamento e o arranjo das bobinas do estator altera as características de temperatura. Para analisar e ajustar tais condições devido à operação desbalanceada e seguir uma metodologia adequada para a avaliação das variações de temperatura das máquinas elétricas, a seguir são feitas as considerações.

IV.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS

As condições de aquecimento das partes de um motor que operam em condições não balanceadas são diferentes. As partes mais prejudicadas são, em geral, as partes internas dos enrolamentos.

A quantidade de calor envolvida também varia conforme as condições operativas e, além disso, o sentido do calor flui não somente dentro da máquina, mas

CAPÍTULO IV

INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS DE TENSÃO SOBRE AS ELEVAÇÕES DE TEMPERATURA

RESUMO

A distribuição das correntes nas fases é desigual quando o motor é alimentado por tensões desbalanceadas. Assim, as perdas que causam por efeito Joule são diferentes e, em consequência, também as temperaturas. Nestas condições, haverá uma fase mais quente que as demais, ocorrendo a transmissão de calor da primeira para as outras. Sendo assim, o tipo de isolamento e o arranjo dos enrolamentos do estator afetam as suas elevações de temperatura. Este capítulo analisa o aquecimento causado devido a operação desequilibrada e sugere uma metodologia alternativa para a avaliação das elevações de temperatura dos motores submetidos a variados graus de desbalanços.

IV.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS

As condições de aquecimento das partes de um motor que operam em contato com o seu isolamento são diferentes. As partes mais intensamente aquecidas são, em geral, as seções internas dos enrolamentos.

A quantidade de calor envolvida também difere conforme as condições operativas e, além disto, o sentido de seu fluxo não permanece constante dentro da máquina. Mais

frequentemente, quando o motor gira sem carga, o calor é transferido do núcleo para os enrolamentos. Mas, tão logo a carga aumente no eixo do motor, o calor é transferido no sentido oposto ao anterior.

Estas circunstâncias tornam o cálculo do aquecimento altamente complexo e possuem extrema importância para o projetista da máquina.

Em termos aplicativos, o problema torna-se de difícil solução se certas aproximações não forem efetuadas.

Para simplificar o estudo do processo de aquecimento, assume-se que os motores elétricos são corpos homogêneos, no qual a energia é absorvida e fornecida ao ambiente uniformemente.

Com as aproximações citadas, o balanço de calor para o corpo é:

$$Qdt = C_T d\Delta\theta + A \Delta\theta dt \quad (4.1)$$

Onde:

Q - quantidade de calor [kW];

C_T - capacidade térmica do corpo [J/°C];

A - coeficiente de transmissão de calor [kW/°C];

$\Delta\theta$ - diferença de temperatura entre o corpo e o meio ambiente [°C].

Resolvendo-se (4.1) em relação à $\Delta\theta$ obtém-se a expressão (4.2) representativa do aquecimento do corpo:

$$\Delta\theta = \frac{Q}{A} \left(1 - e^{-t \frac{A}{C_T}} \right) + \Delta\theta_0 e^{-t \frac{A}{C_T}} \quad (4.2)$$

Sendo:

$\Delta\theta_0$ - diferença de temperatura entre o corpo e o meio ambiente no instante $t = 0$ (início do processo de aquecimento, em [°C]).

Por outro lado, designando por “ T_A ” a constante de tempo de aquecimento do corpo, (ou seja, o tempo necessário para que este atinja 63 % da temperatura final), tem-se:

$$T_A = \frac{C_T}{A} \quad (4.3)$$

então:

$$\Delta\theta = \frac{Q}{A} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_A}} \right) + \Delta\theta_0 e^{-\frac{t}{T_A}} \quad (4.4)$$

se $t \rightarrow \infty$ e sabendo-se que :

$$Q = \Sigma P_e \quad (4.5)$$

a máxima variação de temperatura ($\Delta\theta_F$) será :

$$\Delta\theta_F = \Delta\theta_{max} = \frac{Q}{A} = \frac{\Sigma P_e}{A} \quad (4.6)$$

onde:

ΣP_e - perdas totais geradas no corpo em análise, em [kW].

Note-se que, se o processo se iniciar à temperatura ambiente, tem-se:

$$\Delta\theta = \frac{\Sigma P_e}{A} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_A}} \right) \quad (4.7)$$

A expressão (4.7) mostra que a temperatura alcançada pelo corpo depende:

- a) das perdas;
- b) do tempo de funcionamento;
- c) das condições ambientes

Para efeito de análise, o motor pode ser subdividido em quatro corpos homogêneos, ou seja, os enrolamentos e núcleo do estator e do rotor, respectivamente. Desta forma, são quatro as equações que regem o aquecimento destas partes, possuindo cada uma sua própria constante de tempo de aquecimento, coeficiente de transmissão de calor e calor específico e sendo submetidas às correspondentes perdas.

IV.2 - MODELO TÉRMICO BASEANDO-SE EM CIRCUITO ELÉTRICO ANÁLOGO

A expressão (4.7), a qual rege a elevação de temperatura das partes do motor, se assemelha à equação que descreve a variação de tensão em um circuito composto por um capacitor em paralelo com uma resistência alimentados por uma fonte de corrente.

Devido ao fato de que ambos os sistemas são análogos, pode-se representar os circuitos térmicos do estator e do rotor de um motor de indução trifásico através de um circuito elétrico equivalente. Tais circuitos são aqueles mostrados na figura 4.1

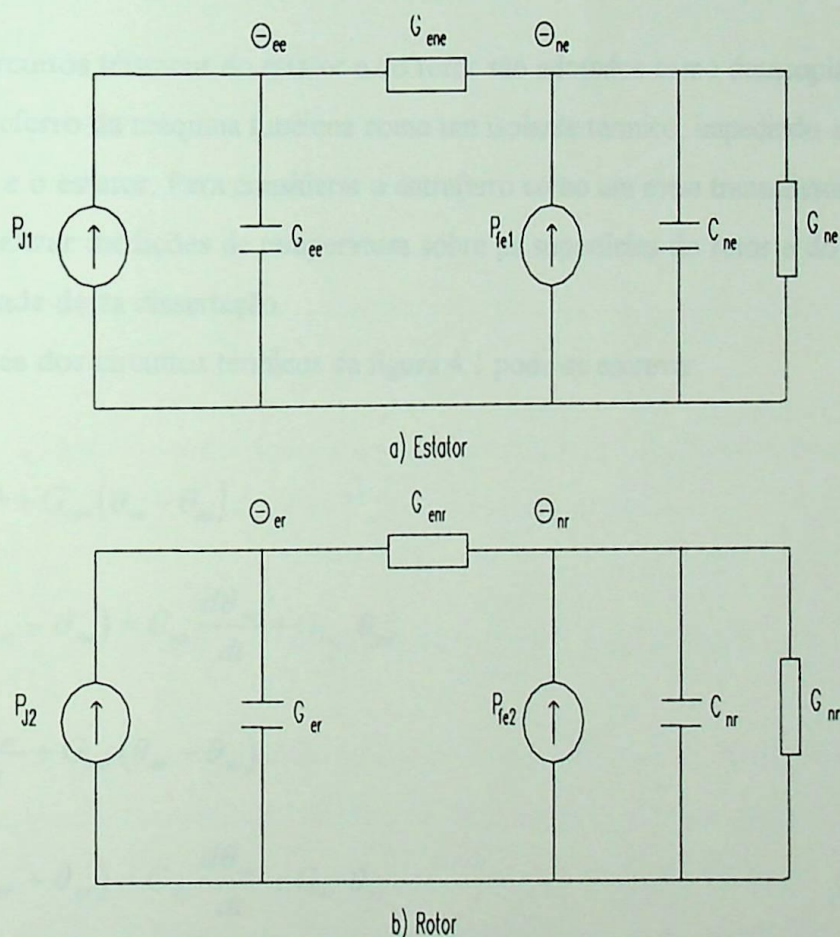


Figura 4.1 - Circuitos térmicos do motor.

Nos circuitos da figura 4.1 tem-se:

P_{J1} - potência no enrolamento do estator; P_{J2} - potência no enrolamento do rotor; P_{fe1} - perdas no ferro do estator; P_{fe2} - perdas no ferro do rotor; θ_{ee} - elevação de temperatura média no enrolamento do estator; θ_{ne} - elevação de temperatura média no núcleo do estator; θ_{er} - elevação de temperatura média no enrolamento do rotor; θ_{nr} - elevação de temperatura média no núcleo do rotor; C_{ee} - capacidade térmica do enrolamento do estator; C_{ne} - capacidade térmica do núcleo do estator; C_{er} - capacidade térmica do enrolamento do rotor; C_{nr} - capacidade térmica do núcleo do rotor; G_{ene} - condutância necessária para representar a transmissão de calor entre os enrolamentos e o núcleo do estator; G_{ne} - condutância necessária para representar a transmissão de calor entre o núcleo do estator e o meio ambiente; G_{enr} - condutância necessária para representar a transmissão de calor entre o enrolamento e o núcleo do rotor; G_{nr} - condutância necessária para representar a transmissão de calor entre o núcleo do rotor e o meio ambiente.

Os circuitos térmicos do estator e do rotor são adotados como desacoplados, supondo-se que o entreferro da máquina funciona como um isolante térmico, impedindo a troca de calor entre o rotor e o estator. Para considerar o entreferro como um meio transmissor de calor seria necessário realizar medições de temperatura sobre as superfícies do rotor e do estator, o que foge à finalidade desta dissertação.

Através dos circuitos térmicos da figura 4.1 pode-se escrever:

$$P_{J1} = C_{ee} \frac{d\theta_{ee}}{dt} + G_{ene} (\theta_{ee} - \theta_{ne}) \quad (4.8)$$

$$P_{fe1} + G_{ene} (\theta_{ee} - \theta_{ne}) = C_{ne} \frac{d\theta_{ne}}{dt} + G_{ne} \theta_{ne} \quad (4.9)$$

$$P_{J2} = C_{er} \frac{d\theta_{er}}{dt} + G_{enr} (\theta_{er} - \theta_{nr}) \quad (4.10)$$

$$P_{fe2} + G_{enr} (\theta_{er} - \theta_{nr}) = C_{nr} \frac{d\theta_{nr}}{dt} + G_{nr} \theta_{nr} \quad (4.11)$$

Este conjunto de equações define o modelo térmico do motor de indução.

Os parâmetros são determinados como na referência [11]. Deve-se no entanto, observar que esta formulação apresenta a dependência da massa dos enrolamentos e núcleo.

Para analisar o comportamento térmico das várias partes do motor empregando a metodologia descrita [11], utilizou-se um motor de 3 C.V., especialmente montado com sensores térmicos embutidos. Os resultados são os apresentados na figura 4.2. tendo sido aplicados a carga, tensão e frequência nominais do motor.

O anexo I descreve como foram instalados tais sensores [11] e apresenta o resultado de ensaios executando conforme a IEEE-112 método B [12].

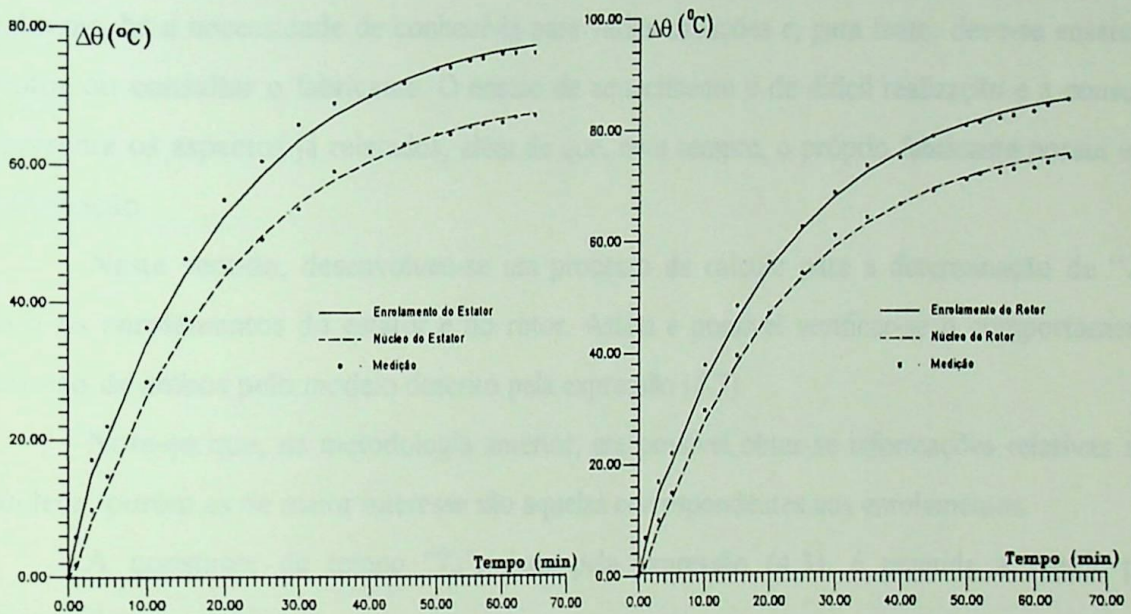


Figura 4.2 - Comportamento térmico de um motor de 3 C.V., utilizando-se a metodologia descrita em [11] e respectivas medições.

