

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

EDNILSON SOARES MACIEL

**DETECÇÃO DE DEFEITOS EM MOTORES DE INDUÇÃO PELA
ANÁLISE DA POTÊNCIA ELÉTRICA USANDO LÓGICA FUZZY**

DISSERTAÇÃO

CURITIBA

2013

EDNILSON SOARES MACIEL

**DETECÇÃO DE DEFEITOS EM
MOTORES DE INDUÇÃO PELA ANÁLISE
DA POTÊNCIA ELÉTRICA USANDO
LÓGICA FUZZY**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Paraná como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Orientador: Dr. Prof. Gideon Villar Leandro.

CURITIBA

2013

M152d

Maciel, Ednilson Soares

Detecção de defeitos em motores de indução pela análise da
potência elétrica usando lógica fuzzy [manuscrito] / Ednilson Soares
Maciel. – Curitiba, 2013.

167f. : il. [algumas color.] ; 30 cm.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal do
Paraná, Setor de Tecnologia, Programa de Pós-graduação
em Engenharia Elétrica, 2013.

Orientador: Gideon Villar Leandro

1. Motores elétricos de indução. I. Universidade Federal do
Paraná. II. Leandro, Gideon Villar. III. Título.

CDD: 621.46

TERMO DE APROVAÇÃO

Ednilson Soares Maciel

Detecção de Defeitos em Motores de Indução pela Análise da
Potência Elétrica Usando Lógica Fuzzy

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de
Mestre no Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da
Universidade Federal do Paraná.



Prof. Dr. Gideon Villar Leandro – Orientador
Universidade Federal do Paraná



Prof. Dr. Marlio José do Couto Bonfim – Convidado
Universidade Federal do Paraná



Prof. Dr. Roman Kuiva – Convidado
Universidade Federal do Paraná



Prof. Dr. Fabiano Salvadori – Convidado
Universidade Federal da Paraíba

Curitiba, 30 de Agosto de 2013

AGRADECIMENTOS

Certamente os parágrafos que seguem não serão capazes de reconhecer a contribuição de todas as pessoas que fizeram parte dessa importante fase de minha vida. Assim, antecipadamente me desculpo àquelas pessoas que não estão citadas nessas humildes palavras, mas que certamente, fazem parte dos meus sentimentos de gratidão.

Reverencio o Professor Dr. Gideon Villar Leandro, principalmente, pela sua paciência e dedicação na orientação desse trabalho, e por meio dele, todo o corpo docente do Departamento de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da UFPR.

Agradeço também à Universidade Tecnológica Federal do Paraná, principalmente ao Departamento de Eletrotécnica, onde recebi todo o incentivo para realizar essa jornada de aperfeiçoamento.

Gostaria de registrar também, o meu reconhecimento à minha família, principalmente a minha esposa Valdirene e aos meus dois filhos, Ulisses e Udine, pelos momentos que estive ausente.

Agradeço a Deus pela luz que sempre está a me indicar o melhor caminho.

RESUMO

MACIEL, Ednilson Soares. Detecção de defeitos em motores de indução pela análise da potência elétrica usando a Lógica Fuzzy. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica- Instrumentação Eletrônica) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Paraná. Curitiba, 2013.

O grande desafio da sociedade contemporânea na busca da sustentabilidade dos processos de industrialização será o equacionamento ideal entre desenvolvimento industrial, consumo energético e conservação ambiental. Atualmente existe uma grande preocupação com a redução dos custos de produção e aumento de produtividade no setor industrial e, visando atender esta nova tendência, muitas empresas têm buscado aumentar a confiabilidade de seu processo produtivo por meio de novas técnicas de manutenção. Diante da necessidade de melhoria da eficiência dos processos produtivos é urgente a necessidade de aliar conceitos de avaliação de eficiência energética aos de aplicação de técnicas preditivas de manutenção dos motores de indução (MI), máquina elétrica responsável pelo consumo de mais de 50% da energia elétrica disponível para os processos industriais. Na busca de uma relação entre eficiência energética e as técnicas preditivas, cabe ressaltar a contribuição do trabalho quanto ao lançamento de uma abordagem simplista, em relação à grandeza chamada Condutância Trifásica (G_{abc}). O valor de G_{abc} é determinado e comparado com um valor de referência e tem um alto potencial de identificação das alterações de características de funcionamento do MI. A abrangência da técnica de análise da potência elétrica total, por meio também dos efeitos em G_{abc} , foram testados com a proposição de um sistema de detecção de defeitos em motores de indução utilizando a Lógica Fuzzy (LF). A partir das regras de inferência ou base de conhecimento, é possível a melhoria contínua no processo global de monitoramento de condição de funcionamento do MI. O Sistema de Diagnóstico de Defeitos Fuzzy (DDF) proposto foi testado por meio da inserção de perturbações de origem elétrica, térmica e mecânica. Os resultados obtidos com a utilização do DDF para as perturbações inseridas neste trabalho foram considerados adequados para o monitoramento da condição de funcionamento do MI.

Palavras-chave: Motor de Indução. Detecção de Defeitos Elétricos e Mecânicos. Lógica Fuzzy.

ABSTRACT

Maciel, Ednilson Soares. Detection of defects in induction motors by analysis of electrical power using fuzzy logic. In 2013. Dissertation (Master in Electrical Engineering-Electronic Instrumentation) - Graduate Program in Electrical Engineering, Federal University of Paraná. Curitiba, 2013.

The biggest challenge of the contemporary society in its sustainability search for industrialization process will be the ideal balance among industrial development, energy consumption, and environment preservation. Today there has been a great concern to reduce the production costs along with the increase of productivity in the industrial sector; seeking to meet this new trend, several companies have looked for increase the reliability of the production process by means of new maintenance techniques. Due to the need of better efficiency of the production processes, the need of combining concepts of energy efficiency evaluation with maintenance predictive techniques of induction motors (IM) - electrical machine responsible for consuming above 50% of electrical energy available for industrial processes - is urgent. In a search for a relation between energetic efficiency and predictive techniques, it is emphasized the contribution of this work by defining a simple approach in relation to a quantity called Three-phase Conductance (G_{abc}). The G_{abc} 's value is determined and compared with a reference value and has a high potential for the identification of changes in the operating characteristics of MI. The scope of the technique of total electric power analysis, also by means of G_{abc} 's effects, was tested by proposing a defect detection system in induction motors using Fuzzy Logic (FL). From inference rules or knowledge basis, it is possible to continuous global process improvement of monitoring the working conditions of IM. The proposed Fuzzy-based defect diagnosis system (FDD) was tested by means of inserting electrical, thermal, and mechanic perturbations. The results obtained using the FDD for the disturbances used in this work were considered suitable for monitoring the operating condition of MI.

Keywords: Induction Motor. Detection of Electrical and Mechanical Defects. Fuzzy Logic.

LISTA DE FIGURAS

Fig. 1.1 - Exemplo de Placa de Identificação de MI	25
Fig. 1.2 - Diferença entre a eficiência de motores de indução de 4 polos	26
Fig. 1.3 - Circuito equivalente monofásico do MI	27
Fig. 1.4 - Fator de redução de potência do MI na presença de desequilíbrio.....	34
Fig. 1.5 - Influência da Temperatura Monitorada em P_{abc}	40
Fig. 1.6 - Relação entre temperatura monitorada e P_{abc}	41
Fig. 1.7 - Norma de Severidade de Vibrações ISO2372	44
Fig. 2.1 - Sistema elétrico supervisionado com aplicações do MI na indústria	48
Fig. 2.2 - Componentes do Sistema Motriz	52
Fig. 2.3 - Estatística de causas de falhas em MI	54
Fig. 2.4 - Rotor de MI com barras danificadas	55
Fig. 2.5 - Curto entre espiras no estator do MI	55
Fig. 2.6 - Padrão Concórdia de correntes para sinais senoidais	59
Fig. 2.7a - Oscilação da corrente I_{dq}	60
Fig. 2.7b - Espectro da corrente I_{dq}	61
Fig. 2.8 - Sistema de monitoramento que utiliza multi-fatores	64
Fig. 3.1 - Diagrama de Blocos da Conversão de Energia em Motores	66
Fig. 3.2 - Diagrama de blocos de um sistema de monitoramento do MI	70
Fig. 3.3 - Variáveis linguísticas da condição do MI	72
Fig. 3.4 - Funções de pertinência para a condição do MI	73
Fig. 3.5 - Funções de pertinência para as correntes do MI	73
Fig. 3.6 - Potência total absorvida por um MI genérico	77
Fig. 3.7 - Espectro da potência instantânea de um MI sob influência do desequilíbrio de tensões e 5º harmônico na corrente.....	78
Fig. 4.1 - Acerto do alvo comparativamente à proximidade do valor exato.....	81
Fig. 4.2 - Sistemas de acoplamento direto e por correias	82
Fig. 4.3 - Equipamento para análise de vibrações e balanceamento	83
Fig. 4.4 - Etapas de um processo de detecção de defeitos	83
Fig. 4.5 - Rebobinamento do MI com retirada das derivações	85
Fig. 4.6 - Inserção de defeitos com regulação por resistências	86
Fig. 4.7 - Interrupção de barra rotórica	86

Fig. 4.8 - Comparação entre a oscilação de potência dos MIs da BA1 e da BA2	87
Fig. 4.9 - Acoplamento por correias da BA1	88
Fig. 4.10 - Verificação do tensionamento da correia (a) e da excentricidade das polias (b).....	89
Fig. 4.11 - Base de Acoplamento Direto (BA2)	90
Fig. 4.12 - Sonda de corrente utilizada	91
Fig. 4.13 - Analisador de Vibrações e Acelerômetro utilizados	92
Fig. 4.14 - Placa de aquisição NI USB 6009	93
Fig. 4.15 - Equacionamento de fatores relevantes na determinação da potência absorvida	94
Fig. 4.16 - Perdas rotacionais a vazio do MI	96
Fig. 4.17 - Relação aproximadamente linear entre s_u e G_{abc}	98
Fig. 4.18 - Entradas para a RLM1 com $VD= P_{abc}$	100
Fig. 4.19 - Desvios entre P_{abc} medido e estimado	102
Fig. 4.20 - Variação da Admitância (Y) em relação ao escorregamento	103
Fig. 4.21 - Relação entre s_u e G_{abc} em (a) e s_u e P_{abc} em (b)	104
Fig. 4.22 - A Condutância em função do escorregamento, temperatura e do desequilíbrio de tensões	105
Fig. 4.23 - Comparação dos Desvios entre os valores medidos e estimados pela RLM para P_{abc} e G_{abc}	106
Fig. 4.24 - Relação entre a amplitude da P120 e do FDU	110
Fig. 4.25 - Influência de FDU em P_{abc} (a) e em G_{abc} (b)	110
Fig. 4.26 - Condutância, escorregamento e corrente de curto circuito em função do tempo para curto circuito de 24, 12 e 6 espiras	112
Fig. 4.27 - Condutância e potência ativa absorvida em função do tempo para curto circuito de 24, 12 e 6 espiras	112
Fig. 4.28 - IPSA para MI operando com uma barra aberta, 75% e 100 % de carga	114
Fig. 4.29 - Inserção de parafusos de aço nos furos do barramento	115
Fig. 4.30 - Comparação entre espectros do rotor saudável e com duas barras interrompidas	116
Fig. 4.31 - Comparação de espectros da potência instantânea para duas correias diferentes	117