IV.3 - MODELO TÉRMICO BASEANDO-SE NA CONSTANTE DE TEMPO DE AQUECIMENTO

A dependência das massas dos enrolamentos e dos núcleos do estator e do rotor inibem o pleno emprego da metodologia descrita no item anterior. Apesar da total adequabilidade demonstrada [11] é necessário consultar o fabricante para se obter os dados citados. Naturalmente, para motores em operação de fabricantes que deixaram o mercado ou

estrangeiros, esta é uma condição bastante restritiva. A própria condição de dependência do fabricante é, por si mesmo, restritiva, como se verifica em termos práticos.

Observe-se que, nem sempre é possível conseguir-se informações adicionais, já que o seu fornecimento serão fruto de interesses comerciais do momento.

Em termos de manutenção e conservação de energia, a metodologia é de grande aplicabilidade quando da reforma de motores. Neste caso, é usual pesar-se os enrolamentos do estator antes do rebobinamento e, assim a pesagem das demais partes não oferecem maiores dificuldades. Basta que tal atitude seja adotada como prática usual nas oficinas elétricas.

Deve-se ressaltar que se for utilizado o modelo descrito em (4.7) surge o mesmo problema anterior, porém aplicado à constante de tempo de aquecimento " T_A ". Em outras palavras, há a necessidade de conhecê-la para várias situações e, para tanto, deve-se ensaiar o motor ou consultar o fabricante. O ensaio de aquecimento é de difícil realização e a consulta apresenta os aspectos já relatados, além de que, nem sempre, o próprio fabricante possui esta informação.

Neste sentido, desenvolveu-se um processo de cálculo para a determinação de " T_A " para os enrolamentos do estator e do rotor. Assim é possível verificar-se o comportamento térmico de ambos pelo modelo descrito pela expressão (4.7).

Note-se que, na metodologia anterior, era possível obter-se informações relativas aos núcleos, porém as de maior interesse são aquelas correspondentes aos enrolamentos.

A constante de tempo " T_A ", dada pela expressão (4.3), é repetida a seguir por conveniência, ou seja:

$$T_A = \frac{C_T}{A} \quad (4.12)$$

A capacidade térmica " C_T ", por outro lado, é:

$$C_T = m \cdot c_e \quad (4.13)$$

Na qual:

c_e - calor específico do corpo [J/Kg°C];

m - massa do corpo [Kg].

O coeficiente de transmissão de calor do estator pode ser calculado a partir da expressão (4.6), para as condições nominais (A_{Ne}), ou seja :

$$A_{Ne} = \frac{\Sigma P_{eN}}{\Delta\theta_{Lim}} \quad (4.14)$$

onde:

ΣP_{eN} - perdas totais do motor, operando com as condições nominais [kW];

$\Delta\theta_{Lim}$ - máxima variação de temperatura permitida pela classe de isolamento [°C], cujos valores são aqueles da tabela 4.1.

CLASSE DE ISOLAMENTO	A	E	B	F	H
Elevação de temperatura média admissível, calculada pelo método da resistência (°C)	60	75	80	100	125
Diferença de temperatura entre o ponto mais quente e a temperatura média (°C)	5	5	10	15	15
Temperatura ambiente (°C)	40	40	40	40	40
Temperatura admissível do ponto mais quente (°C)	105	120	130	155	180

Tabela 4.1 - Temperaturas admissíveis para os enrolamentos do estator em função da classe de isolamento [15]

Assim, para as condições nominais, a constante de tempo de aquecimento dos enrolamentos do estator (T_{ANE}) é:

$$T_{ANE} = m_T \cdot c_e \cdot \frac{\Delta\theta_{Lim}}{\Sigma P_{eN}} \quad (4.15)$$

Por outro lado, sabe-se que as massas da parte ativa guardam uma certa proporcionalidade com as perdas, e, então:

$$m_{fe} = K_1 P_{FeN} \quad (4.16)$$

$$m_{ee} = K_2 P_{J1N} \quad (4.17)$$

$$m_{er} = K_3 P_{J2N} \quad (4.18)$$

$$m_T = K_4 \Sigma P_{eN} \quad (4.19)$$

Sendo:

m_{fe} , m_{ee} , m_{er} , m_T - massas totais dos núcleos, dos enrolamentos do estator, dos enrolamentos do rotor e total, respectivamente [Kg];

P_{FeN} , P_{J1N} , P_{J2N} - perdas no núcleo e por efeito Joule no estator e no rotor, respectivamente [kW];

K_1 , K_2 , K_3 , K_4 - constantes de proporcionalidade.

Como não se dispõe de maiores informações, será assumido, pragmaticamente, que:

$$K_1 = K_2 = K_3 = K_4 \quad (4.20)$$

Considerando-se (4.16) a (4.20) tem-se:

$$\frac{m_{fe}}{m_T} = \frac{K_1 P_{FeN}}{K_1 \Sigma P_{eN}} = \frac{P_{FeN}}{\Sigma P_{eN}} \quad (4.21)$$

$$\frac{m_{ee}}{m_T} = \frac{K_2 P_{J1N}}{K_2 \Sigma P_{eN}} = \frac{P_{J1N}}{\Sigma P_{eN}} \quad (4.22)$$

$$\frac{m_{er}}{m_T} = \frac{K_3 P_{J2N}}{K_3 \Sigma P_{eN}} = \frac{P_{J2N}}{\Sigma P_{eN}} \quad (4.23)$$

Os enrolamentos do estator estarão submetidos, em maior ou menor grau, as diversas fontes de calor constituídas pelas perdas.

Assim, pode-se supor que a capacidade de transmissão de calor depende da relação entre as massas de cada parte específica e a total. Portanto, o calor específico equivalente do motor pode ser definido através de:

$$c_e = \sqrt{\left(\frac{P_{FeN}}{\Sigma P_{eN}} c_{eN}\right)^2 + \left(\frac{P_{J1N}}{\Sigma P_{eN}} c_{ee}\right)^2 + \left(\frac{P_{J2N}}{\Sigma P_{eN}} c_{er}\right)^2} \quad (4.24)$$

Em (4.24) tem-se:

c_{eN} - calor específico do material do núcleo [J/°C];

c_{ee} , c_{er} - idem, para os enrolamentos do estator e do rotor [J/°C].

Considerando-se a expressão (4.24), a constante de tempo de aquecimento dos enrolamentos nas condições nominais pode ser calculada pela expressão (4.15).

Note-se que, a massa total é facilmente obtida. O calor específico dos materiais constituídos do núcleo e enrolamento [11] são:

a) para os núcleos:

$$c_{eN} = 460 \text{ W/}^\circ\text{C s Kg} \quad (4.25)$$

b) para enrolamentos de cobre:

$$c_{ee} = c_{er} = 388 \text{ W/}^\circ\text{C s Kg} \quad (4.26)$$

c) para enrolamentos de alumínio:

$$c_{ee} = c_{er} = 880 \text{ W/}^\circ\text{C s Kg} \quad (4.27)$$

A elevação de temperatura é dada por:

$$\Delta\theta_e = \frac{P_{J1}}{P_{J1N}} \cdot \Delta\theta_{Lim} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_{ANB}}} \right) \quad (4.28)$$

A figura 4.3 mostra, a título comparativo, a elevação de temperatura dos enrolamentos do estator obtidos pela aplicação do equacionamento, para o motor de 3 C.V. citado anteriormente, submetido à carga, tensão e frequência nominais. Os valores medidos foram obtidos através do sensor térmico do estator.

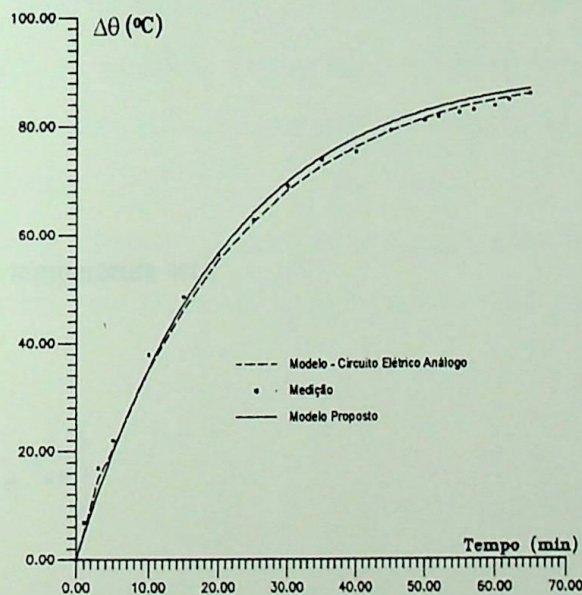


Figura 4.3 - Elevação de temperatura do enrolamento do estator obtida pelas duas metodologias e valores medidos.

A avaliação da elevação de temperatura do enrolamento do rotor também é de importância, já que o sobreaquecimento pode causar rachaduras (ou mesmo) quebra das barras e anéis de curto-circuito em motores gaiola, entre outros problemas.

Os limites de elevação de temperatura são dadas pela tabela 4.2

CLASSE DE ISOLAMENTO	A	B
Elevação de temperatura no enrolamento do rotor em gaiola de máquina de indução (°C)	65	90

Tabela 4.2 - Valores admissíveis de elevação de temperatura para o enrolamento do rotor em gaiola, em função da classe de isolamento, medidos pelo método de resistência [8].

Chamando-se de $\Delta\theta_{RN}$ tais limites, a constante de tempo de aquecimento do rotor nas condições nominais (T_{ANR}) é:

$$T_{ANR} = T_{ANE} \cdot \frac{\Delta\theta_{RN}}{\Delta\theta_{Lim}} \quad (4.29)$$

e a elevação de temperatura será:

$$\Delta\theta_R = \frac{P_{J2}}{P_{J2N}} \cdot \Delta\theta_{RN} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_{ANR}}} \right) \quad (4.30)$$

A figura 4.4 apresenta, a título comparativo, a elevação de temperatura do rotor obtida pelo equacionamento desenvolvido para o motor de 3 C.V., submetido à carga, tensão e frequência nominais. Os valores medidos foram obtidos pelo sensor térmico do enrolamento do rotor.

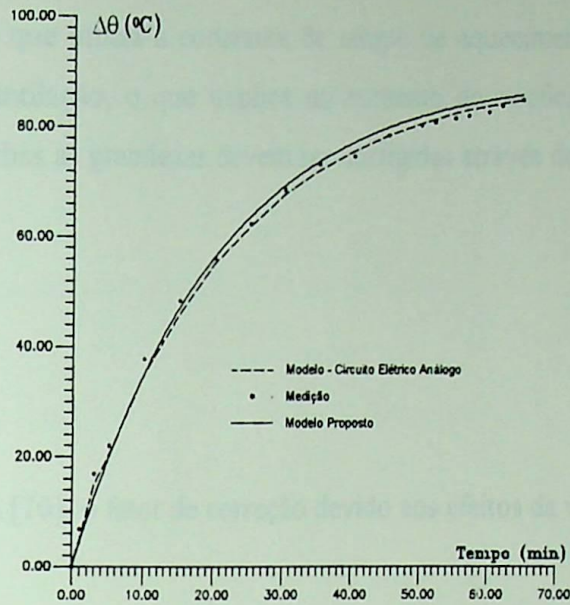


Figura 4.4 - Elevação de temperatura do enrolamento do rotor obtida pelas duas metodologias e valores medidos

IV.4 - INFLUÊNCIAS DAS CONDIÇÕES DE VENTILAÇÃO

A transmissão de calor dos núcleo do estator e do rotor para o meio ambiente, dependem das condições de ventilação da máquina, ou seja, quanto melhores forem estas, melhor será a primeira. Assim, em ambos os modelos térmicos apresentados é necessário considerar-se esta influência.

No caso do circuito térmico análogo deve-se corrigir as condutâncias representativas da transmissão de calor entre núcleos do estator e do rotor e o meio ambiente, ou seja:

$$G'_{ne} = K_V \cdot G_{ne} \tag{4.31}$$

$$G'_{nr} = K_V \cdot G_{nr} \tag{4.32}$$

onde:

K_V - fator de correção devido aos efeitos da ventilação.

Para o modelo que utiliza a constante de tempo de aquecimento, o seu valor diminui com a melhoria da ventilação, o que implica no aumento do coeficiente de transmissão de calor. Desta forma, ambas as grandezas devem ser corrigidas através de:

$$T'_A = K_V T_A \quad (4.33)$$

$$A' = \frac{A}{K_V} \quad (4.34)$$

De acordo com [10], o fator de correção devido aos efeitos da ventilação é dado por:

$$K_V = 0,3 + 0,7 \left[\frac{n}{n_N} \right]^{0,7} \quad (4.35)$$

Para motores sem ventilação, o fator K_V é:

$$K_V = 0,3 \quad (4.36)$$

Para aqueles com ventilação independente:

$$K_V = 1 \quad (4.37)$$

IV.5 - CORREÇÃO DAS RESISTÊNCIAS ELÉTRICAS DOS ENROLAMENTOS DO ESTATOR E DO ROTOR COM A TEMPERATURA

Como se sabe, as resistências elétricas são afetadas pela temperatura e, em quaisquer cálculos, devem ser corrigidas através de:

$$R_{1\theta} = R_{1\theta_r} [1 + \alpha_e \theta_{ee}] \quad (4.38)$$

$$R_{2\theta} = R_{2\theta_r} [1 + \alpha_r \theta_{er}] \quad (4.39)$$

onde:

$R_{1\theta_r}, R_{2\theta_r}$ - são as resistências dos enrolamentos do estator e do rotor, na temperatura de referência;

$R_{1\theta}, R_{2\theta}$ - idem, para uma determinada temperatura;

α_e, α_r - fator de correção de temperatura, dados por;

a) enrolamentos de cobre : $0,00393^\circ C^{-1}$; (4.40)

b) enrolamentos de alumínio: $0,00408^\circ C^{-1}$ (4.41)

IV.6 - INFLUÊNCIAS DOS DESBALANÇOS DE TENSÕES SOBRE AS ELEVAÇÕES DE TEMPERATURA

O cálculo das elevações de temperatura pode ser feito através dos modelos térmicos anteriormente apresentados. Para tanto, adota-se como hipótese simplificadora que não há transmissão de calor entre as fases.

Esta suposição implica em se considerar as resistências do estator e do rotor da fase quente como as básicas para a obtenção dos circuitos equivalentes de sequência. Neste sentido, pode se afirmar que os resultados serão pessimistas (ou, conservadores) pois as temperaturas desenvolvidas serão, obrigatoriamente, inferiores às calculadas.

Sendo assim, em ambos os modelos emprega-se as perdas por efeito Joule no estator e rotor dadas, respectivamente, pelas expressões (3.38) e (3.39). As perdas no núcleo, como se analisou no capítulo anterior, são pouco afetadas pelos desbalanços de tensões.

A figura 4.5 fornece o comportamento térmico do motor de 3 C.V. considerando-se o modelo baseado em circuito elétrico análogo e os resultados de medições (vide anexo I). As tensões aplicadas foram 238 V, 220 V e 238 V, resultando em um fator de desbalanço ($f_d\%$) igual a 9,22%. A carga no eixo foi a nominal.

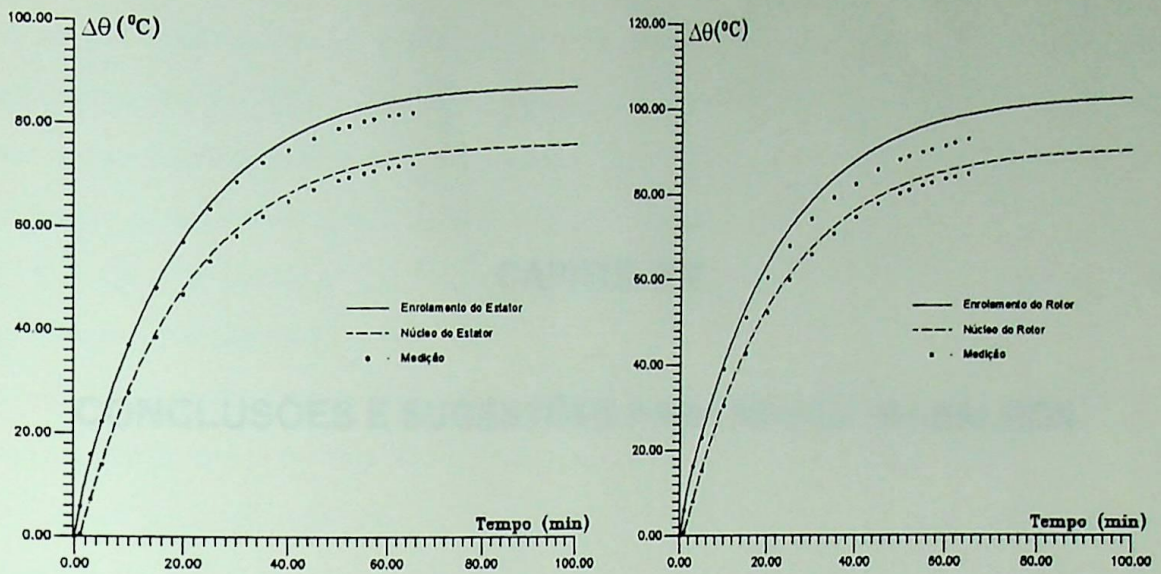


Figura 4.5 - Comportamento térmico do motor de 3 C.V. utilizando-se circuito elétrico análogo e respectivas medições.

(Tensões aplicadas : 238 V, 220 V, 238 V; $f_d\% = 9,22\%$)

Para o modelo térmico baseado na constante de tempo de aquecimento, os resultados são os mostrados na figura 4.6.

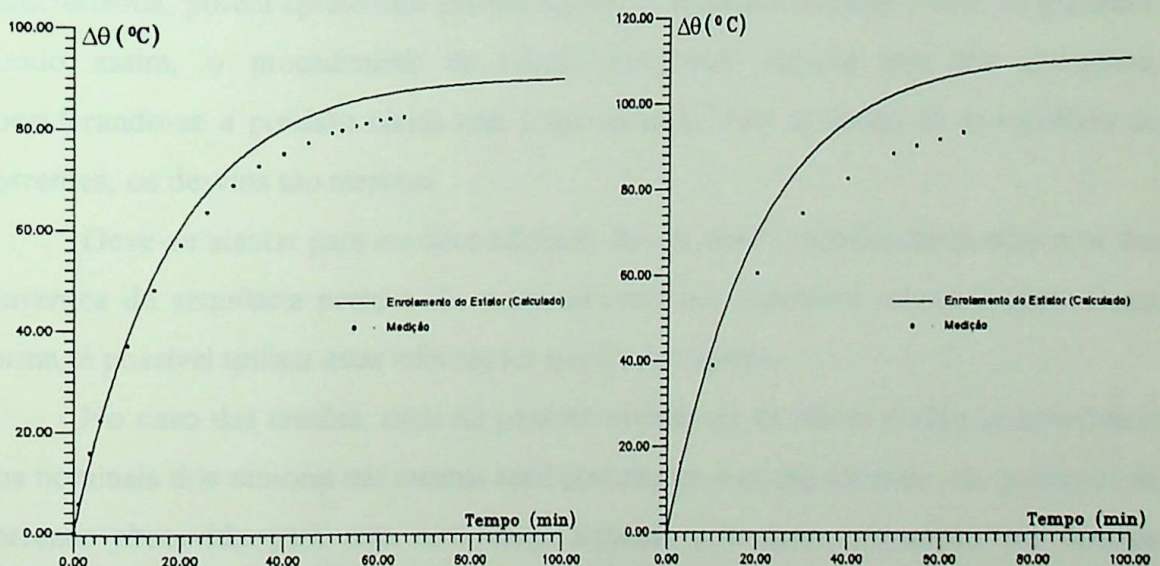


Figura 4.6 - Comportamento térmico do motor de 3 C.V. utilizando-se a constante de tempo de aquecimento e respectivas medições

(Tensões aplicadas: 238 V, 220 V, 238 V; $f_d\% = 9,22\%$)

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS

As metodologias para a determinação das tensões e correntes de sequência apresentadas se mostraram bastantes adequadas, conforme se verifica pela análise dos resultados de suas aplicações e de testes específicos. São de uso e cálculos simples, exigindo-se apenas três leituras dos valores eficazes das tensões ou das correntes de linha. Entretanto, ressalta-se que não permitem determinar a defasagem entre ambas grandezas, correspondentes à cada sequência.

Os fatores de desbalanço calculados conforme NEMA também apresentam esta característica, porém apresentam grandes desvios se adotada a definição formal da grandeza. Sendo assim, o procedimento de cálculo apresentado torna-se uma boa alternativa, considerando-se a precisão obtida com a sua aplicação. Para os fatores de desequilíbrio de correntes, os desvios são menores.

Deve-se atentar para um fator adicional, ou seja, que os módulos das tensões e os das correntes de sequência positiva são muito próximas dos respectivos valores médios. Desta forma, é possível utilizar estas informações em cálculos rápidos.

No caso das tensões, ainda foi possível verificar que os valores médios se aproximam dos nominais dos motores nas mesmas condições citadas, e no das correntes, são próximos da corrente absorvida para uma certa carga acionada pelo motor alimentado por tensões balanceadas.

Os vários casos analisados de comportamento de motores submetidos à tensões desbalanceadas permitem as seguintes conclusões:

- a) O principal efeito do desbalanço das tensões aplicadas a motores de indução são o acréscimo das perdas e o desequilíbrio das correntes de linha. A distribuição das temperaturas não é homogênea, acarretando em elevações distintas àquela esperada em, pelo menos, uma das fases para uma certa carga no eixo e alimentação com tensões balanceadas;
- b) O conjugado desenvolvido decresce, há uma pequena redução na velocidade e um aumento no tempo de aceleração;
- c) O rendimento pode sofrer uma grande redução conforme o desbalanço de tensões, resultando na absorção de energia adicional para a execução de um mesmo trabalho;
- d) O fator de potência irá diminuir em relação ao nominal, dependendo da potência do motor. Entretanto, para fatores de desbalanços de até cerca de 5% pode-se dizer que fica aproximadamente constante;
- e) Não foi possível estabelecer uma regra geral para a análise comparativa entre motores de diferentes pares de pólos ou potências. Desta forma, cada caso deve ser estudado individualmente.

Além disto, verificou-se que o equacionamento desenvolvido mostrou-se adequado para a obtenção das características de desempenho de motores de indução trifásicos, quando submetidos à tensões desbalanceadas.

Em relação ao cálculo do aquecimento dos motores submetidos à tensões desbalanceadas as temperaturas calculadas serão superiores às reais, como se observa nos resultados apresentados. No entanto, este fato não é restritivo por si mesmo, pois acarreta, apenas, uma pequena sobreavaliação do aquecimento. Portanto, apesar de conservador, o emprego da metodologia é de interesse pela sua facilidade de aplicação.

Note-se que, com os procedimentos descritos, o monitoramento de um motor em operação em tais condições torna-se bastante simples, pois exige apenas as medidas das tensões de linha de alimentador e os parâmetros do circuito equivalente calculados pelos procedimentos fornecidos em [9] ou [10].

Por outro lado, pode-se ressaltar alguns aspectos positivos adicionais da elaboração do trabalho. Em termos específicos, tem-se que:

- a) os procedimentos e critérios desenvolvidos são diretamente aplicáveis à atividades de manutenção preventiva (e, em alguns casos, à corretiva), podendo se constituírem em importantes ferramentas, se corretamente utilizadas;
- b) as tensões e correntes de sequência, em módulo e fase, podem com os procedimentos apresentados, ser calculadas a partir de simples medições.

Como sugestões para uma continuidade deste trabalho, propõe-se :

- a) Elaboração de rotinas computacionais que permitam a identificação de defeitos com o uso do sistema de aquisição de dados. A avaliação das correntes de sequência negativa, utilizando-se a metodologia desenvolvida neste trabalho, pode se constituir em um ponto de partida;
- b) Desenvolvimento de estudos visando avaliar e implantar procedimentos de análise quanto ao nível de vibrações a que o motor fica submetido à tensões desbalanceadas ou com alto conteúdo harmônico. Seria interessante , especificamente correlacionar-se a análise espectral de corrente (inclusive de sequência negativa) com o nível de vibrações estruturais;
- c) Estabelecimento de modelo térmico específico para avaliar, de forma mais adequada, as elevações de temperatura causadas por correntes desequilibradas. Neste sentido, é necessário que se construa um protótipo de motor com vários sensores térmicos embutidos;
- d) Desenvolvimento de sistemas de aquisição de dados dedicados de baixo custo para monitoramento “on-line” dos motores;
- e) Desenvolvimento de estudos no tocante ao estabelecimento de limites dos níveis de desbalanço de tensões, para diferentes potências de motores.

ANEXO I

ENSAIOS EXECUTADOS EM MOTORES ESPECÍFICOS

RESUMO

Este anexo apresenta os resultados e procedimentos de ensaios realizados para avaliar as características de desempenho de três motores específicos, com potências de 3, 15 e 40 C.V.

A.1.1 - EQUIPAMENTOS E INSTRUMENTAÇÃO UTILIZADAS

A metodologia de ensaios escolhida foi a do método B da IEEE-112 [12] devido à sua precisão. O esquema de ligações é mostrado na figura A.1.1.