Fig. 4.32 - Comparação entre espectros de vibração de correias diferentes	118
Fig. 4.33 - Comparação de espectros da potência instantânea para defeito na polia da carga	119
Fig. 4.34 - Comparação dos espectros de vibração para polia saudável e com defeito	120
Fig. 4.35 - Comparação de espectros da potência instantânea para defeito na polia do MI	121
Fig. 4.36 - Comparação de espectros de vibração para polia saudável e excêntrica (~4mm)	122
Fig. 4.37 - Correção dos desalinhamentos paralelo e angular	123
Fig. 4.38 - Registro de dados para vibração global e oscilação de potência característica para desalinhamento	123
Fig. 4.39 - Desbalanceamento de 10 x 43 (gramas x milímetros) em BA1	125
Fig. 4.40 - Desbalanceamento de 10 x 33 (gramas x centímetros) em BA2	126
Fig. 4.41 - Variável de entrada $P120$ do sistema DDF	128
Fig. 4.42 - Variável de entrada $P100$ do sistema DDF	129
Fig. 4.43 - Variável de entrada dG para o DDF	129
Fig. 4.44 - Variável de entrada dsu para o DDF	130
Fig. 4.45 - Variável de entrada $dGsp$ para o DDF	131
Fig. 4.46 - Variável de entrada $dGsp$ para o DDF	131
Fig. 4.47 - Variável de entrada su para o DDF	132
Fig. 4.48 - Variável de saída GSR para o DDF	133
Fig. 5.1 - Variáveis de entrada para o DDF: variações normais de carga	135
Fig. 5.2 - Variáveis de saída para o DDF: variações normais de carga	136
Fig. 5.3 - Variáveis de entrada para o DDF: desequilíbrio de tensões	137
Fig. 5.4 - Variáveis de saída para o DDF: desequilíbrio de tensões	138
Fig. 5.5 - Variáveis de entrada para o DDF: curto entre espiras	139
Fig. 5.6 - Variáveis de saída para o DDF: curto entre espiras	140
Fig. 5.7 - Variáveis de entrada $P100$ e GSR correspondente para o DDF	141
Fig. 5.8 - Variáveis de entrada para $T_s=60^\circ\text{C}$	142
Fig. 5.9 - Variáveis de entrada para obstrução da ventilação do MI	143
Fig. 5.10 - Variáveis de saída para obstrução da ventilação do MI	144

Fig. 5.11 - Entradas do DDF para correia Goodyear	144
Fig. 5.12 - Entradas do DDF para correia Balflex	145
Fig. 5.13 - Saída do DDF para correia Balflex	146
Fig. 5.14 - Entradas do DDF para mudança de polia no gerador	147
Fig. 5.15 - Saídas do DDF para mudança de polia no gerador	147

LISTA DE TABELAS

Tab. 1.1 – Distribuição das Vendas dos Motores de Indução no Brasil	24
Tab. 1.2 - Temperatura de Referência da Classe Térmica do MI	37
Tab. 1.3 - Elevação de Temperatura Permitida.....	37
Tab. 1.4 - Frequências Características de Defeitos em Máquinas.....	45
Tab. 2.1 - Custo de Manutenção por HP Instalado	50
Tab. 2.2 - Comparação entre as tecnologias de diagnóstico de defeitos em sistemas motrizes.....	63
Tab. 4.1 - Folha de dados do MI novo	84
Tab. 4.2 - Estatística de Regressão ($VD=P_{abc}$)	100
Tab. 4.3 - Análise de Variância (ANOVA para P_{abc}).....	101
Tab. 4.4 - Estimativa de Coeficientes com Intervalos de Confiança	101
Tab. 4.5 - Estatística de Regressão (G_{abc}).....	105
Tab. 4.6 - Análise de Variância (ANOVA para G_{abc}).....	105
Tab. 4.7 - Estimativa de Coeficientes com Intervalos de Confiança para G_{abc}	106
Tab. 4.8- Comparação entre as perdas adicionais com 2 % de equilíbrio	107
Tab. 4.9- Comparação entre as perdas adicionais com 4 % de equilíbrio	107
Tab. 4.10- Comparação entre as perdas adicionais com 6 % de equilíbrio	108
Tab. 4.11 - Amplitude da frequência característica do barramento rotórico.....	111
Tab. 4.12 - Dados de ensaio do MI com um mesmo rotor em condições diferentes	115
Tab. 4.13 - Regras de Inferência para o DDF	133

LISTA DE SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
BA1	Base de Acoplamento n° 1
BA2	Base de Acoplamento n° 2
DDF	Detector de Defeitos Fuzzy
EPVA	Extended Park Vector Approach
ESA	Electric Signature Analysis
FDU	Fator de Desequilíbrio de Tensão
FFT	Fast Fourier Transformer
GSE	Grau de Severidade Elétrico
GSR	Grau de Severidade do Rotor
GST	Grau de Severidade Térmico
IPSA	Instantaneous Power Signature Analysis
IEC	International Electrotechnical Commission
ISO	International Standard Organization
LF	Lógica Fuzzy
MI	Motor de Indução
MCSA	Motor Current Signature Analysis
MCA	Motor Current Analysis
MPd	Manutenção Preditiva
NEMA	National Electrical Manufacturers Association
NBR	Norma Brasileira
PROCEL	Programa Nacional de Conservação de Energia Elétrica
VSA	Vibration Signature Analysis

LISTA DE SÍMBOLOS

η	Rendimento do motor
P_m	Potência mecânica do motor
P_{abc}	Potência trifásica absorvida pelo motor
R_1	Resistência ôhmica do estator por fase
R_2	Resistência ôhmica do rotor por fase
X_1	Reatância de dispersão do estator por fase
X_2	Reatância de dispersão do rotor por fase
G_0	Condutância do ramo paralelo
B_0	Susceptância do ramo paralelo
s	escorregamento relativo entre campo síncrono estático e rotor
I_1	Corrente elétrica do estator
I_0	Corrente do ramo magnetizante
I_2	Corrente do rotor
N_s	Frequência de rotação síncrona do campo girante estático
f	Frequência da rede
p	Número de pares de polos
s_u	Escorregamento unitário
FDU	Fator de desequilíbrio das tensões de linha
U_{ab}	Tensão de linha entre as fases “a” e “b”
U_{bc}	Tensão de linha entre as fases “b” e “c”
U_{ca}	Tensão de linha entre as fases “c” e “a”
U_{abc}	Tensão de linha média ou trifásica
T_s	Temperatura de serviço do motor
T_A	Temperatura ambiente
M_C	Constante de proporcionalidade do condutor
R_s	Resistência estática medida na temperatura de serviço
R_A	Resistência estática medida na temperatura ambiente
L_x	Tempo de vida à temperatura de serviço
L_{100}	Tempo de vida à temperatura de referência
HIC	Temperatura de meia vida

C_m	Conjugado eletromagnético transferido através do entreferro
ω_s	Frequência síncrona
M_R	Constante de proporcionalidade do material do barramento rotórico
T_M	Temperatura monitorada
i_a	Corrente instantânea da fase “a”
i_b	Corrente instantânea da fase “b”
i_c	Corrente instantânea da fase “c”
i_α	Corrente instantânea no eixo “ α ”
i_β	Corrente instantânea no eixo “ β ”
I_M	Módulo da corrente máxima
I_d	Corrente de eixo direto
I_q	Corrente de eixo em quadratura
θ_s	Ângulo entre o estator e os eixos rotativos de referência
u_a	Tensão instantânea da fase “a”
u_b	Tensão instantânea da fase “b”
u_c	Tensão instantânea da fase “c”
p_{abc}	Potência ativa instantânea trifásica
q_{abc}	Potência reativa instantânea trifásica
u_{ab}	Tensão instantânea entre a fase “a” e “b”
u_{bc}	Tensão instantânea entre a fase “b” e “c”
u_{ca}	Tensão instantânea entre a fase “c” e “a”
ω_{osc}	Modulação da frequência angular
M	Fator de modulação da corrente do estator
G_{abc}	Condutância trifásica
P_{100}	Valor global até a frequência de 100 Hz
P_{120}	Frequência característica na frequência de 120 Hz
dG	Variação da condutância
dsu	Variação do escorregamento unitário

SUMÁRIO

Resumo	vi
Abstract	vii
Lista de Figuras	viii
Lista de Tabelas	xii
Lista de Siglas	xiii
Lista de Símbolos	xiv
INTRODUÇÃO	19
CAPÍTULO 1- CARACTERÍSTICAS DO MOTOR DE INDUÇÃO	
1.1- Introdução	23
1.2- Contexto do MI no parque industrial	24
1.3- Fatores de influência nas características de Motores de Indução	29
1.3.1- Anomalias da Rede de Alimentação.....	30
1.3.1.1- Efeitos da variação da tensão no motor de indução	32
1.3.2- Anomalias na temperatura de serviço	34
1.3.2.1- Temperatura de Serviço	35
1.3.2.2- Efeito da temperatura no escorregamento.....	38
1.3.3- Anomalias na condição mecânica	41
1.4- Considerações Finais.....	45
CAPÍTULO 2- MANUTENÇÃO PREDITIVA EM MOTORES DE INDUÇÃO	
2.1- Introdução	47
2.2- Terminologia nas Atividades de Manutenção	48
2.3 - Breve Histórico da Análise de Assinatura Elétrica aplicada a Motores de Indução	51
2.3.1- Análise Espectral da Corrente do Motor	56
2.3.2- Abordagem Estendida do Vetor de Park	57
2.3.2.1 - Abordagem do Vetor Concórdia	58
2.3.2.2 - Abordagem Estendida (EPVA)	60
2.3.3- Análise Espectral da Potência Instantânea	61
2.4- Considerações Finais.....	64
CAPÍTULO 3 FERRAMENTAS DE ANÁLISE	

3.1- Introdução	66
3.2- Sistema Especialista <i>Fuzzy</i>	67
3.2.1 - Sistema de Detecção de Defeitos <i>Fuzzy</i>	67
3.3- Abordagem da Potência Instantânea no MI	74
3.4- Análise da Potência Média.....	78
3.5- Considerações Finais.....	79

CAPÍTULO 4- MATERIAIS E MÉTODO

4.1- Introdução	80
4.2- Materiais	81
4.2.1 - Sistema Motriz	83
4.2.1.1 - Sistema Elétrico	83
4.2.1.2 - Motor de Indução	84
4.2.1.3 - Acoplamento e Carga	87
4.2.1.3.1 - Base de Acoplamento N° 1	87
4.2.1.3.2 - Base de Acoplamento N° 2	89
4.2.2 - Transdutores	90
4.2.2.1 - Transdutor de Tensão	90
4.2.2.2 - Transdutor de Corrente	91
4.2.2.3 - Transdutor de Vibração	91
4.2.2.4 - Transdutor de Temperatura	92
4.2.2.5 - Transdutor de Frequência de Rotação	93
4.2.3 - Aquisição e Processamento dos Sinais.....	93
4.3- Método Experimental.....	94
4.3.1 - Fatores de Influência na Potência Absorvida pelo MI	95
4.3.1.1 - Perdas Rotacionais a Vazio	95
4.3.1.2 - Modelo de Regressão Linear Múltipla para o MI	98
4.3.2 - Influência dos Defeitos elétricos	109
4.3.2.1 - Desequilíbrio de Tensões	109
4.3.2.2 - Curto entre espiras no estator	111
4.3.2.3 - Barra interrompida no rotor	113
4.3.3 - Influência dos Defeitos Mecânicos	116

4.3.3.1 - Correias	116
4.3.3.2 - Polias	119
4.3.3.3 - Desalinhamento entre máquinas.....	122
4.3.3.4 - Desbalanceamento do rotor	124
4.4- Sistema Detector de Defeitos Fuzzy (DDF)	127
4.4.1 - Variáveis linguísticas de entrada e saída para o DDF	127
4.4.2 - Regras de inferência para o DDF	133
4.5- Considerações Finais.....	134
CAPÍTULO 5- ANÁLISE DOS RESULTADOS	
5.1- Introdução	135
5.2- Desequilíbrio de tensões.....	136
5.3- Curto entre espiras.....	138
5.4- Obstrução da ventilação do MI	141
5.5- Mudança da condição das correias.....	144
5.6- Mudança de polias.....	146
5.7- Considerações Finais.....	148
CONCLUSÃO	149
REFERENCIAS	151
APENDICES	156

INTRODUÇÃO

O grande desafio da sociedade contemporânea na busca da sustentabilidade dos processos de industrialização será o equacionamento ideal entre desenvolvimento industrial, consumo energético e conservação ambiental.

Segundo a Eletrobrás, as indústrias são responsáveis por 47% da energia elétrica consumida no Brasil. Deste valor, 62% correspondem à energia convertida nos acionamentos motorizados, ou seja, 28,5% do consumo total de energia elétrica no país. O elevado consumo dos sistemas motrizes é maior do que a soma de consumo dos demais segmentos de iluminação, aquecimento, calor de processo e eletroquímica, tornando-os o principal alvo dos programas de eficiência energética focados na indústria. As orientações gerais do PROCEL, programa nacional de conservação de energia elétrica, são para que os diagnósticos energéticos em sistemas motrizes estejam focados no motor elétrico, acionamento eletro-eletrônico, acoplamento motor-carga, cargas mecânicas e instalações.

Goldemberg e Villanueva (2003, p.207) afirmam que, para atingir a tão sonhada sustentabilidade, não é suficiente promover apenas sistemas de melhoria da eficiência energética nos países em desenvolvimento, torna-se essencial incorporar, desde os projetos de implantação de novas unidades industriais, tecnologias eficientes e modernas disponíveis na atualidade, dando saltos tecnológicos adiante daqueles anteriormente seguidos pelos países industrializados.

Cada vez mais, a manutenção se torna uma questão estratégica para o gerenciamento de custos da indústria. É fato importante que as ocorrências de falhas sejam as menores possíveis a fim de não prejudicar a produção e minimizar os custos de produção. Tendo em vista a relevância da manutenção, deve-se avaliar criteriosamente o tipo a ser adotado:

- Manutenção corretiva não planejada;
- Manutenção corretiva planejada;
- Manutenção preventiva;
- Manutenção preditiva;
- Engenharia de manutenção.

De acordo com Almeida (2011, p. 4), a manutenção preditiva traz melhorias para a qualidade do produto, maximiza o lucro e a efetividade da produção da indústria, pois minimiza os custos e paradas das máquinas em virtude de falhas. Auxilia também no planejamento das intervenções corretivas sem prejudicar a produção, parando as máquinas somente quando necessário e na quantia necessária.

Ainda para melhor justificar a utilização das técnicas preditivas, que visam a intervenção nos componentes da máquina no estágio de falha incipiente, deve-se buscar o estabelecimento da correlação existente entre falhas incipientes, eficiência energética e técnicas preditivas aplicadas aos motores de indução contribuindo na garantia da sustentabilidade dos processos industriais.

Segundo Maciel e Coraiola (2010, p.25) uma máquina que apresenta um defeito, necessita de uma maior quantidade de energia na entrada para atender a função requerida em sua saída e na medida em que o defeito evolui, as perdas dissipadas, em sua maior parcela na forma de calor, também aumentam. Neste contexto, as técnicas preditivas aplicadas a motores de indução são ferramentas eficazes tanto na garantia da disponibilidade das plantas industriais como no uso eficiente da energia.

Proposta por Maier (1992) a análise de potência instantânea absorvida pelo motor de indução configura-se num meio promissor na detecção de defeitos em seu funcionamento. A análise da potência traz mais informações do que a análise das correntes, pois agrega as influências da rede e do ângulo de fase.

Nos trabalhos realizados por Bonaldi (2002), Bonaldi (2005) e Silva (2008) têm-se aplicações das técnicas da análise de assinatura da corrente elétrica na detecção de defeitos mecânicos em motores de indução e também dos defeitos nas barras do rotor.

Nos trabalhos realizados por Cruz (2004) e Baccarini (2005) encontram-se abordagens de aplicações na detecção de defeitos elétricos tais como, curto entre espiras no enrolamento estático, em acréscimo aos defeitos de origem mecânica. No primeiro destacam-se as limitações de métodos que utilizam apenas a corrente para detecção de curto entre espiras, principalmente, em acionamentos com conversores eletrônicos de frequência que utilizam a tecnologia de controle direto de torque. No segundo trabalho utiliza-se a determinação da impedância de sequência negativa para

verificação da simetria estatórica e identificação do curto entre espiras. Cabe ressaltar a dificuldade da determinação da impedância de sequência negativa para sistemas que não utilizam a ligação do neutro, como é o caso da maioria das ligações de motores de indução na indústria.

Zeraoulia et al. (2005) utilizam um sistema detector de defeitos fuzzy (DDF) com base no valor eficaz e nos desequilíbrios das correntes de linha. A condição de funcionamento do motor (CM) é escolhida como a variável de saída. Todo sistema de entradas e saídas são definidos usando a teoria de conjuntos fuzzy.

Maciel et al. (2013, a) analisam os efeitos do desequilíbrio de tensão na eficiência energética do motor de indução, comprovando no estudo de caso o incremento nas perdas no processo de conversão eletromecânica quando da presença de desequilíbrio de tensão acima do permitido pela legislação vigente e pelos catálogos de fabricante.

Maciel et al. (2013, b) realizam um sistema DDF com base na alteração do padrão concórdia das correntes instantâneas de linha para detectar, principalmente, o fator de desequilíbrio de tensões da rede (FDU). O DDF proposto consegue detectar pequenos desequilíbrios de tensão, sem a necessidade da medição das tensões e indica o grau de severidade (GS) do defeito no funcionamento do MI.

Neste trabalho o objetivo geral é desenvolver um sistema de detecção de falhas incipientes em motores de indução utilizando-se das técnicas preditivas e da Lógica Fuzzy.

Para alcançar o objetivo proposto o trabalho concentrou-se nos seguintes objetivos específicos:

- Implementar um protótipo para execução dos experimentos;
- Forçar defeitos em componentes do motor de indução e verificar as respostas utilizando-se do processamento e análise de sinais de vibrações mecânicas, tensões, correntes e potências elétricas;
- Desenvolver uma solução baseada em modelo do motor de indução e nas técnicas de inteligência artificial para o correto diagnóstico do defeito.

Para realização dos experimentos em protótipo, constituído de um MI acoplado a um gerador, onde se pode controlar a carga a que o motor está sujeito, os experimentos foram organizados na seguinte sequência:

- São forçadas alterações na condição eletromecânica do motor do protótipo, mantidas as condições de carregamento e são amostrados os sinais resultantes de vibração, corrente e tensão, necessários para a aplicação das técnicas preditivas e estabelecimento da correlação entre resposta mecânica e entradas elétricas para esse pré-condicionamento do estado de operação;
- É utilizada a Lógica Fuzzy para auxiliar na identificação e diagnóstico da causa provável dos sintomas dos defeitos forçados.

Este trabalho está organizado em cinco capítulos. No primeiro capítulo são evidenciadas as características do MI relacionadas à natureza dos defeitos elétricos, mecânicos e térmicos. No segundo capítulo tratam-se os aspectos relevantes da manutenção preditiva aplicada em MIs. No Capítulo três trata-se do ferramental utilizado para a análise. No Capítulo quatro trata-se dos recursos materiais e do método utilizado na resolução do problema. Finalmente, no Capítulo cinco realiza-se a análise dos resultados obtidos.

1 CARACTERÍSTICAS DO MOTOR DE INDUÇÃO

1.1 - INTRODUÇÃO

O motor de indução (MI) inventado por Nikola Tesla (1888), segundo o *Tesla Memorial Society of New York*, é uma das dez maiores descobertas de todos os tempos. A utilização do MI no sistema em corrente alternada (CA) proposto por Tesla, em substituição ao motor de corrente contínua (CC) que era utilizado no sistema em CC implementado por Thomas Edison, traz muitas vantagens competitivas e, atualmente, com o advento de sistemas de controle de velocidade e torque aplicados a este tipo de motor, é comum sua utilização em processos críticos ou de grande importância para a planta industrial, aplicações antes dominadas por motores de CC que, entre outras desvantagens tais como alto custo de aquisição e manutenção, ofereciam possibilidades de aplicações muito limitadas em áreas de risco, atmosferas explosivas e agressivas, devido principalmente à presença inevitável de pequenos centelhamentos provenientes de alterações da comutação ideal.

Apesar de não serem os eletricamente melhores, principalmente quanto aos transitórios de partida, são os mais robustos e apresentam baixo custo operacional e, devido a essas características, dos diversos tipos de motores utilizados na indústria, cerca de 90% das aplicações de acionamento eletromecânico utilizam o MI. Esse tipo de motor tem reduzido sua massa para a mesma potência útil disponível no eixo ao longo dos anos. No ano de 1891 a potência útil específica (PE) era de 11,36 W/kg de material utilizado na fabricação, em 1984 já possuía 147 W/kg. (BORTONI; SANTOS, 2006).

Na medida em que as classes de potência do MI aumentam sua PE também aumenta, se assemelhando ao valor da potência útil da parte ativa de um transformador, que também tem o fenômeno da indução como princípio de funcionamento. Isso se deve, principalmente, à redução do entreferro em relação ao comprimento do caminho magnético total na máquina. Com base no catálogo de motores WEG, observa-se que:

- Um MI de 1 cv tem uma PE de 42 W/kg;

- Um MI de 10 cv tem uma PE de 125 W/kg;
- Um MI de 100 cv tem uma PE de 170 W/kg;
- A parte ativa de um transformador de distribuição de 15 kVA tem uma PE de 177 W/kg.