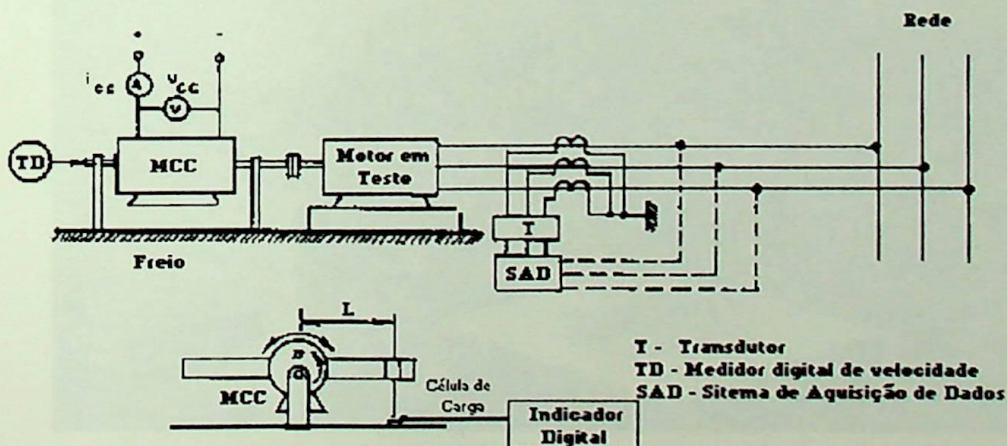


Figura A.1.1 - Esquema de ligações para os ensaios dos motores

O freio eletrodinamométrico empregado possui mancal suspenso por filme de óleo, ar aspirado e erro de conjugado de, apenas, 0,3%. A instrumentação adicional é, basicamente, toda de tecnologia digital sendo os aparelhos principais:

- a) Célula de carga calibrada com peso padrão e respectivo indicador digital;
- b) Sistema de aquisição de dados dedicado;
- c) Medidor digital de velocidade com sensor magnético, cuja resolução é de ± 1 dígito.

Para os ensaios com condições assimétricas, as tensões de alimentação do motor puderam ser variadas individualmente para cada fase, utilizando-se um auto-transformador motorizado com controle independente.

Os transformadores para instrumentos (TC's) empregados para a acomodação de sinais possuem classe de exatidão de 0,2%.

A figura A.1.2 mostra o motor de 3 C.V. ensaiado na plataforma de ensaios, enquanto que as figuras A.1.3 , A.1.4 e A.1.5 fornecem as vistas do conjunto célula de carga-indicador digital, do sistema de aquisição de dados dedicado e do auto-transformador, respectivamente.

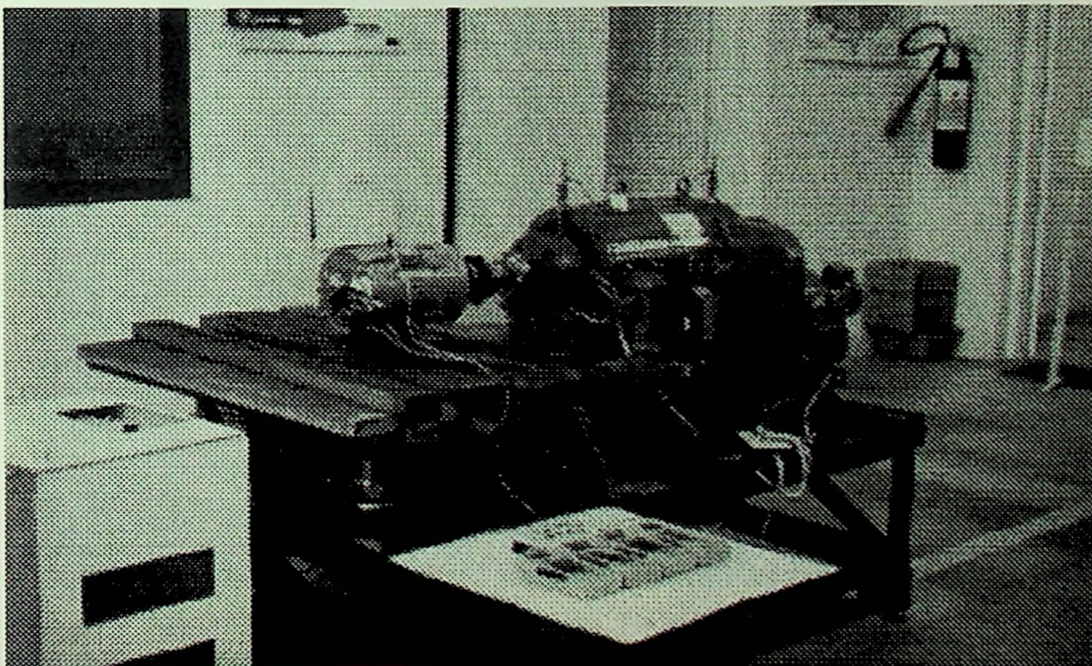


Figura A.1.2 - Motor de 3 C.V. na plataforma de ensaios



Figura A.1.3 - Conjunto célula de carga-indicador digital

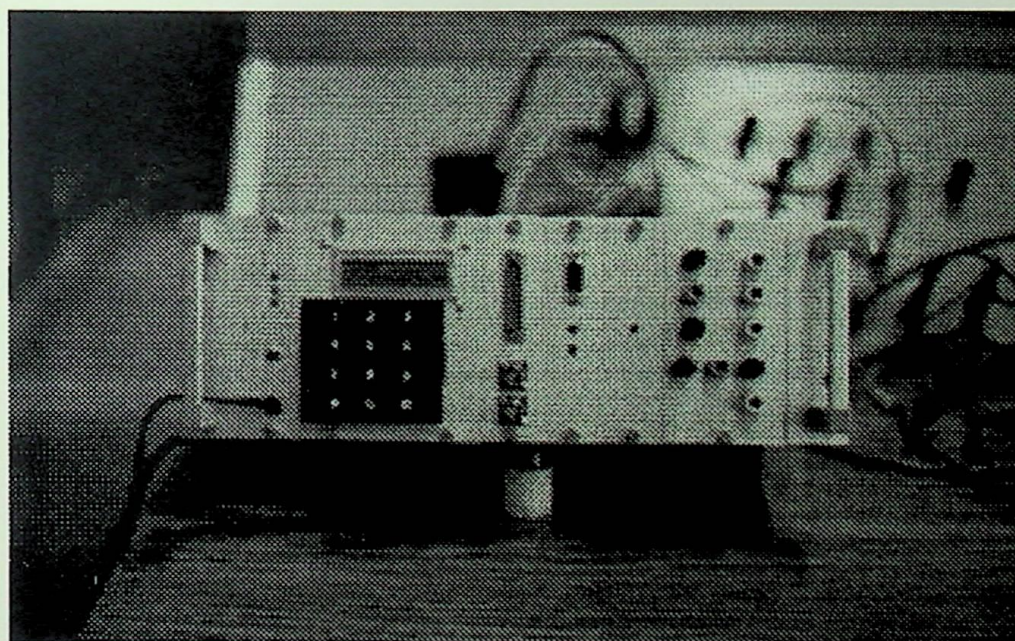


Figura A.1.4 - Sistema de aquisição de dados dedicado

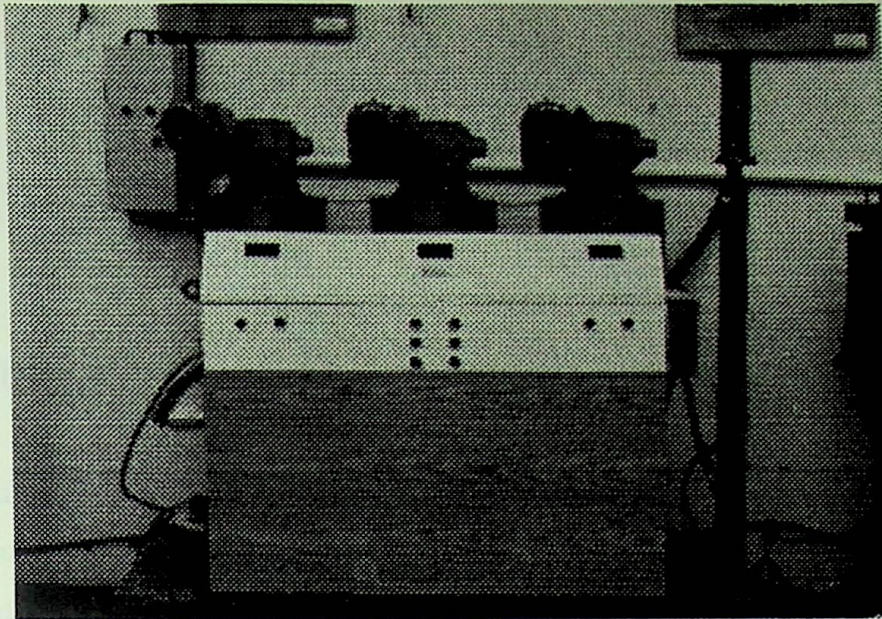


Figura A.1.5 - Auto-transformador motorizado

O motor de 3 C.V. ensaiado foi especialmente instrumentado com sensores térmicos visando avaliar a estabilidade do nível de temperatura do estator e rotor para as medidas com carga. Tal motor foi inicialmente utilizado por Avolio para o desenvolvimento de [11] e gentilmente cedido para este trabalho.

O sensor utilizado apresenta uma curva característica reta passando pelo ponto $(298,2 \mu\text{A}, 298,2 \text{ K})$. O sinal de temperatura é convertido em elétrico, sendo a obtenção dos níveis de temperatura é feita através da medição de corrente, conforme ilustrado na figura A.1.6.

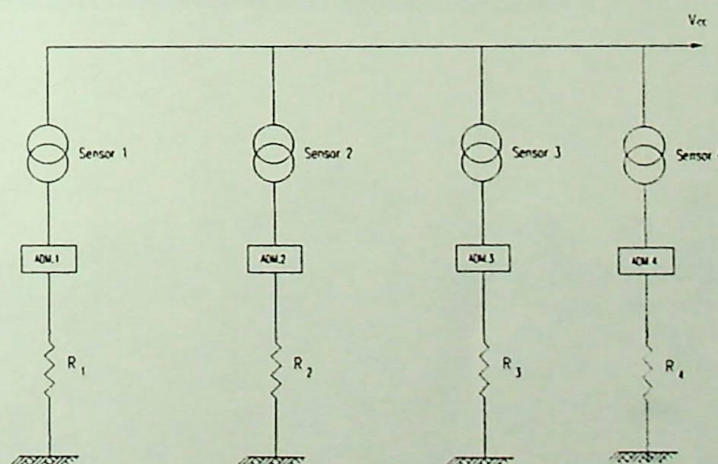


Figura A.1.6 - Circuito de medição de temperatura (esquema elétrico) . Os sensores estão localizados como na figura A.1.7

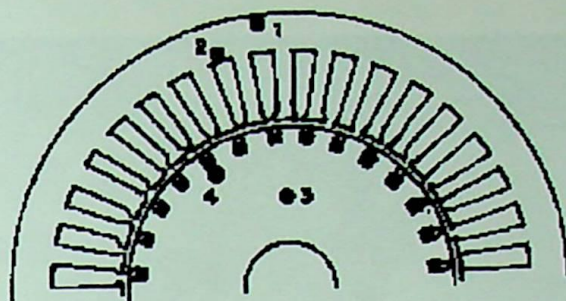


Figura A.1.7 - Localização dos sensores de temperatura no motor

No estator foram colocados dois sensores, um na superfície externa do pacote de chapas (1) e outro no seu interior (2), logo acima de uma das ranhuras. Não foi possível a inserção de um sensor dentro das ranhuras devido ao fato de que estas são muito estreitas, não havendo espaço suficiente.

No rotor também foram colocados dois sensores, um no interior do pacote de chapas (3) e outro também no interior do pacote porém, praticamente, em contato com uma das barras do rotor (4). Tais sensores foram ligados à anéis coletores instalados no eixo do motor, sendo os sinais levados à placa de medição de um conjunto de escovas. Deve-se observar que este tipo de sensor é insensível às quedas de tensão e, assim, mesmo que elas se pronunciem no conjunto anel - escovas, a leitura final da temperatura não será alterada.

As figuras A.1.8, A.1.9 e A.1.10 fornecem vistas do sistema de medição, do conjunto anéis-escovas para retirada de sinais do rotor e da carcaça do motor, respectivamente.