Cabe ressaltar que, devido ao aumento da PE dos MIs disponíveis no mercado, comparativamente aos motores da década de 80, os cuidados com a manutenção de suas condições operativas devem ser aumentados.

1.2 CONTEXTO DO MI NO PARQUE INDUSTRIAL

Um fato importante na composição das cargas do sistema elétrico brasileiro é a predominância de motores com potência até 50 cv nos sistemas industriais e, normalmente o monitoramento e supervisão de características de funcionamento, por questões de custo de implementação, ocorrem somente em máquinas de maiores potências e relevância para o sistema produtivo como um todo.

No Brasil, segundo a ABINEE - Associação Brasileira da Indústria Elétrica e Eletrônica, a quantificação das vendas de MI e suas potências podem ser verificadas na Tab. 1.1.

Tab. 1.1 – Distribuição das vendas de MIs no Brasil

FAIXA DE POTÊNCIA	PERCENTUAL
Até 1 CV	32 a 36%
De 1 a 10 CV	54 a 59 %
De 10 a 40 CV	6 a 8 %
De 40 a 100 CV	0,5 a 1 %
De 100 a 300 CV	0,4 a 0,5 %
Acima de 300 CV	Menos de 0,4 %

Fonte: ABINEE (2000)

A Fig. 1.1 mostra, um exemplo de placa de identificação contendo uma das mais importantes características do MI, o rendimento (η) a plena carga, que é definido como o valor da relação entre a energia (ou a potência mecânica p_m) útil disponibilizada no eixo do motor e a energia (ou a potência p_{abc}) elétrica absorvida pelos seus terminais, que pode ser determinado pela Eq. (1.1).

$$\eta\% = \frac{P_m}{P_{abc}} \times 100 [\%] \quad (1.1)$$

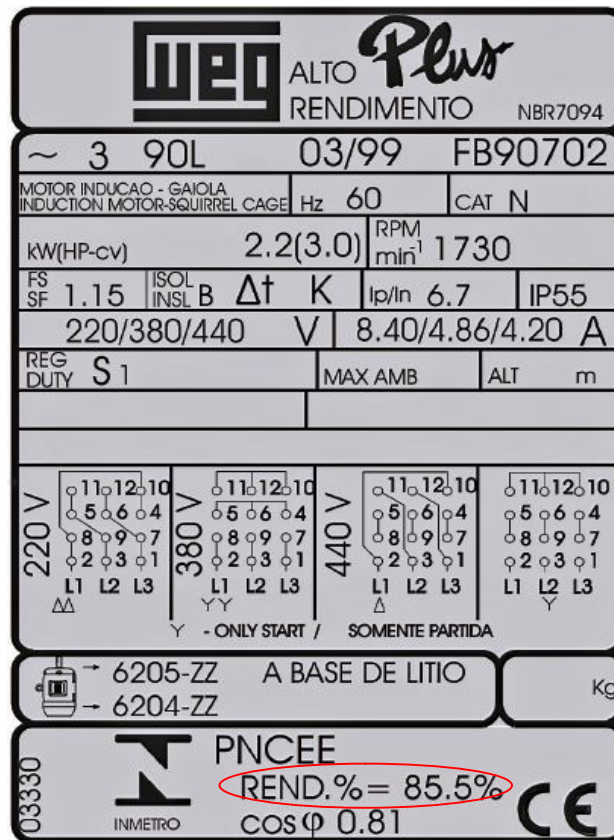


Fig. 1.1- Exemplo de Placa de Identificação de MI
Fonte: WEG

Apesar de importantes, os dados disponíveis na placa de identificação, característicos do funcionamento a plena carga, não são suficientes para o completo diagnóstico da condição de operação do MI em toda sua faixa de operação, principalmente, porque a condição de plena carga é uma condição pontual de carregamento. Os catálogos de fabricantes, segundo a NBR 7094 (2003), devem fornecer, além de outras informações importantes, dados complementares de rendimento e fator de potência para as condições pontuais de 50, 75 e 100% de carga mecânica.

Na Fig. 1.2 pode-se verificar a diferença entre os rendimentos de 5 motores de indução de 4 polos com potências diferentes para 3 carregamentos característicos que são fornecidos pelos fabricantes - 50, 75 e 100% do nominal. É importante observar o fato do incremento do rendimento para motores de maior potência, provocado principalmente pela menor influência do entreferro relativo ao tamanho da máquina e pela realização de um projeto mais bem elaborado em termos de ganhos na relação custo-benefício. Destaca-se o fato do carregamento médio dos motores, segundo pesquisa em 2119 motores em 18 fábricas brasileiras, estarem em torno de 61% da carga nominal (COPPE, 2005).

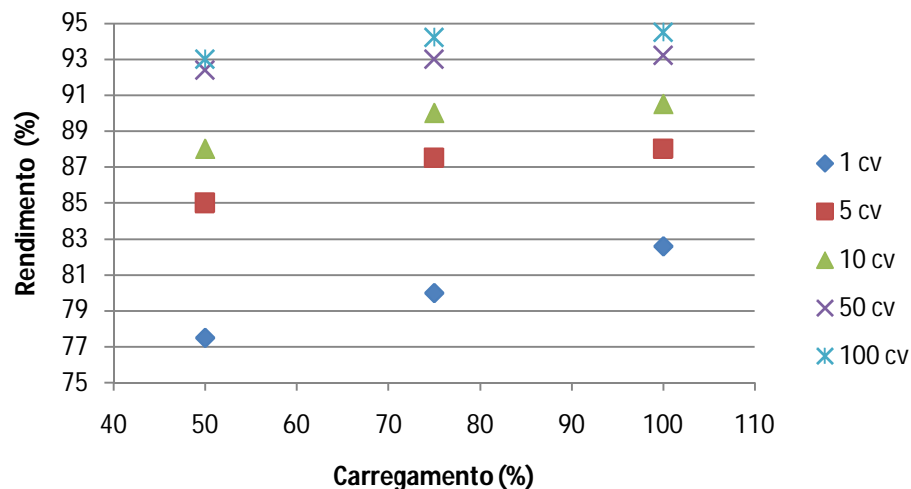


Fig. 1.2 - Diferença entre a eficiência de motores de indução de 4 polos
Fonte: WEG (2013)

Há, naturalmente, limitações de ordem prática que afetam a seleção do motor de uma aplicação em particular. A principal entre elas é que os motores estão geralmente disponíveis em tamanhos padronizados (5, 7.5, 10 cv). Essa seleção discreta limita a capacidade de se fazer um ajuste fino com uma aplicação em particular.

Ainda com relação aos pontos de operação e considerando que a maioria das plantas industriais possui motores em operação com idade variável, algumas bases de dados também disponibilizam essas características para vários motores de diferentes fabricantes. No Brasil tem-se o BD Motor, desenvolvido, mantido e distribuído gratuitamente pela ELETROBRÁS e nos Estados Unidos o MOTORMASTER+.

Cabe salientar que não sendo uma regra geral, alguns fabricantes internacionais de MI disponibilizam na placa de identificação do mesmo, inclusive, o valor da resistência ôhmica do enrolamento estatórico. Esse dado é importantíssimo e serve como referência nas análises de incremento de perdas joule (I^2R) nas máquinas originais e recuperadas principalmente pelo fato da limitação de carregamento do MI se dar, principalmente, pelo monitoramento da corrente de linha.

Segundo Geaquinto e Assunção (2006), de posse dos dados do fabricante para os três pontos de operação regulamentados, pode-se determinar através de um algoritmo computacional, os parâmetros do modelo monofásico para simulação computacional do comportamento do MI para várias situações de carregamento em regime permanente e inclusive para transitórios de carga e de partida. O modelo é representado conforme a Fig. 1.3.

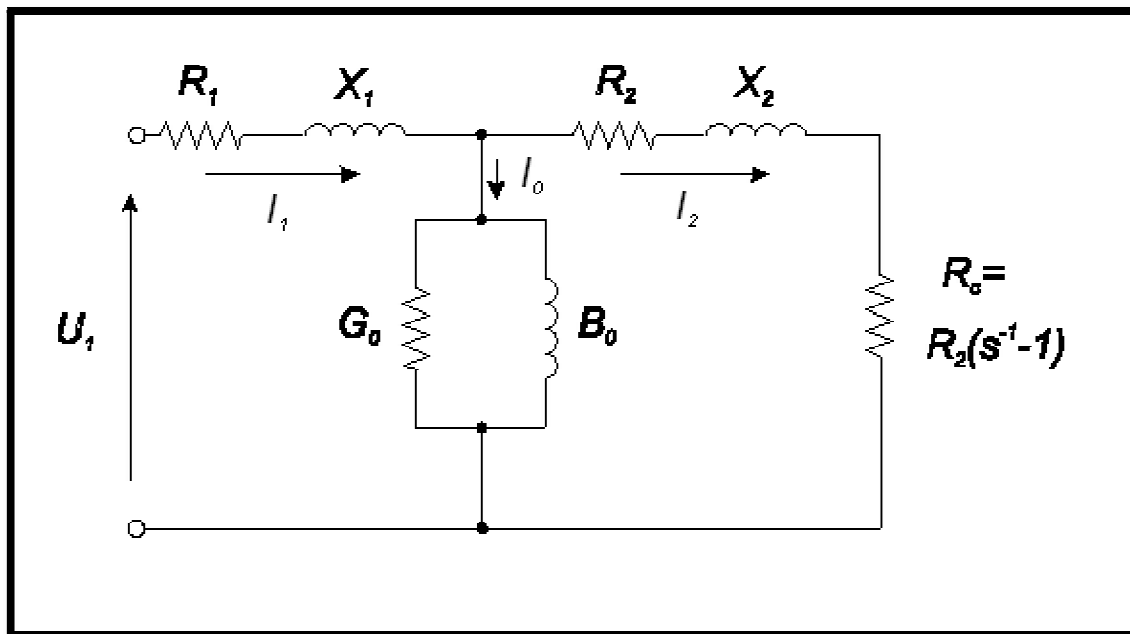


Fig. 1.3 - Circuito equivalente monofásico do motor de indução
Fonte: adaptado de FITZGERALD (2006, P.306)

Onde:

- R_1 e R_2 : resistência do estator e resistência do rotor;
- X_1 e X_2 : reatância do estator e reatância do rotor;
- U_1 : Tensão de fase aplicada no motor;

- G_0 e B_0 : Condutância e Susceptância do ramo paralelo;
- I_1 , I_2 e I_0 : corrente no estator, corrente no rotor e corrente do ramo magnetizante;
- $R_2 * s^{-1}$: representa o efeito combinado de carga no eixo e resistência do rotor.

A determinação do carregamento é facilitada pela definição do escorregamento unitário (s_u) do rotor do MI pela Eq. (1.4) que estabelece a relação entre a diferença da rotação síncrona (N_s) e do rotor (N_r) para uma condição de operação e a diferença entre a rotação síncrona e a rotação nominal do rotor (N_n).

$$N_s = \frac{120 * f}{p} [rpm] \quad (1.2)$$

$$s = \frac{N_s - N_r}{N_s} [pu] \quad (1.3)$$

$$s_u = \frac{N_s - N_r}{N_s - N_n} [pu] \quad (1.4)$$

Onde:

- p : número de pares de polos;
- f : frequência da rede em [Hz];
- N_s : frequência de rotação síncrona do campo girante do estator em [rpm];
- s : escorregamento relativo do rotor em relação ao campo girante síncrono do estator em [pu];
- N_n : frequência de rotação nominal do eixo [rpm];
- N_r : frequência de rotação do eixo do MI em [rpm];
- N_s : frequência de rotação do campo girante [rpm];
- s_u : escorregamento unitário em [pu].

Apesar de importantes, para viabilizar suas aplicações, a maioria dos modelos não trata das assimetrias internas do MI e faz algumas hipóteses simplificadoras (Barbi, 2012):

- Os enrolamentos estatóricos e rotóricos e os ângulos elétricos entre esses enrolamentos são iguais entre si;

- O entreferro da máquina é simétrico e constante;
- O circuito magnético não apresenta saturação (é ideal);
- A distribuição da densidade de fluxo magnético no entreferro é radial e senoidal;
- Não existem perdas magnéticas.

Como consequências das simplificações, os fluxos magnéticos do estator e rotor podem ser superpostos, as indutâncias próprias podem ser consideradas constantes, as resistências ôhmicas dos enrolamentos das fases constantes e iguais, as indutâncias mútuas entre as bobinas do estator, do rotor e entre estator e rotor simétricas e constantes e, finalmente, pode-se considerar as indutâncias mútuas entre estator e rotor como funções senoidais.

Entretanto, segundo Fitzgerald (2006, p.630), a consideração das perdas nas máquinas é importante, principalmente, devido ao seguinte:

- As perdas determinam a eficiência da máquina e influenciam consideravelmente em seu custo operacional (manutenção, consumo de energia e perdas de produção);
- Estabelecem a sobre-elevação de sua temperatura de funcionamento e a consequente redução de sua potência útil de saída nominal (desclassificação da potência), principalmente para que não haja deterioração indesejada dos materiais isolantes da classe térmica especificada;
- O incremento das quedas de tensão e corrente originadas pelas perdas devem ser apropriadamente consideradas no modelo de máquina.

1.3 FATORES DE INFLUÊNCIA NAS CARACTERÍSTICAS DE OPERAÇÃO DO MI

Dentre os fatores que influenciam o funcionamento adequado do MI destacam-se os advindos da qualidade de energia da rede de alimentação, os efeitos térmicos provenientes das alterações de temperatura ambiente e de serviço e os de ajuste mecânico.

1.3.1 Anomalias na Rede de Alimentação

Qualidade de energia é o termo que se usa para descrever algumas características da tensão das três fases da rede que alimenta uma carga elétrica tal como o MI. Dentre as principais características da qualidade de energia, destacam-se o desequilíbrio e a distorção harmônica do sistema trifásico das tensões de alimentação.

Segundo De Abreu e Emanuel (2002) o custo estimado no mercado americano, com a perda de vida útil em motores de indução de baixa tensão (tensão nominal < 1 kV), provocado pelos efeitos da distorção harmônica e do desequilíbrio de tensões da rede se aproxima a dois bilhões de dólares por ano.

As tensões produzidas pelos geradores síncronos trifásicos do sistema elétrico são senoidais, defasadas de 120° e iguais em amplitude. Contudo, as tensões do sistema de distribuição, no ponto de acoplamento entre a Concessionária e o Consumidor, podem estar desequilibradas alterando as condições de funcionamento de máquinas e equipamentos trifásicos conectados a este sistema.

A natureza do desequilíbrio inclui magnitudes de tensões diferentes na frequência fundamental do sistema, desvios no ângulo de fase e diferentes níveis de distorção harmônica entre as fases (JOUANNE; BANERJEE, 2001).

A principal causa do desequilíbrio de tensão é a distribuição desigual das cargas monofásicas que variam continuamente ao longo do sistema elétrico. Mesmo que a distribuição das cargas monofásicas esteja bem equilibrada no projeto elétrico, o acionamento destas cargas é feito de maneira aleatória.

O desequilíbrio de tensão tem efeitos deletérios nos motores de indução trifásicos incluindo sobreaquecimento, correntes de linha desequilibradas, redução da capacidade de transferir potência, pulsação no torque, baixo rendimento, etc. (WANG, 2001).

Existem três definições bastante usadas para desequilíbrios de tensão que variam em função das organizações que as propõem.

A definição proposta pela *National Electrical Manufacturers Association* (NEMA, 2006) é também conhecida como fator de desequilíbrio das tensões de linha (LVUR - *line voltage unbalance rate*). Nessa definição, o desequilíbrio das tensões é obtido pela

relação entre o máximo desvio da média e essa média. Nessa análise, são usadas apenas as amplitudes das tensões de linha, ignorando-se os ângulos dos fasores. Esse método é conveniente para medidas no ambiente industrial porque seu cálculo envolve somente a amplitude das tensões de linha.

A definição proposta pelo IEEE (1991) é similar à proposta defendida pela NEMA, no entanto, o IEEE usa as tensões de fase no lugar das tensões de linha. Essa definição é conhecida como fator de desequilíbrio das tensões de fase (*PVUR - phase voltage unbalance rate*). Os ângulos dos fasores também são ignorados. Esse método não costuma ser usado, pois a maioria das cargas industriais é trifásica a três fios.

A terceira definição para o desequilíbrio requer que as amplitudes e as fases das tensões de linha sejam conhecidas e isso torna esse método mais difícil de ser adotado em um ambiente industrial sem o uso de instrumentos mais sofisticados. Essa definição se utiliza das componentes simétricas e é a adotada pela ANEEL. O fator de desequilíbrio é obtido pela relação entre a componente de tensão de sequência negativa e a componente de tensão de sequência positiva. Nesse método de cálculo, os ângulos dos fasores das tensões originais são considerados para se obter as componentes simétricas. Existe uma expressão matemática, conhecida por expressão da CIGRE, que conduz a resultados em consonância com aqueles obtidos pelo método das componentes simétricas. Essa expressão não utiliza fasores e pode ser encontrada em (ANEEL; PRODIST, 2011).

A ABNT define que motores trifásicos de corrente alternada devem estar aptos para operar num sistema de tensões trifásicas tendo uma componente de sequência negativa que não exceda 1% da componente de sequência positiva durante um período prolongado, ou 1,5% durante um período curto, não superior a alguns minutos (ABNT: NBR 17094-1, 2008).

O método de cálculo adotado neste trabalho para o fator de desequilíbrio das tensões de linha (FDU) é o proposto pela NEMA, descrito na Eq. (1.5).

$$FDU (\%) = \frac{\text{Max}[|U_{ab} - U_{abc}|, |U_{bc} - U_{abc}|, |U_{ca} - U_{abc}|]}{U_{abc}} \cdot 100 \quad (1.5)$$

Na realidade, existem diversas situações de desequilíbrio das tensões que apresentam o mesmo valor de fator de desequilíbrio (LEE et al., 1997). Se somente o fator de desequilíbrio das tensões é mencionado, não é possível saber o impacto verdadeiro que este causará no sistema elétrico. Por exemplo, é possível ter o mesmo fator de desequilíbrio considerando que duas tensões sejam iguais e uma diferente e outra situação onde as três tensões são diferentes resultando o mesmo fator de desequilíbrio anterior.

A maioria das pesquisas tem analisado o desequilíbrio das tensões na condição de tensões abaixo do valor nominal. Isso porque desequilíbrios com tensões superiores à nominal só ocorrem em períodos de baixa exigência de potência da instalação elétrica (SIDDIQUE et al., 2004).

1.3.1.1 Efeitos da variação da tensão no MI

Existe uma variação normal de tensão nominal em uma instalação industrial dependendo da quantidade de carga que está sendo alimentada. Por essa razão, um motor pode estar submetido a uma tensão superior à nominal em determinado horário e sujeito a uma tensão menor do que a nominal em outro horário. Essa variação de tensão será tanto maior quanto maior for a variação de carga e a impedância do transformador de entrada.

Além do problema da variação de tensão sobre os motores, existe o efeito do desequilíbrio de tensão sobre os mesmos. Portanto, os motores ficam sujeitos aos efeitos combinados da não adequação ótima da tensão e do desequilíbrio. Em geral, a variação da tensão não supera os 10% aceitáveis pela norma brasileira, como verificado na NBR 17094-1, embora nesses extremos e com carga nominal o motor estará perdendo vida útil devido à elevação de temperatura. Também, o desequilíbrio de tensão costuma estar dentro dos 2% preconizados pelo IEC, embora os fabricantes de motores garantam as características nominais somente para desequilíbrios até 1%.

A aplicação de tensão inferior à nominal durante um longo período aumenta as perdas por aquecimento nos motores devido ao aumento da corrente solicitada pelo motor. O sobreaquecimento é gradual (exponencial) e segue a curva térmica do motor,

portanto, uma proteção térmica convencional pode ser usada. A continuidade da operação do motor quando a tensão está abaixo de 90% do seu valor nominal poderá levar o mesmo à condição de parada conhecida como *stall*.

O torque em um motor de indução é proporcional a tensão aplicada elevada ao quadrado. Se a tensão de uma instalação é 90% da tensão nominal, então o motor teria seu torque reduzido para 81% se a corrente permanecesse no valor nominal. Como a carga continuará solicitando o mesmo torque, a corrente terá de aumentar. O aumento da corrente aumentará as perdas e elevará a temperatura dos enrolamentos causando perda de vida útil destes.

Quando o motor é alimentado por uma tensão 10% superior ao seu valor nominal, as perdas no ferro aumentam de 20% a 30% (FINLEY, 2002). Em geral, nessa condição de tensão e para uma carga nominal, a corrente será menor que a nominal compensando o aumento das perdas no ferro. No entanto, para uma condição de carga superior a nominal, a corrente pode ser nominal e a proteção de sobrecorrente não vai atuar. Somente um sensor colocado no enrolamento do estator detectará o aumento de temperatura.

A NBR 17094-1 (2008) estabelece que, na presença de desequilíbrios de tensões da rede, a potência útil de um MI deve ser reduzida para evitar sobreaquecimento. Na Fig. 1.4 pode-se observar o fator de redução de potência que deve ser considerado, tendo como base a potência nominal, a partir de 1% de desequilíbrio.