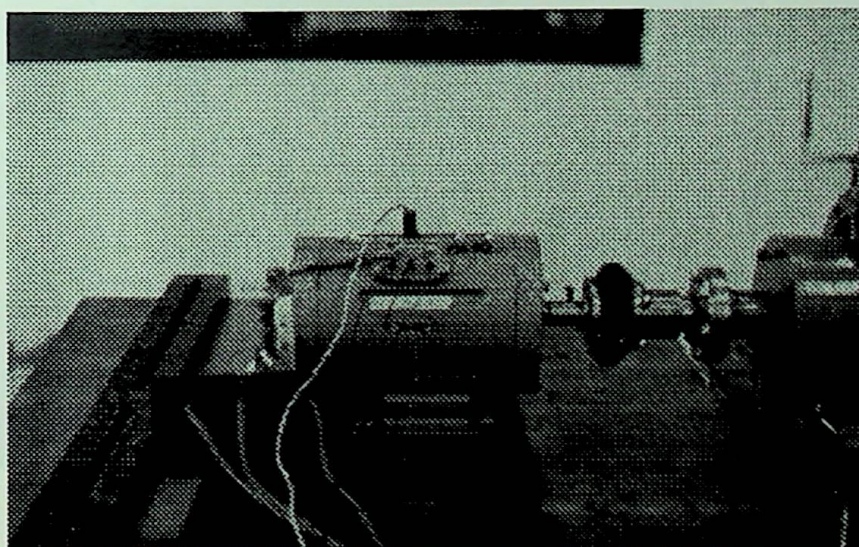


Figura A.1.8 - Sistema de medição de temperatura utilizado

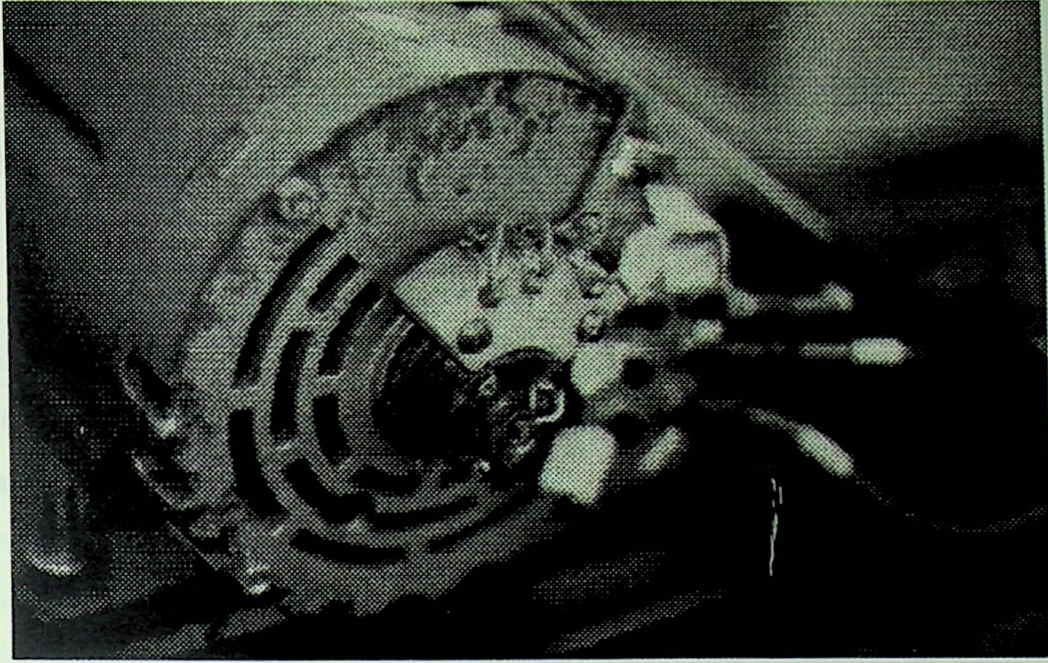


Figura A.1.9 - Conjunto anéis-escovas para retirada dos sinais de temperatura do rotor

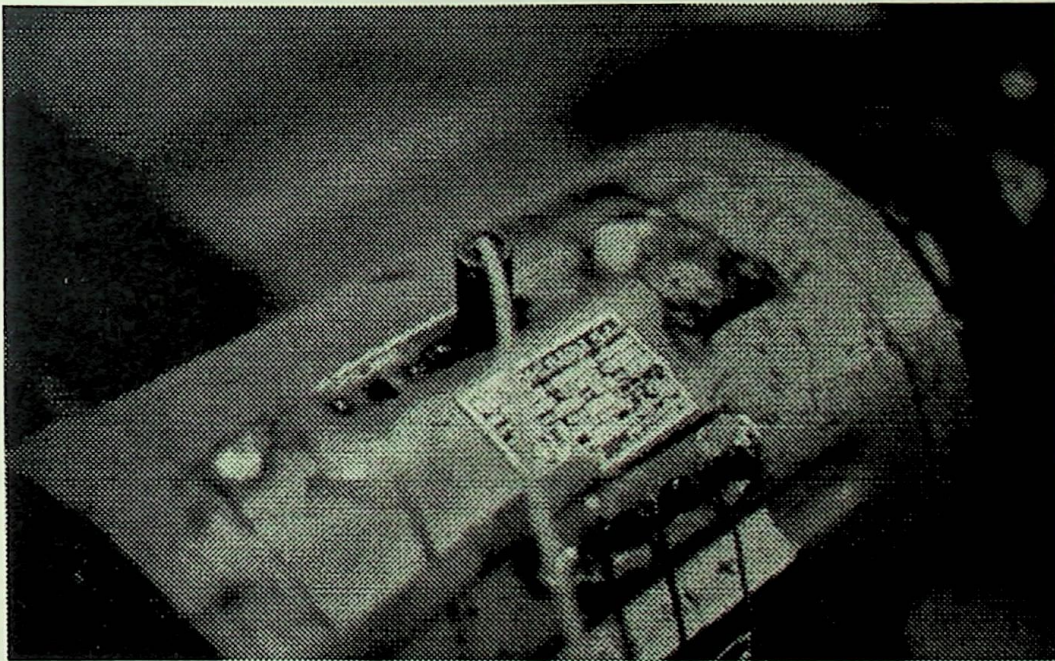


Figura A.1.10 - Retirada dos sinais de temperatura do estator

Para os outros motores, como não se dispunha de sensores térmicos embutidos, os ensaios não foram realizados.

A.1.2 - PROCEDIMENTOS DE ENSAIOS

Como citado, os procedimentos de ensaios foram aqueles previstos na IEEE std112 [12], método B, inclusive quanto as correções de eventuais erros do freio eletrodinamométrico.

O levantamento das características nominais do motor de 3 C.V. baseou-se na elevação de temperatura admissível pela sua classe de isolamento (classe B), avaliada através dos sensores térmicos embutidos. Neste caso, foi-se aumentando a carga no eixo do motor sucessivamente, através do freio, porém após a estabilização da temperatura. Deve-se observar que a NBR 7094 [15] estabelece que, salvo especificação em contrário, todas as potências dissipadas devem se referir à temperatura de 75°C para classes de isolamento A, B e E e 115°C para as classes F e H. Sendo assim, os dados considerados como nominais se referem à temperatura de 75°C, devidamente avaliados pelo sensor térmico do estator.

Após a estabilização da temperatura do estator executou-se um conjunto de cinco medidas para cada ponto operacional em instantes diferentes, obtendo-se a média; tal valor foi considerado como o que melhor representa o universo amostrado.

Os fatores de desbalanço foram variados com um incremento de 5%, sendo o maior igual a 15%. Valores superiores a estes não foram possíveis de serem aplicados, devido ao excesso de aquecimento das partes do motor.

O ensaio de elevação de temperatura para estas condições foi executado através dos sensores embutidos, após a determinação da fase correspondente àquele do estator. Assim, em todos os casos, fez-se circular a maior corrente por ela.

Os valores de conjugado, incluindo o de partida, foram obtidos através de:

$$M = 9,81P. \ell \quad (A.1.1)$$

onde :

“ P ” é o peso exercido pelo freio eletrodinamométrico com carcaça livre para uma certa carga;
 e ,
 “ ℓ ” é o comprimento do braço de freio do seu centro até o ponto de aplicação (sobre uma célula de carga).

Com a medida da velocidade (n) através de sensores magnéticos e correntes e tensões pelo sistema de aquisição de dados dedicado, obteve-se:

- a) valores eficazes de tensão e corrente;
- b) potência ativa (P_{el}), aparente e reativa absorvidas e, conseqüentemente, o fator de potência;
- c) potência mecânica (P) através de:

$$P = \frac{2\pi}{P_{el}} M \cdot n \quad (\text{A.1.2})$$

d) e, o rendimento por:

$$\eta = \frac{P}{P_{el}} \quad (\text{A.1.3})$$

As correntes de partidas foram aqisitadas disparando-se o sistema (“trigger” externo através do contato auxiliar do contator principal) no instante da energização. Realizou-se medidas para seis posicionamentos distintos do rotor. A média dos valores eficazes dos picos de corrente foi adotada como o valor da corrente de partida.

A figura A.1.11 ilustra um dos casos aqisitados.

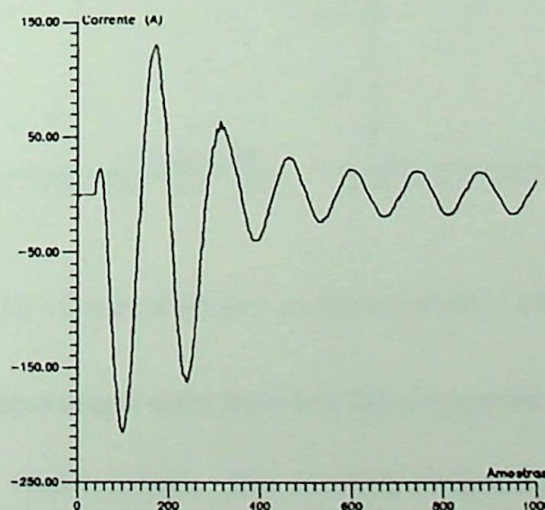


Figura A.1.11 - Comportamento da corrente do estator durante a partida

A.1.3 - RESULTADOS OBTIDOS - MOTOR DE 3 C.V.

A.1.3.1 - Ensaio em carga com tensões Balanceadas

Para tensões perfeitamente balanceadas e iguais a nominal do motor, o ensaio em carga apresentou os resultados fornecidos na tabela A.1.1 ajustados conforme [9].

n [rpm]	M [N.m]	P [kW]	I [A]	Pel [kW]	cos φ	η
1782	2.955	0.551	4.70	0.778	0.430	0.708
1757	5.995	1.103	5.83	1.460	0.650	0.755
1742	7.659	1.397	6.70	1.801	0.705	0.776
1729	9.138	1.654	7.37	2.100	0.750	0.788
1712	10.777	1.932	8.30	2.509	0.793	0.770
1692	12.451	2.206	9.45	2.940	0.800	0.750
1649	15.969	2.757	11.80	3.840	0.840	0.718
1609	17.858	3.009	14.20	4.542	0.839	0.662

Tabela A.1.1 - Resultados do ensaio em carga com tensões balanceadas - Motor 3 C.V.

A figura A.1.12 ilustra, graficamente, o comportamento das grandezas em função da potência no eixo.

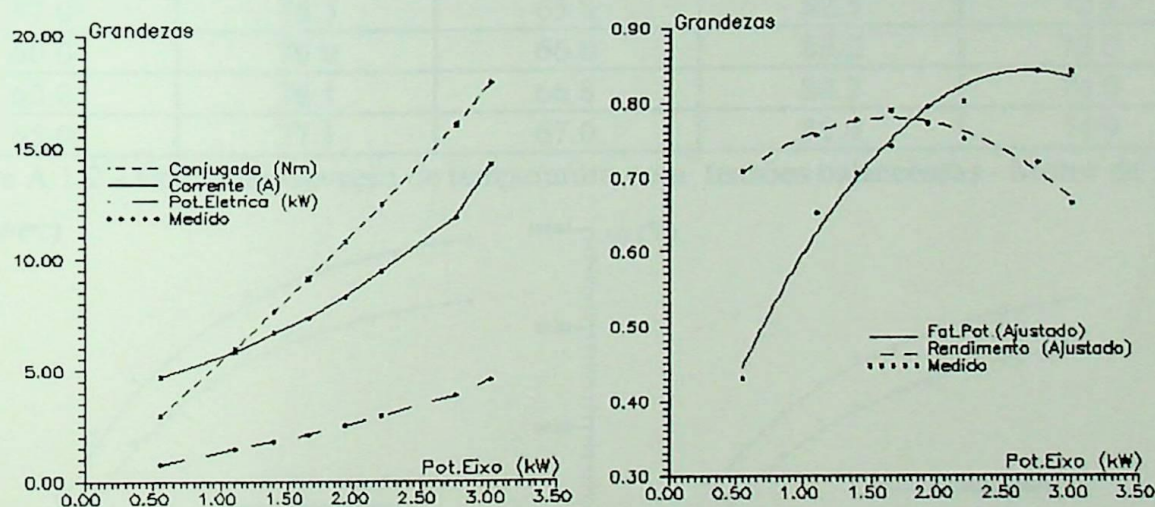


Figura A.1.12 - Características de desempenho - Motor de 3 C.V.

A.1.3.2 - Elevação de temperatura com tensões balanceadas

Foram executados vários ensaios para diversas cargas, visando determinar a potência nominal do motor, conforme relatado nos tópicos anteriores. A tabela A.1.2 a seguir transcreve os resultados para a carga aplicada que forneceu a elevação de temperatura mais

próxima do permissível para a classe de isolamento. Neste caso, a potência declarada pelo fabricante correspondeu com o obtido no ensaio, ou seja, o motor possui potência nominal de 3 C.V. As tensões aplicadas foram perfeitamente balanceadas e iguais à nominal (220 V).

Tempo [min]	Enr. Estator(°C)	Núcleo Est. (°C)	Enr. Rotor (°C)	Núcleo Rotor (°C)
1.0	5.8	1.8	6.8	1.8
3.0	17.1	9.8	16.9	9.9
5.0	22.0	14.7	22.0	14.9
10.0	36.3	28.4	37.8	29.7
15.0	46.3	37.5	48.4	39.5
20.0	54.9	45.2	56.2	47.0
25.0	60.5	49.1	62.5	54.2
30.0	65.8	53.5	68.7	61.0
35.0	68.9	59.0	73.5	64.2
40.0	70.0	61.8	74.9	66.6
45.0	71.8	62.9	78.8	69.0
50.0	73.8	64.3	80.7	71.0
52.0	74.0	64.8	81.3	72.0
55.0	75.0	65.4	82.0	72.2
57.0	75.3	65.8	82.5	72.8
60.0	76.0	66.0	83.2	73.0
62.0	76.1	66.8	84.3	74.0
65.0	77.1	67.0	85.4	74.9

Tabela A.1.2 - Ensaio de elevação de temperatura com tensões balanceadas - Motor de 3 C.V.