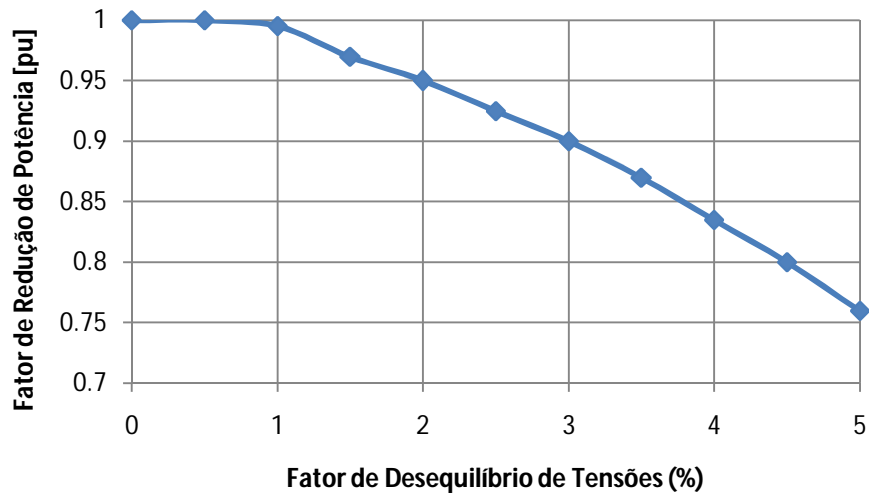


Fig. 1.4 - Fator de redução de potência do MI na presença de desequilíbrio
Fonte: Adaptado da NBR 17094-1 (2008)

1.3.2 Anomalias na Temperatura de Serviço

O MI é construído com vários graus de proteção (IP) podendo ser inserido em ambientes que exigem extremo desempenho dos materiais elétricos utilizados na composição de seus enrolamentos, sejam eles condutores ou isolantes.

Cabe salientar que, para Fitzgerald (2006, p.630), a especificação da potência nominal de dispositivos elétricos, como máquinas e transformadores, é determinada por considerações de ordem mecânica e térmica. Por exemplo, a corrente de enrolamento máxima é determinada tipicamente pela máxima temperatura de funcionamento que os materiais isolantes podem suportar sem sofrer danos ou diminuição excessiva da vida útil. De modo semelhante, a velocidade máxima de um motor ou gerador é determinada por considerações mecânicas relacionadas com a integridade estrutural do rotor ou o desempenho dos mancais. A elevação de temperatura que resulta das perdas é, portanto, um fator da maior importância na especificação nominal da potência de uma máquina.

Segundo a WEG (2012) o MI é uma máquina robusta e de construção simples que tem sua vida útil dependente quase que exclusivamente da vida útil da isolação de seus enrolamentos estáticos. Dentre os fatores que afetam a vida do enrolamento do estator tem-se: a umidade; vibrações; surtos de tensão (transitórios); e ambiente

corrosivo. O fator que mais influencia a durabilidade é a diferença entre as temperaturas da classe térmica dos materiais que compõem o isolamento e a temperatura de serviço do enrolamento estatórico.

É importante salientar também que, as falhas do MI causadas pelos mancais (40% do total) são influenciadas diretamente pela temperatura de serviço do MI. A estabilidade dimensional de um rolamento é influenciada, além de outros fatores, pelo desempenho do lubrificante utilizado e a faixa de temperatura adequada de serviço do rolamento. Acima de 125 °C o material do rolamento poderá sofrer alterações dimensionais (deformações) permanentes (SKF, 1989). A WEG, em seu catálogo geral recomenda que a temperatura do rolamento não deva ultrapassar o incremento de 60 °C em um ambiente de 40 °C, ou seja, 100 °C.

1.3.2.1 - Temperatura de Serviço

A temperatura de serviço (T_S) é um fator determinante para o estabelecimento das perdas no MI e está, intrinsecamente, ligada a estimativa da vida útil do isolamento do estator e, por conseguinte, da máquina como um todo. A temperatura de serviço depende do valor da temperatura ambiente (T_A) e fatores relacionados às perdas e capacidade de refrigeração.

É difícil determinar com precisão a temperatura do enrolamento com termômetros ou termopares, pois a temperatura varia de um ponto a outro nos condutores condicionados no núcleo estatórico e, é impreciso afirmar se o ponto da medição está próximo do ponto mais quente, ademais qualquer sensor de temperatura deve estar, adequadamente, isolado do condutor estatórico e este fator, mesmo para um equipamento de baixa tensão (classe de isolamento para 1 kV), gera um gradiente de temperatura. O método mais indicado e confiável para se medir e avaliar a temperatura média de serviço do enrolamento estatórico do MI, ou simplesmente, temperatura de serviço (T_S), se faz por meio da avaliação da variação no valor da resistência ôhmica desse enrolamento (WEG, 2012).

Com relação às perdas (I^2R) no estator, deve-se tomar o cuidado de estimar, adequadamente, a temperatura de funcionamento do referido enrolamento. A T_S é

influenciada diretamente pela temperatura ambiente nas proximidades da máquina e pelas condições de arrefecimento do MI.

Dentro deste contexto, a NBR 5383 (2002, p.5) também afirma que, a determinação da T_S do enrolamento estatórico pode ser feita através de vários procedimentos, o mais indicado é o método da avaliação da variação da resistência ôhmica do estator que determina indiretamente, por meio da aplicação da Eq. (1.6), a temperatura de serviço do enrolamento.

$$T_S = \frac{R_S}{R_A} (M_C + T_A) - M_C \quad (1.6)$$

Onde:

- T_S : temperatura de serviço estimada para o enrolamento do estator;
- R_A : resistência estatórica medida na temperatura ambiente em ohms;
- R_S : resistência estatórica medida na temperatura de serviço em ohms;
- M_C : constante de proporcionalidade do condutor (para o Cobre $M_C = 234,5$);
- T_A : Temperatura ambiente em graus centígrados (quando não temos medição se adota 25°C).

Obviamente, a limitação da T_S se refere a um ponto mais quente da isolação e não do enrolamento como um todo. Cabe ressaltar que basta um ponto quente no interior do bobinado para caracterizar um defeito que, se não detectado e eliminado, pode levar a uma falha do MI.

Cabe ainda ressaltar que, segundo a NBR 17094-1 (2008), as perdas joule nos condutores do estator, devem ser corrigidas para a T_A de 25°C mais o incremento da elevação de temperatura determinada pelo método da variação da resistência. Quando o incremento da temperatura a plena carga não tiver sido determinado através de ensaio, as perdas no enrolamento estatórico devem ser corrigidas para a temperatura de referência (T_R) indicada na Tab. 1.2, que depende da classe térmica do isolamento marcada na placa de identificação do MI.

Tab. 1.2 - Temperatura de referência (TR) da classe térmica do MI

CLASSIFICAÇÃO TÉRMICA	B (130°C)	F (155°C)	H (180°C)
Temperatura de referência (°C)	95	115	130

Fonte: NBR 17094-1

Em comparação, também é mostrado em Fitzgerald (2006, p. 634) exemplos de elevações de T_R que podem ser vistos na Tab. 1.3. A tabela aplica-se aos motores de indução de potência não fracionária, está baseada em temperaturas ambientes máximas de 40 °C e supõe que a medição do aumento da T_S pode ser feita determinando-se o aumento do valor das resistências de enrolamento.

Tab. 1.3 - Elevação de temperatura permitida pela classe térmica, °C

TIPO DE MOTOR	B (130°C)	F (155°C)	H (180°C)
Fator de serviço 1.15	90	115	
Fator de serviço 1, enrolamentos encapsulados	85	110	
Totalmente fechado, resfriamento com ventilador	80	105	125
Totalmente fechado, não ventilado	85	110	135

Fonte: Adaptado de FITZGERALD (2006, p.634)

Em média, uma elevação da T_S em 10 °C com uma T_R pré-estabelecida provoca um envelhecimento térmico que reduz a vida útil do motor pela metade. Para uma melhor avaliação, a perda da vida útil do enrolamento pode ser estimada pela Eq. (1.7). A expressão é conhecida como a equação de *Arrhenius*. Este modelo permite estimar a vida do isolamento para todas as classes térmicas, devido a utilização de um índice de intervalo de meia vida (HIC) (PILLAY E MANYAGE, 2006).

$$L_x(\%) = L_{100} * 2^{(T_R - T_S)/HIC} * 100 \quad (1.7)$$

Onde:

- L_x é o tempo de vida percentual à temperatura de serviço T_S ;
- L_{100} é o tempo de vida percentual à temperatura de referência T_R ;
- T_R é a temperatura de referência para a classe de térmica (°C);
- T_S é a temperatura de serviço do enrolamento (°C);

- HIC é a temperatura de meia vida (°C) e se adota o valor 11 para a classe B, 9.3 e 8 para as classes F e H, respectivamente.

A aplicação da Eq. (1.7) para um MI com classe térmica F ($T_R=115$ °C), operando com uma temperatura média do enrolamento estatórico T_S de 130 °C pode ser determinada como segue:

$$L_x(\%) = 1 * 2^{\frac{115-130}{9.3}} * 100 = 32\%$$

Ou seja, para uma elevação de temperatura de 15 ° C, o tempo de vida esperado seria apenas de 32% do tempo de vida útil esperado na temperatura de referência de 115° C (classe térmica F).

1.3.2.2 Efeito da temperatura no escorregamento

Além da inferência da temperatura pela medição direta da resistência ôhmica do enrolamento do estator (somente com o MI desligado) é possível inferir a temperatura pela variação do escorregamento para uma condição de mesmo carregamento.

Segundo Fitzgerald (2006, p. 307) o conjugado eletromagnético transferido para o rotor de um MI, em condições ideais, pode ser determinado pela Eq. (1.8).

$$C_m = \frac{3 * I_2^2 * R_2 / s}{\omega_s} \quad (1.8)$$

Observa-se que o valor do conjugado eletromagnético (C_m) é influenciado pelos valores da corrente rotórica (I_2), do escorregamento (s), da resistência rotórica (R_2) e da frequência síncrona (ω_s). Cabe salientar que o recurso da inserção de resistências em série com o enrolamento rotórico é comumente utilizado para regulação do torque de partida em motores de indução com rotor bobinado. Para o caso do MI com rotor gaiola é interessante avaliar a variação percentual do torque quando da alteração da temperatura de serviço.

Ressalta-se que o valor da resistência rotórica varia com a temperatura de serviço do enrolamento rotórico e, para um mesmo torque resistente da carga, o escorregamento estabelecido tende a variar proporcionalmente às alterações da resistência (R_2).

A NBR 5383 (2002, p.16) estabelece uma relação entre escorregamento e temperatura de serviço do estator conforme mostra a Eq. 1.9.

$$T_2 = \frac{s_2}{s_1} * (M_r + T_1) - M_r \quad (1.9)$$

Onde:

- T_2 : temperatura de serviço estimada para o enrolamento do estator;
- s_1 : escorregamento medido em uma temperatura conhecida em [pu];
- s_2 : escorregamento medido na temperatura de serviço em [pu];
- M_r : Constante de proporcionalidade do material do barramento rotórico (para o Alumínio $M_r= 225$);
- T_1 : Temperatura conhecida em graus centígrados.

A partir desta equação, para uma carga conhecida, pode-se inferir uma temperatura de serviço a partir de um escorregamento medido. Quanto maior a temperatura de serviço para a mesma carga, maior o escorregamento. Como exemplo se pode utilizar a Eq. 1.9 para verificar que, para um incremento de 25 °C na temperatura de serviço (50° para 75°, por exemplo), o escorregamento aumenta em 10%.

Com propósito de comprovar a influência da temperatura no funcionamento do MI, realizou-se um experimento em um MI de 1 cv, 4 polos, monitorando a temperatura da cabeça da bobina (base 100 °C), o escorregamento unitário (s_u), a tensão média de alimentação (U_{abc}) e a potência total absorvida (P_{abc}) pelo mesmo. Mostra-se na Fig. 1.5 a influência da temperatura monitorada (T_M) na potência total absorvida desde que mantidos constantes os valores da tensão média das três fases (U_{abc}) e do

escorregamento unitário (s_u). A normalização de P_{abc} , U_{abc} e s_u foi realizada utilizando-se como base os valores nominais para o MI sob ensaio.

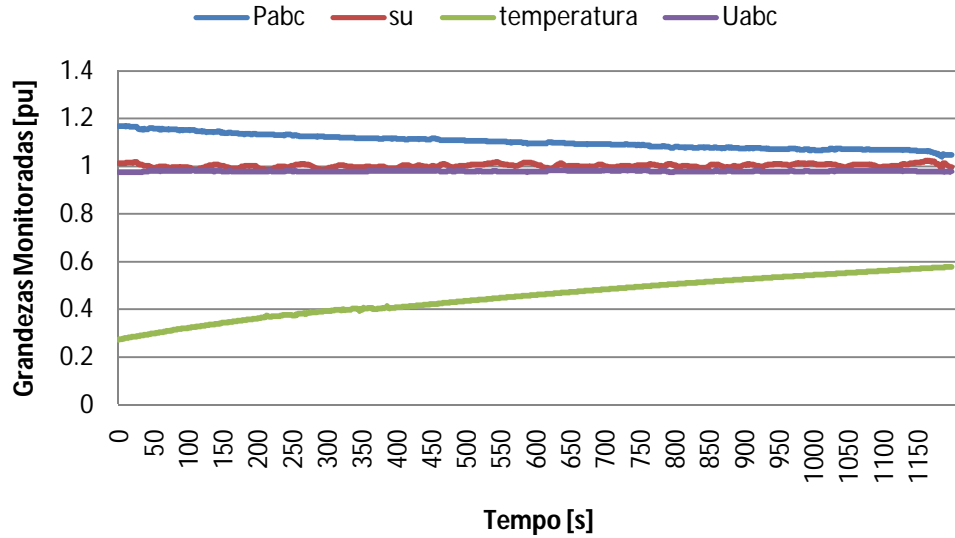


Fig. 1.5 - Influência da temperatura monitorada em P_{abc} .

Fonte: Autor

Na Fig. 1.6, mostra-se a dispersão dos pontos formados pelo binômio, temperatura monitorada e potência absorvida, em 20 minutos de ensaio, quando os valores de escorregamento e tensão média da rede são mantidos aproximadamente constantes. Comprova-se que para uma elevação de temperatura de, aproximadamente, 25°C a potência absorvida diminui em 10% que é a mesma taxa que o escorregamento deveria aumentar. Como o escorregamento, por meio da regulação da carga, foi mantido constante, o torque, pela relação linear que tem com o escorregamento, também não teve variação, logo, se a resistência rotórica aumenta pelo efeito térmico, a compensação, da relação apresentada na Eq. (1.8), se dá pela diminuição da corrente. A diminuição da corrente rotórica reflete no estator com uma diminuição de sua corrente e, como consequência, reduz a potência absorvida na entrada para o mesmo escorregamento.

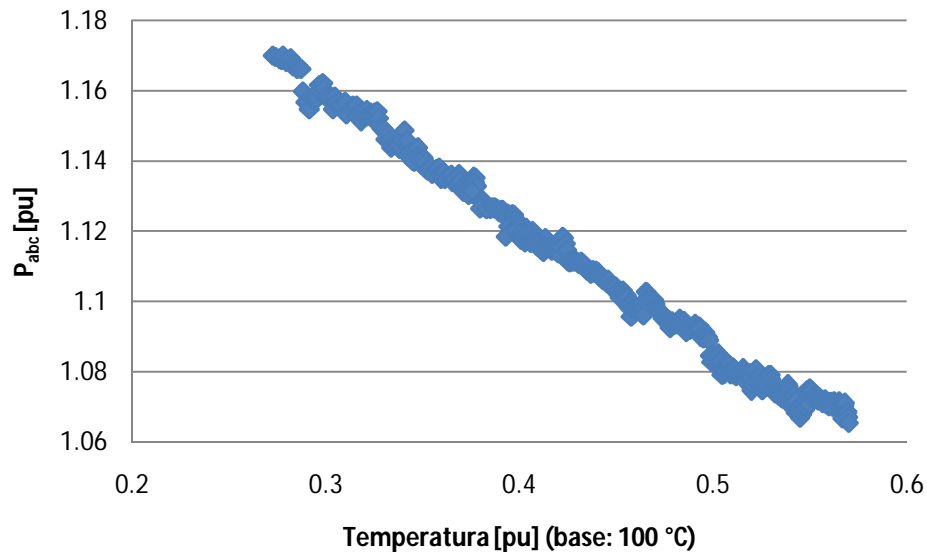


Fig. 1.6 - Relação entre temperatura monitorada e P_{abc}

Fonte: Autor

Cabe salientar que, com o propósito de determinar a T_S do MI, foi medida a resistência ôhmica do enrolamento estático, imediatamente após seu desligamento da rede (NBR 17094-1, p. 40). Obteve-se uma resistência de 8 ohms que permite inferir uma temperatura de serviço de 85.9 °C.

A temperatura obtida pela medição da resistência ($T_S= 85.9$ °C) é maior do que a temperatura medida pelo sensor na cabeça da bobina ($T_M= 58$ °C) no momento do desligamento e, como era de se esperar, existe um gradiente térmico de 27.9 °C que deve ser considerado para avaliar a condição operativa do MI.

1.3.3 Anomalias na condição mecânica

Os defeitos advindos do conjunto rotativo são os principais causadores de defeitos nos mancais do MI's. A suavidade de giro e a vida dos mancais dependem de características internas (rotor do MI) e externas (carga acoplada e sistema de acoplamento).

A principal variável a ser medida no monitoramento da condição mecânica é o nível de vibração o mais próximo possível dos mancais. A definição de valores limites

passa pela avaliação criteriosa que é função de dois fatores: excitação e mobilidade. A excitação está relacionada, principalmente, com as forças provenientes do movimento rotativo, desbalanceamentos e choques mecânicos. A mobilidade, por sua vez, tem relação com folgas e rigidez estrutural.

A monitoração da condição mecânica é feita através da adoção de parâmetros, instrumentos e métodos adequados.

Segundo Kardec e Nascif (2002) os parâmetros de vibração relacionados com máquinas rotativas são usualmente expressos em termos de deslocamento, velocidade e aceleração do ponto de medição.

Todas as três grandezas representam “o quanto” o equipamento está vibrando. Através da medição do valor global, pode-se determinar o estado geral de um equipamento, pois o mesmo representa a somatória do modo de vibração de todos os componentes da máquina rotativa.

A frequência é a outra variável de importância na análise de vibração, ou seja, pode determinar o que está causando a vibração.

Essas variáveis e suas unidades de medição são representadas pelas fórmulas a seguir:

- Deslocamento, onde $x = A \sin(\omega t)$ e a unidade comum é o [μm];
- Velocidade, onde $v = dx/dt = A \omega \cos(\omega t)$ e a unidade comum é o [mm/s];
- Aceleração, onde $a = dv/dt = -A \omega^2 \sin(\omega t)$ e a unidade comum é a aceleração da gravidade [g], sendo $1 g = 9.81 \text{ m/s}^2$.

Como $\omega = 2\pi f$, onde f = frequência em Hz ou ciclos / segundo, verifica-se que:

- A amplitude de deslocamento independe da frequência;
- A amplitude de velocidade crescerá proporcionalmente à frequência;
- A amplitude de aceleração crescerá com o quadrado da frequência.

Pode-se avaliar a condição mecânica de funcionamento, por meio da medição das vibrações em dois níveis, primeiramente, pela medição do nível global que possibilita uma visão geral do modo de funcionamento e, num segundo nível,

analisando as frequências características desse modo de funcionamento por meio de análises no domínio da frequência.

Uma condição interna a ser avaliada é o grau de qualidade de balanceamento mecânico do rotor do MI e do rotor acionado por esse motor. O desbalanceamento é um dos principais excitadores de vibração mecânica e influencia diretamente no nível de vibrações e na vida útil dos rolamentos.

Todo sistema de acoplamento permite um desalinhamento residual entre eixos. Entretanto, existem valores de tolerância máxima para o desalinhamento para que não haja esforços acima dos limites e que comprometam a vida do MI.

Considerando estas características, o parâmetro mais adotado, numa primeira abordagem, para a avaliação do nível global de vibrações é a velocidade, por ser a grandeza que melhor representa a condição geral de funcionamento.

A International Standard Organization (ISO), através das normas ISO 2372 e 3945, fornece um quadro para julgamento da severidade de vibrações em máquinas rotativas, conforme mostrado na Fig. 1.7, bastante utilizado tanto para testes de aceitação no fabricante como para avaliação de máquinas no campo. O critério adotado é válido para medições dos níveis de vibração em localização específica o mais próxima dos mancais para velocidade em nível global.

Faixas de severidade vibração radial		Julgamento de Qualidade para classes de máquinas			
Faixa	Velocidade rms [mm/s], faixa (10-1000Hz)	Classe I	Classe II	Classe III	Classe IV
0,28	0,28	A	A	A	A
0,45	0,45				
0,71	0,71	B	B	B	A
1,12	1,12				
1,8	1,8	C	C	C	B
2,8	2,8				
4,5	4,5	D	D	D	C
7,1	7,1				
11,2	11,2	D	D	D	D
18	18				
28	28	D	D	D	D
45	45				
71	71	D	D	D	D

CLASSE DE MÁQUINAS

Classe I- Máquinas pequenas até 20 HP;

Classe II- Máquinas médias de 20 a 100 HP;

Classe III- Máquinas grandes maiores que 100 HP apoiadas em suportes rígidos;

Classe IV- Máquinas grandes apoiadas em suportes flexíveis.

A= BOM; B=SATISFATÓRIO; C= INSATISFATÓRIO; D=INACEITÁVEL

Fig. 1.7 - Norma de Severidade de Vibrações ISO2372

Fonte: (Adaptado de Pinto e Xavier, 2001)

Após a primeira análise em nível global, pode-se identificar a causa do aumento do nível global por meio da análise no domínio da frequência. Esta estratificação é feita por meio de tratamentos matemáticos, disponíveis nos próprios equipamentos, tais como a *Fast Fourier Transformer* (FFT).

Por meio da utilização da análise espectral de vibrações, do termo *Vibration Spectrum Analysis* (VSA), alguns problemas típicos podem ser detectados:

- Desbalanceamento, desalinhamento e eixo torto;
- Excentricidades em polias, superfícies de componentes de mancais;
- Folgas devido a desgastes excessivos em mancais e engrenagens;
- Fixação inadequada da máquina ou de componentes internos;
- Instabilidade da ação do lubrificante;
- Fenômenos aerodinâmicos e/ ou hidráulicos;
- Problemas elétricos em estágios avançados tais como, barras abertas, núcleos soltos e bobinas mal fixadas.