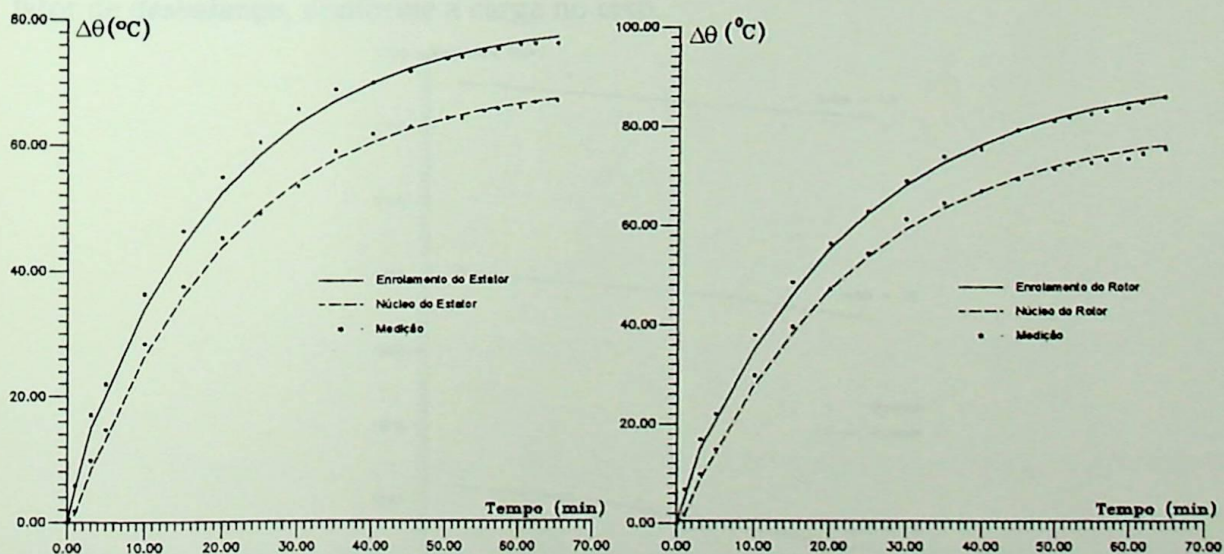


Figura A.1.13 - Resultados do ensaio de elevação de temperatura e modelos estatísticos ajustado - Motor de 3 C.V.

A.1.3.3 - Ensaio em carga com tensões desbalanceadas

A aplicação de vários níveis de tensões desbalanceadas originaram os resultados fornecidos na tabela A.1.3

$fd \%$	$\frac{M}{M_N} (pu)$	$\eta \%$	$\cos \varphi$	$n (rpm)$	correntes (A)		
5,37	1,20	74,2	0,825	1670	9,01	12,12	12,23
	1,00	77,1	0,802	1700	7,46	10,47	10,53
	0,80	78,0	0,766	1725	5,88	8,86	8,95
9,22	1,20	73,2	0,783	1662	10,46	9,2	14,67
	1,00	76,1	0,800	1696	8,60	7,24	12,55
	0,80	80,5	0,748	1721	7,38	5,77	10,91
13,8	1,20	70,2	0,826	1659	15,28	6,23	14,3
	1,00	72,3	0,795	1692	13,51	4,69	12,49
	0,80	75,1	0,756	1721	11,63	3,17	10,55

Tabela A.1.3 - Resultados do ensaio em carga para tensões desbalanceadas - Motor 3CV

As figuras A.1.14 à A.1.16 ilustram o comportamento das grandezas em função do fator de desbalanço, conforme a carga no eixo.

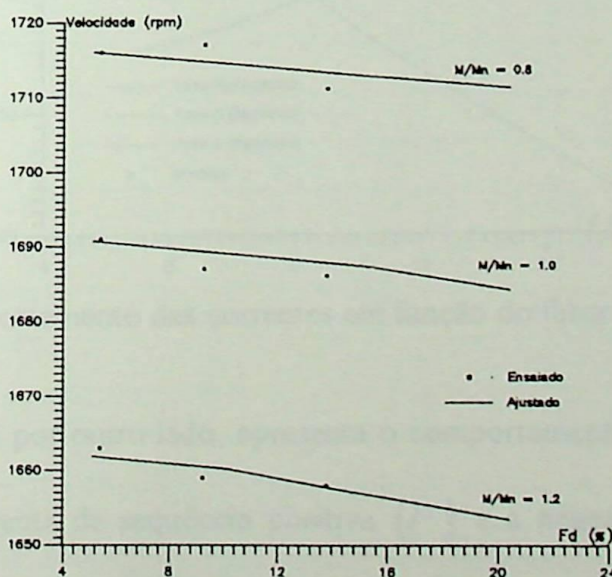


Figura A.1.14 - Comportamento da velocidade em função do desbalanço de tensões

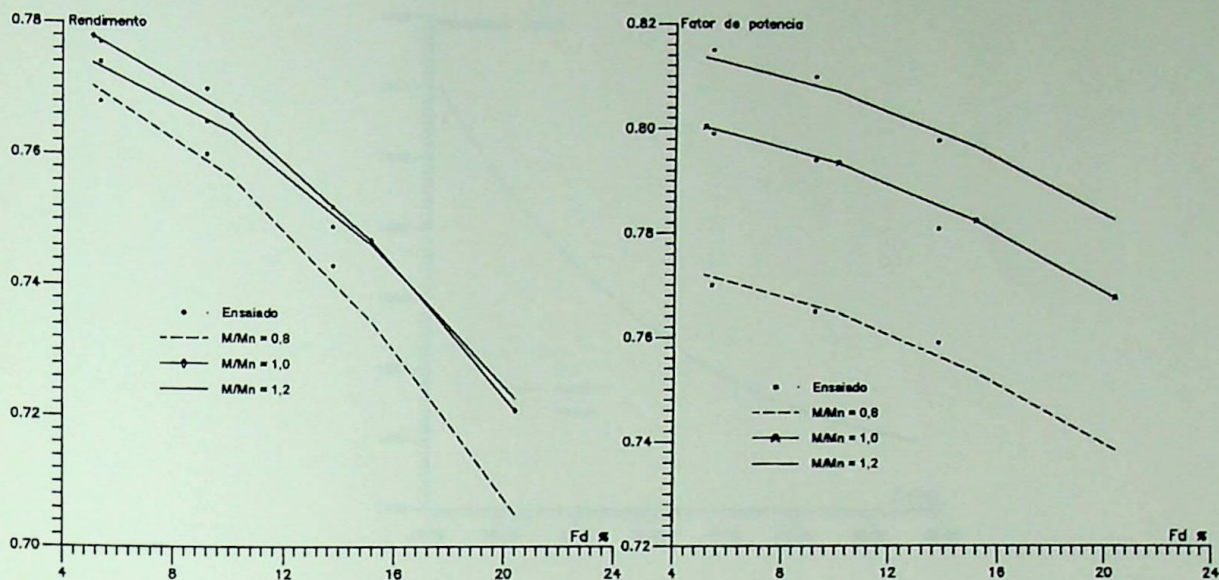


Figura A.1.15 - Comportamento do rendimento e fator de potência em função do desbalanço de tensões.

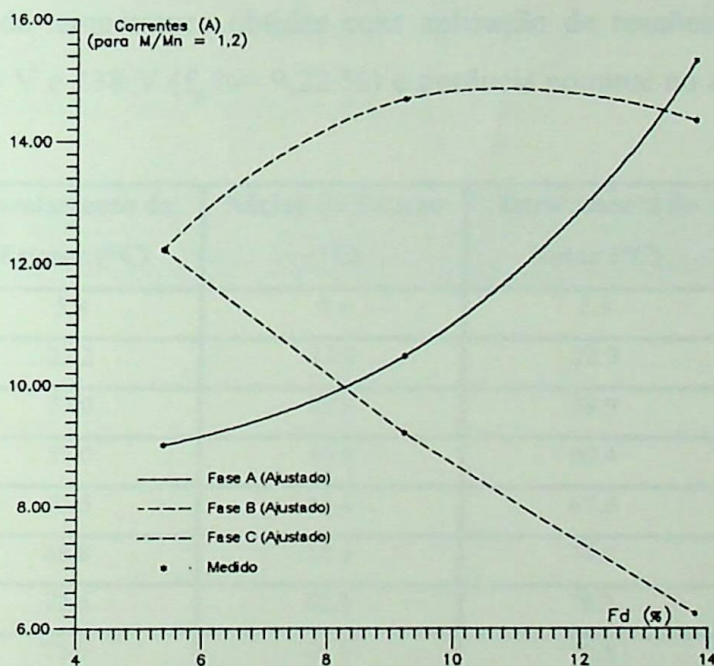


Figura A.1.16 - Comportamento das correntes em função do fator de desbalanço de tensões

A figura A.1.17, por outro lado, apresenta o comportamento da velocidade em função da relação $\frac{I^-}{I^+}$. A corrente de sequência positiva (I^+) e a negativa (I^-) foram calculadas conforme a definição usual.

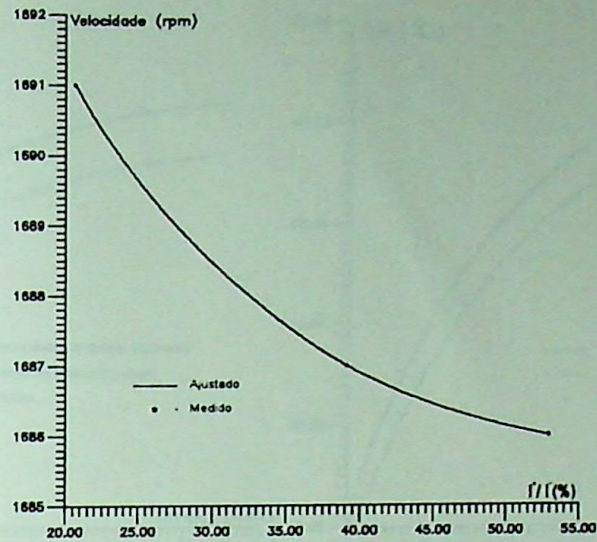


Figura A.1.17 - Comportamento da velocidade em função da relação $\frac{I^-}{I^+}$

A.1.3.4 - Elevação de temperatura com tensões desbalanceadas

As elevações de temperatura obtidas com aplicação de tensões desbalanceadas com valores de 238 V, 220 V e 238 V ($f_d\% = 9,22\%$) e potência nominal no eixo foram aquelas da tabela A.1.4

Tempo (min)	Enrolamento do Estator (°C)	Núcleo do Estator (°C)	Enrolamento do Rotor (°C)	Núcleo do Rotor (°C)
1.0	5.8	0.4	5.9	0.9
5.0	22.2	13.9	22.9	15.1
10.0	37.0	27.8	38.9	30.4
20.0	57.0	46.9	60.4	52.2
25.0	63.5	53.4	67.8	59.8
30.0	68.8	58.4	74.2	65.9
35.0	72.6	62.1	79.3	65.9
40.0	75.0	65.1	79.3	70.8
45.0	77.3	67.4	85.9	77.7
50.0	79.3	69.2	88.2	80.2
55.0	80.6	69.2	88.2	81.0
60.0	81.7	71.6	91.4	83.6
65.0	82.3	72.5	93.0	84.9

Tabela A.1.4 - Ensaio de elevação de temperatura com tensões desbalanceadas - motor de 3

C.V.

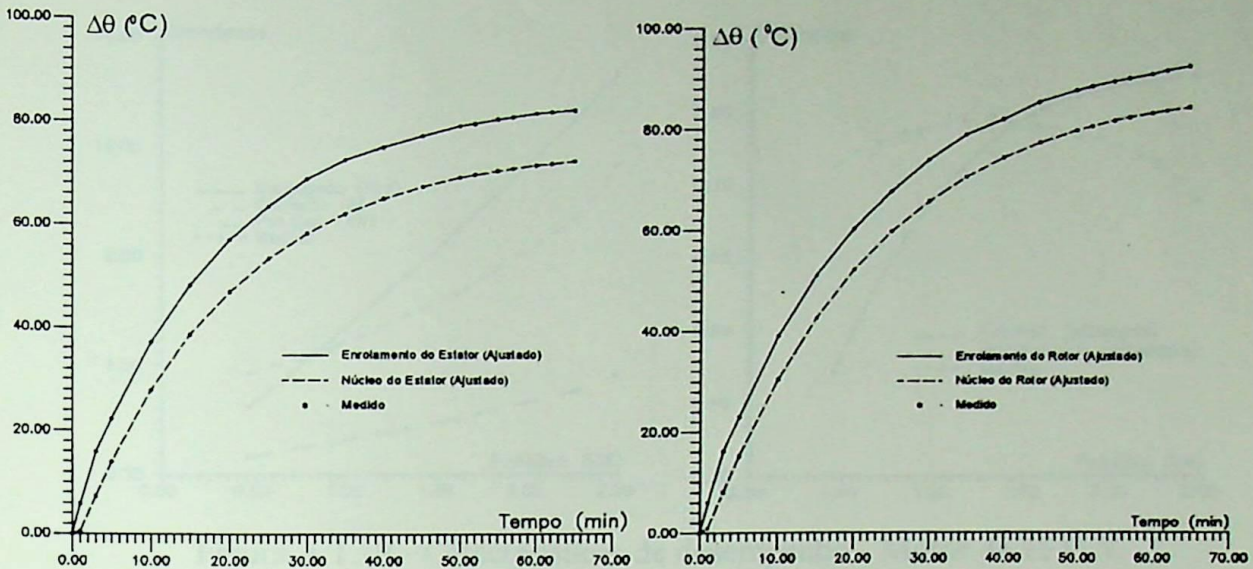


Figura A.1.18 - Resultados do ensaio de elevação de temperatura (tensões desbalanceadas) - Motor 3 C.V.

A.I.4 - RESULTADOS OBTIDOS - MOTOR DE 15 C.V.

A.I.4.1 - Ensaios em carga com tensões balanceadas

A tabela A.1.5 e a figura A.1.19 fornecem os resultados obtidos no ensaio em carga do motor de 15 C.V. alimentado por tensões balanceadas e iguais a nominal.

n (rpm)	M (N.m)	P (kW)	I (A)	P_{el} (kW)	$\cos\phi$	η
1186	44.431	5.519	15.75	6.53	0.544	0.846
1178	67.090	8.277	18.98	9.68	0.669	0.855
1169	90.121	11.029	23.30	13.16	0.741	0.838
1162	104.327	12.693	26.51	15.47	0.766	0.820
1157	113.900	13.796	28.93	17.12	0.776	0.806
1140	138.652	16.549	36.46	21.76	0.783	0.761

Tabela A.1.5 - Resultados do ensaio em carga com tensões balanceadas - Motor de 15 C.V.

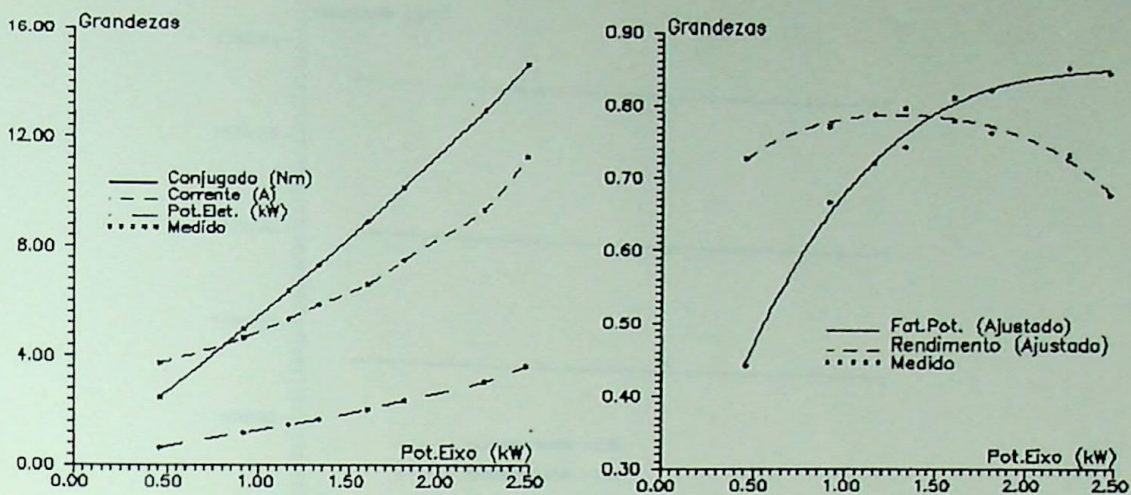


Figura A.1.19 - Características de desempenho - Motor de 15 C.V.

A.I.4.2 - Ensaios em carga com tensões desbalanceadas

A tabela A.1.6 apresenta os valores de várias grandezas com aplicação de três níveis de tensões desbalanceadas e carga.

Tensão (V)			fd %	M/M _N	η %	cosφ (pu)	n (rpm)	correntes (A)
417	448	452	4,98	1,20	85,5	0,756	1163	19,1;27,4;29,1
				1,00	85,7	0,732	1170	17,1;25,7;25,9
				0,80	84,9	0,666	1178	14,7;21,2;22,5
395	453	469	10,8	1,20	84,8	0,748	1163	11,7;31,3;33,8
				1,00	84,9	0,724	1169	10,5;27,9;30,2
				0,80	84,1	0,658	1177	9,1;24,2;26,1
392	399	486	14,9	1,20	83,7	0,730	1162	18,4;23,6;34,8
				1,00	83,6	0,711	1169	16,5;21,1;31,2
				0,80	82,5	0,644	1177	14,3;18,2;26,6

Tabela A.1.6 - Resultados do ensaio em carga para tensões desbalanceadas - Motor de 15 C.V.

As figuras A.1.20 à A.1.22 ilustram o comportamento das grandezas em função do fator de desbalanço, conforme a carga no eixo.

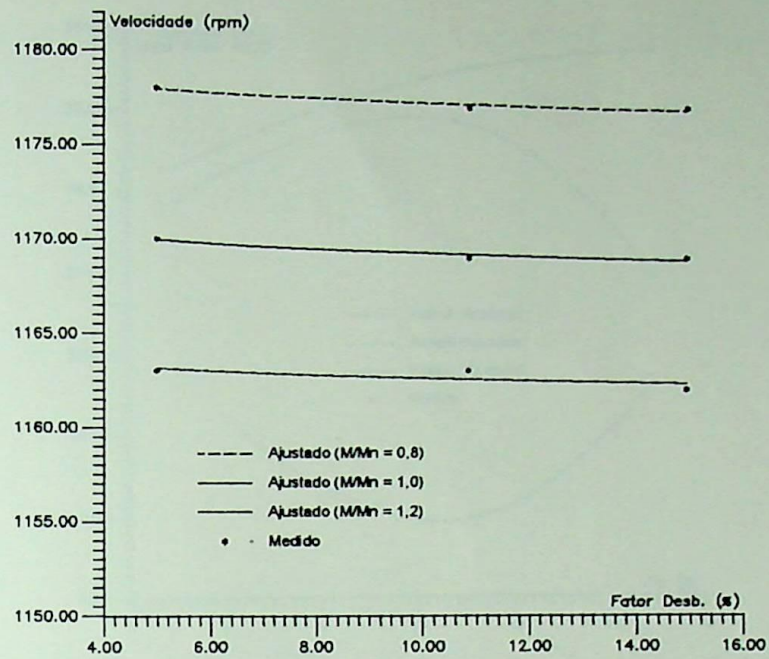


Figura A.1.20 - Comportamento da velocidade em função do desbalanço de tensões

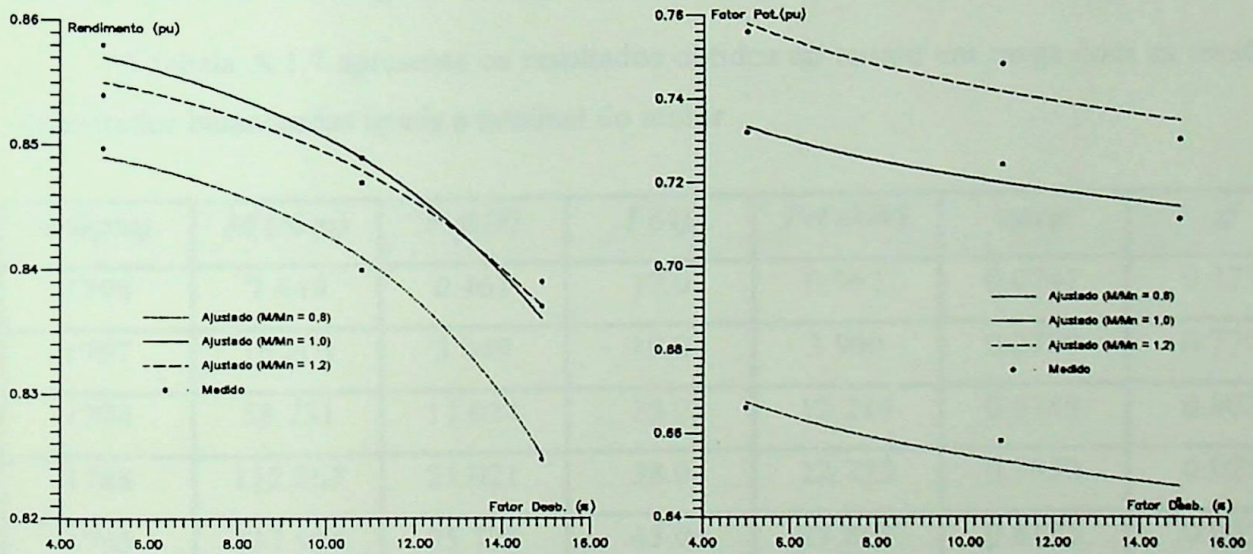


Figura A.1.21 - Comportamento do rendimento e fator de potência em função do desbalanço de tensões

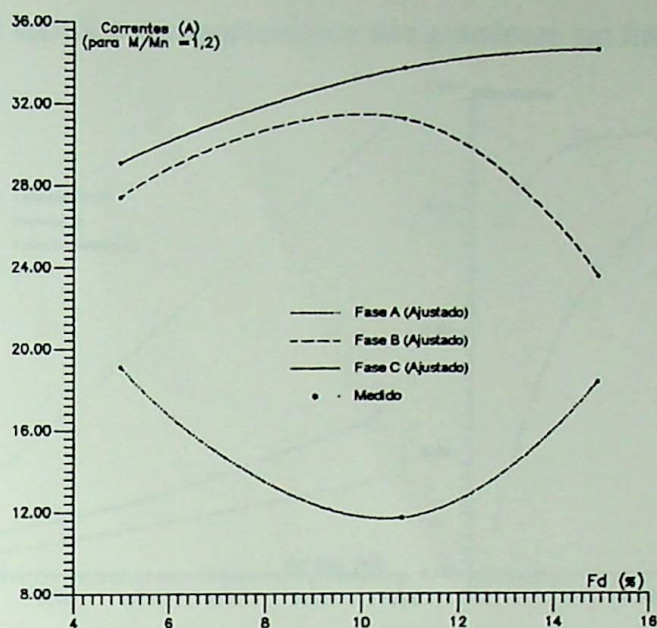


Figura A.1.22 - Comportamento das correntes em função dos desbalanços de tensões

A.I.5 - RESULTADOS OBTIDOS - MOTOR DE 40 C.V.

A.I.5.1 - Ensaio em carga com tensões balanceadas

A tabela A.1.7 apresenta os resultados obtidos no ensaio em carga com as tensões do alimentador balanceadas iguais a nominal do motor.

n (rpm)	M (N.m)	P (kW)	I (A)	P_{el} (kW)	$\cos\phi$	η
1798	2.449	0.461	17.0	0.962	0.0741	0.479
1797	16.203	3.049	19.0	3.960	0.2700	0.770
1794	58.731	11.034	26.0	12.219	0.6189	0.903
1788	112.267	21.021	38.0	22.725	0.7850	0.925
1785	137.904	25.778	45.0	27.868	0.8125	0.925
1781	159.135	29.680	51.0	32.261	0.8300	0.920
1773	209.525	38.902	68.0	42.703	0.8250	0.911
1766	241.251	44.617	81.0	49.850	0.8075	0.895
1754	304.702	55.967	107.0	64.182	0.7800	0.872
1746	314.973	57.590	116.0	67.043	0.7575	0.859

Tabela A.1.7 - Resultados do ensaio em carga com tensões balanceadas - Motor de 40 C.V.

A figura A.1.23 ilustra o comportamento das grandezas em função da potência no eixo.

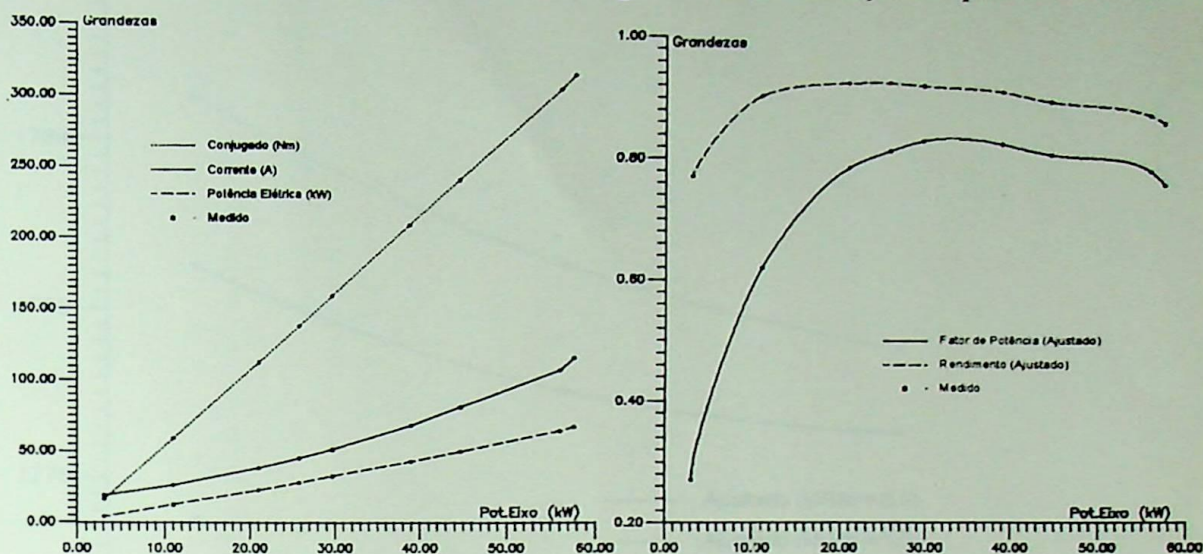


Figura A.1.23 - Características de desempenho - Motor de 40 C.V.

A.1.5.2 - Ensaio em carga com tensões desbalanceadas

Os resultados deste ensaio são aqueles dados na tabela A.1.8, enquanto as figuras A.1.24 a A.1.26 fornecem o comportamento de várias grandezas em função do fator de desbalanço.

Tensões (V)			fd %	M/M_N	η %	$\cos\varphi$ (pu)	n (rpm)	correntes (A)
416	450	451	5,18	1,20	90,6	0,821	1775	55,1;73,6;74,8
				1,00	91,7	0,826	1781	41,5;55,4;56,3
				0,80	92,1	0,808	1785	36,3;44,6;36,3
395	452	479	10,2	1,20	89,8	0,811	1771	54,1;61,8;92,1
				1,00	90,7	0,815	1779	39,3;47,2;68,6
				0,80	91,0	0,796	1781	35,7;42,1;59,6
394	400	487	14,7	1,20	88,5	0,795	1770	35,5;81,6;87,0
				1,00	89,2	0,798	1779	26,7;61,4;65,6
				0,80	89,2	0,777	1769	41,4;49,6;54,2

Tabela A.1.8 - Resultados do ensaio em carga para tensões desbalanceadas - Motor de 40 C.V.

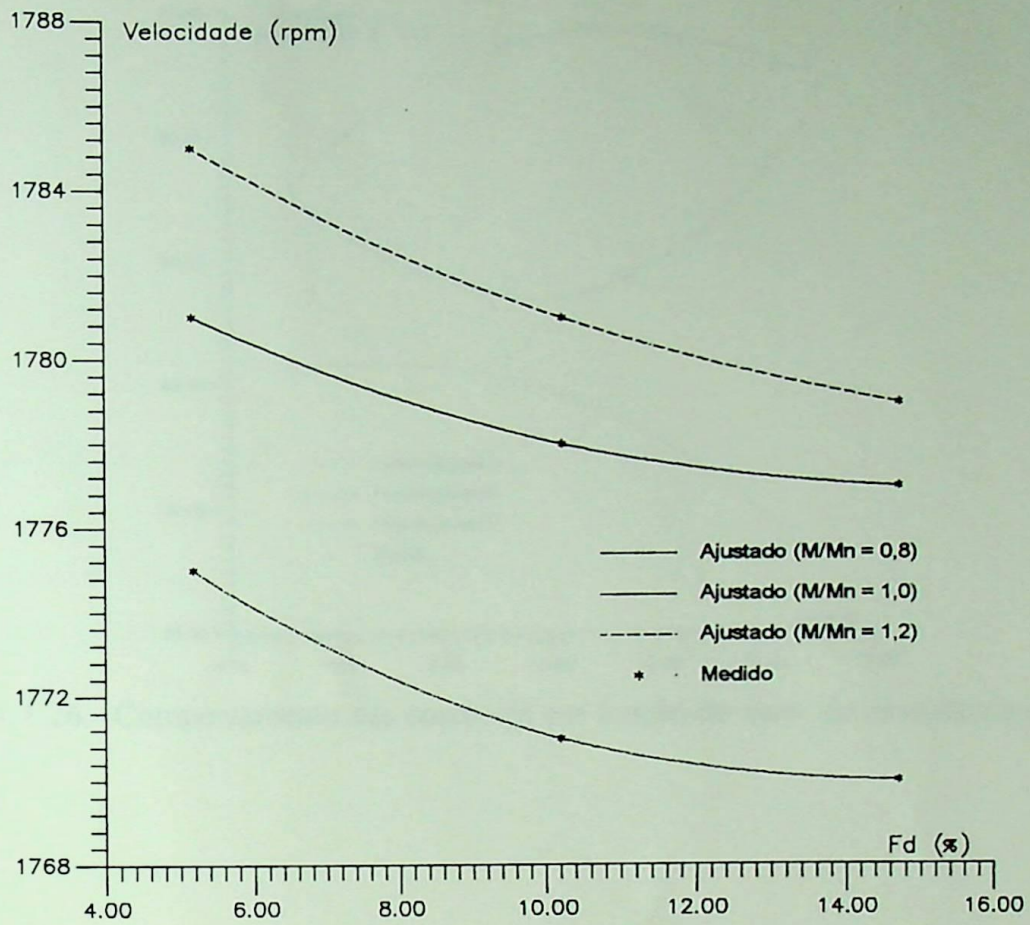


Figura A.1.24 - Comportamento da velocidade em função do desbalanço de tensões

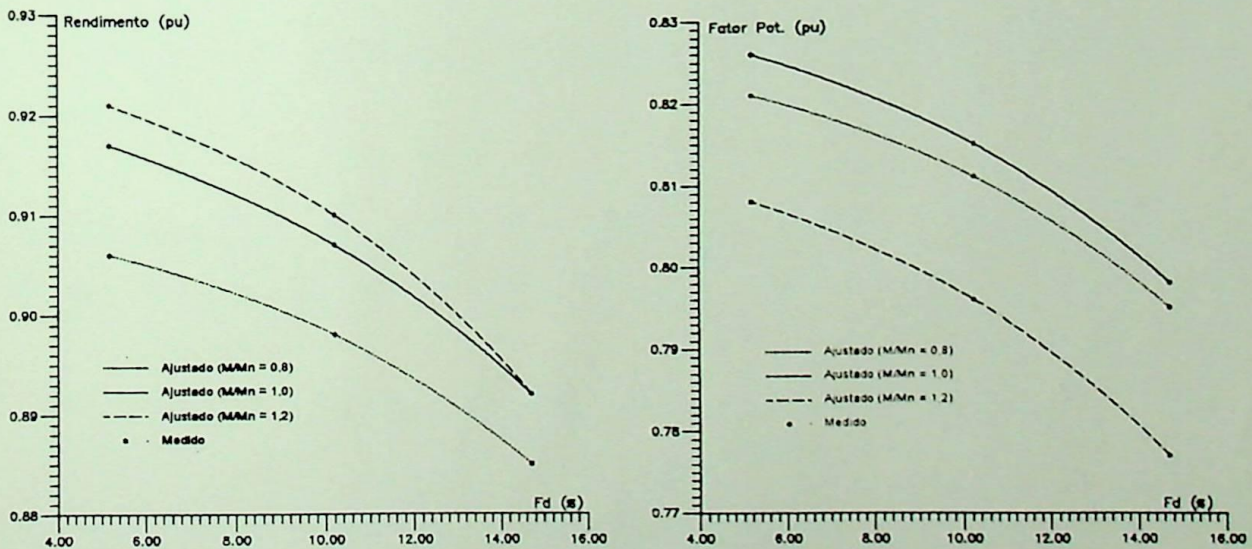


Figura A.1.25 - Comportamento do rendimento e fator de potência em função do desbalanço de tensões

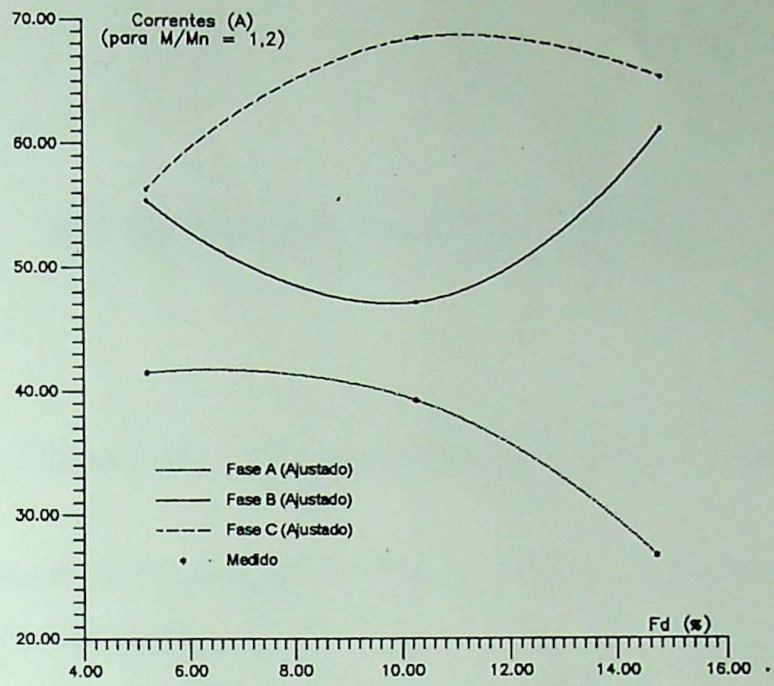


Figura A.1.26 - Comportamento das correntes em função do fator de desbalanço de tensões

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] - CEPEL/FDTE - "Conservação de Energia em Motores Elétricos" - Informativo; *
- [2] - Programa Nacional de Conservação de Energia Elétrica (PROCEL) - "Diagnóstico do Potencial para Auditoria Energética"; *
- [3] - Almeida, A.T.L.; Ruppert F^o, E.; Lamóglia, J.A.- "Avaliação do Comportamento de Motores de Indução Trifásicos Submetidos à Condições Assimétricas do Alimentador". VII Congreso Ibero-americano de Mantenimiento. Viña del Mar/Chile. Novembro 1993. *
- [4] - Andreas, J.C. "Energy Efficient Electric Motors - Selection And Applications" - Marcel Dekker, Inc., New York, 1982; *
- [5] - Wagner, C.F.; Evans, R.D - "Symmetrical Components" - Mc Graw Hill Book Co., New York, 1993; *
- [6] - Willians, J.E. - "Operation of 3-Phase Induction Motors on Unbalanced Voltages" - AIEE Trans., vol 73, pt3, pp125/132, 1954. *
- [7] - "American Nacional Standard for Motors and Generators", NEMA MG 1 - 1978; *
- [8] - Kostenko, M.; Piotrovski, I. - "Electrical Machines" - Mir Publishers, Moscou, 1976;
- [9] - Almeida, A.T.L. - "Uma Contribuição à Conservação de Energia e à Manutenção de Motores de Indução Trifásicos" - Tese de Doutorado. UNICAMP, 1993.

- [10] - Sá, J.S.; - "Uma Contribuição à Análise do Comportamento Térmico de Motores de Indução Trifásicos com Rotor do Tipo Gaiola" - Tese de Doutorado - UNICAMP 1989.
- [11] - Avólio, E. - "Uma Contribuição ao Estudo do Comportamento Térmico e do Desempenho Elétrico de Motores de Indução com Rotor em Gaiola" - Tese de Doutorado. UNICAMP - 1992;
- [12] - Institute of Electrical and Electronic Engineers - "Test Procedures for Polyphase Induction Motors and Generators" - IEEE std 112 , 1986;
- [13] - "Methods for Determining Losses and Efficiency of Rotating Electrical Machinery From Tests" - Rotating Electrical Machines - Part 2 - IEC Publication 34 - 2 (1972);
- [14] - Goldemberg, C.; Lobosco, O.S. - "Determination of Induction Motor Characteristics from Manufacturers Data Sheets " - Proc. Int. Conf. on Electrical Machines (ICEM) - Cambridge, 1990, pp 458-463;
- [15] - Associação Brasileira de Normas Técnicas - "NBR 7094 - Máquinas Elétricas Girantes - Motores de Indução" - ABNT. Dez/81; 2

CZ\$	DO AGR
LIV.	
PED.	PPG
PROC.	
DATA	02/02/1996

I V	
BIB - EFEI	
DATA	Pubri o

FICHA 01 T.813

EFEI / Biblioteca Mauá
 621.313.333(043.2)
 M819a

MOOR NETO, J.A.
 Análise do Comportamento de
 Motores de Indução Trifásicos
 do tipo Rotor em Gaiola subme
~~tidos a Tensões Desbalanceadas.~~

N.º Registro	Devolver em
8752	20.6.9

EFEI

BIBLIOTECA MAUÁ

Esta publicação deverá ser devolvida dentro do prazo estipulado.

leitor é responsável pela publicação em seu poder.

EFEI - BIBLIOTECA MAUÁ
 8200813



NÃO DANIFIQUE ESTA ETIQUETA