Para salientar a capacidade da VSA na detecção de defeitos, mostram-se na Tab. 1.4 alguns tipos de excitadores de vibração e suas frequências características.

Tab. 1.4 - Frequências características de defeitos em máquinas

NATUREZA DA FALHA	FREQUÊNCIA CARACTERÍSTICA
Desbalanceamento do rotor	$1f_r$
Desalinhamento do eixo	$1f_r, 2f_r, 3f_r, 4f_r$
Roçamentos em mancais de deslizamento; Folgas em carcaças	Sub-harmônicas da rotação do eixo: $1/2$ e $1/3 f_r$
Folgas mecânicas	$f_{fm} = i \cdot 2 \cdot f_r$ Onde: $i=1, 2, 3...$
Falhas em correias de acionamento	$f_{correia} = i \cdot \frac{\pi \cdot D \cdot N}{60 \cdot L}$ Onde: D= diâmetro da polia; N= Rotação da polia; L= perímetro da correia; $i= 1,2,3...$
Problemas elétricos	$f_E = i \cdot f$ f= frequência da rede elétrica $i= 2, 3...$

Fonte: adaptado de Bonaldi (2002)

É importante ressaltar a necessidade da informação de carregamento da máquina no momento da medição da vibração e a pouca sensibilidade da técnica a problemas de natureza elétrica e térmica, como é o caso do MI.

1.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo teve como propósito a descrição das características importantes no funcionamento do motor de indução.

Cabe salientar que a análise de qualquer processo parte da idéia da separação dos agentes causadores de um efeito indesejável em que, geralmente, se inicia pela medição e acompanhamento de um indicador global. A análise de vibrações parte do princípio de avaliar o estado de funcionamento da máquina rotativa pelo nível de vibração global (ISO 2372). Na aplicação das técnicas de análise de sinais elétricos

utilizadas neste trabalho, buscam-se indicadores globais que possibilitem identificar alterações na função cumprida pelo MI no processo industrial e, na sequência, uma análise das frequências características com o objetivo de identificar o(s) componente(s) defeituoso(s).

Se a opção for a de verificar anomalias introduzidas tanto pela rede quanto pelos componentes do MI, a potência elétrica absorvida, que se relaciona diretamente com a eficiência da conversão de energia e também com a temperatura de serviço, reúne ótimas características para ser um indicador de desempenho global tanto em amplitude (valor médio advindo do carregamento e perdas) como em forma (valor de oscilação advindo de perturbações eletromecânicas).

2 MANUTENÇÃO PREDITIVA EM MOTORES DE INDUÇÃO

2.1 INTRODUÇÃO

Em uma indústria com processo automatizado, a manutenção das funções dos componentes de sistemas e de máquinas, tais como o motor de indução, torna-se vital para a garantia da produtividade. Portanto, faz-se necessário o domínio do comportamento dos componentes de máquinas e materiais associados, além das questões relacionadas à eficiência energética dos sistemas produtivos. Na Fig. 2.1 mostra-se um exemplo esquemático de um sistema elétrico industrial e tem dois objetivos fundamentais no âmbito deste trabalho. Primeiro a de mostrar a presença comum, em plantas industriais mais elaboradas, de sistemas supervisórios e de monitoramento e, segundo, mostrar também a presença predominante, cerca de 90% das aplicações, do motor assíncrono de indução trifásico, muitas vezes, denominado na indústria simplesmente como motor de indução (MI).

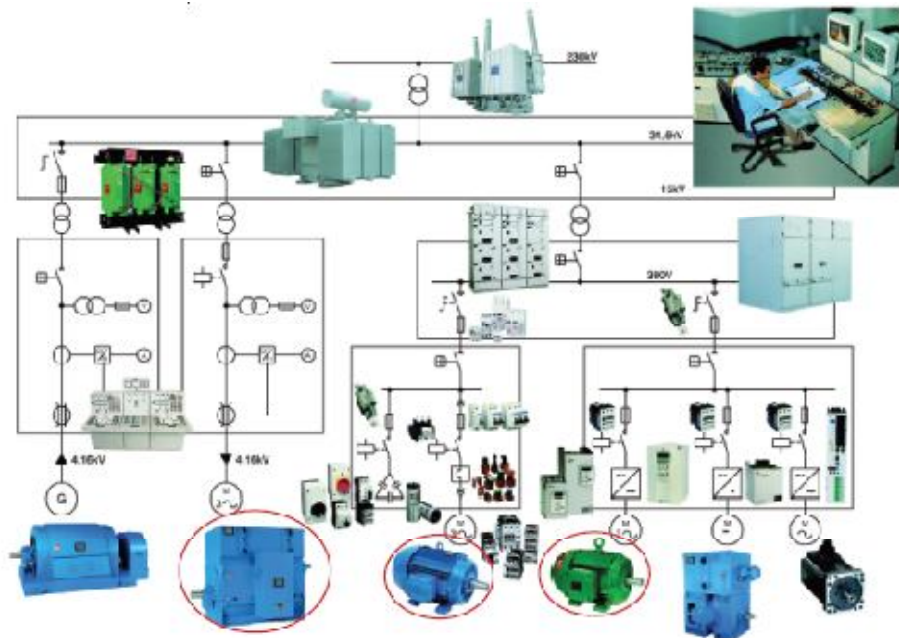


Fig. 2.1- Sistema elétrico supervisionado com aplicações do MI na indústria.

Fonte: MACIEL e CORAIOLA (2010, p.142).

As orientações gerais do PROCEL, programa nacional de conservação de energia elétrica, também são para que os diagnósticos energéticos em sistemas motrizes estejam focados no motor elétrico, acionamento eletro-eletrônico, acoplamento motor-carga, cargas mecânicas e instalações. Esse diagnóstico toma como principal indicador a potência específica do processo, ou seja, a quantidade de energia necessária para realizar determinado serviço.

2.2 TERMINOLOGIA NAS ATIVIDADES DE MANUTENÇÃO

A atividade de manutenção tem sofrido muitas transformações nos últimos 20 anos, principalmente, devido: ao rápido e constante aumento da diversidade dos itens físicos que compõem o sistema industrial e devem ser mantidos; a projetos com maior complexidade; surgimento de novas técnicas de manutenção e; aos novos enfoques sobre planejamento e organização da função manutenção e suas atribuições (KARDEC e NASCIF, 2000).

Manutenção pode ser definida como um conjunto de ações que permitem manter ou restabelecer um bem dentro de um estado específico ou na medida para assegurar um serviço determinado com o menor impacto ambiental possível (BRANCO FILHO, 2000, p. 61).

Com base nesta definição e utilizando de algumas palavras chave, se podem definir as três estratégias de manutenção mais utilizadas na manutenção industrial de máquinas elétricas:

- A palavra **manter** está relacionado à prevenção de defeitos ou falhas (Manutenção Preventiva);
- A atividade **restabelecer** está relacionado à correção e recuperação das condições de funcionamento da máquina (Manutenção Corretiva, reativa ou pós-falha);
- O **estado específico** de um equipamento é garantido por suas características tanto visuais quanto, também, intrínsecas. Dentre elas destaca-se principalmente o rendimento ou eficiência de conversão

energética da máquina. A manutenção com base na medição e monitoramento da **alteração no estado** ou condição específica de funcionamento de um bem é definida como Manutenção Preditiva (MPd) e tem um lema: “Não se gerencia o que não se mede!” (KARDEC e NASCIF, 2002).

Na MPd o acompanhamento de parâmetros (temperatura, vibração, etc) pode ser feito de três formas: através da monitoração subjetiva, da objetiva ou da contínua. Na monitoração subjetiva, utilizam-se os sentidos humanos tais como a visão, o tato, a audição, etc. A monitoração objetiva é feita com base em medições pontuais e periódicas com instrumentos portáteis, adequadamente aferidos e calibrados, e o processo de decisão sobre a condição do equipamento, normalmente, se baseia em curvas de tendência dos parâmetros medidos. Finalmente, na monitoração contínua, utiliza-se de uma instrumentação adequada instalada de maneira fixa, onde se estabelecem níveis de alarme no sistema supervisório que alertam o operador e, até mesmo, quando em condições não permissíveis, níveis que promovem o desligamento automático do equipamento para evitar maiores desastres e danos às pessoas e ao patrimônio como um todo.

Cabe também ressaltar a necessidade de outros conceitos dentro da terminologia de manutenção, principalmente para definir a eficácia na manutenção de máquinas e diferenciar o termo “Estado de Falha” do termo “Estado de Defeito”. Na NBR 5462 (ASSOCIAÇÃO..., 1994) define-se que:

- Na condição de falha as máquinas ou equipamentos não executam mais a sua função requerida (a percepção do estado é externa e visual);
- No estado de defeito há uma alteração ou desvio de uma característica da máquina em relação aos seus requisitos. Os requisitos podem, ou não, ser expressos na forma de uma especificação e um defeito pode, ou não, afetar a capacidade da máquina desempenhar a função requerida (a percepção, na maioria dos casos, é intrínseca e detectada apenas com instrumentação adequada).

Para Kardec et al. (2002, p. 5) “a atividade de manutenção precisa deixar de ser apenas eficiente para se tornar eficaz”. Ser eficaz é, com base em indicações de desempenho, produzir o efeito desejado.

A terminologia de manutenção, segundo Branco Filho (2000, p. 36), também define “Eficácia” como a capacidade de uma máquina atender a uma demanda de serviço de determinadas características quantitativas e esta capacidade depende dos aspectos combinados da capacidade e da disponibilidade do equipamento. Não basta o equipamento estar disponível, seu estado visual e intrínseco deve ser capaz de atender a especificações mínimas de eficiência energética, níveis de vibração mecânica, temperatura de serviço entre outras, sendo essa capacidade de atendimento de serviço definida como capacidade. As condições de funcionamento intrínsecas se referem, por exemplo, a qualquer combinação de subitens em pane ou não.

De acordo com Almeida (2011, p. 4), a MPd atuando ainda na condição de defeito ou falha incipiente, traz melhorias para a qualidade do produto, maximiza o lucro e a efetividade da produção da indústria, pois minimiza os custos e paradas das máquinas em virtude de falhas. Auxilia também no planejamento das intervenções corretivas sem prejudicar a produção, parando as máquinas somente quando necessário e na quantia necessária.

As Técnicas Preditivas são as de melhor relação custo-benefício. Na Tab. 2.1, pode-se observar uma comparação entre os custos de manutenção e o tipo de estratégia adotado. Observa-se que o custo de manutenção por HP (*Horse Power*) instalado em uma planta industrial pode ser reduzido pela metade quando se adota a MPd, em substituição à manutenção corretiva não planejada (KARDEC et al., 2002, p. 42).

Tab. 2.1 - Custo de Manutenção por HP Instalado.

Tipo de Manutenção	Custo US\$/HP/ano
Corretiva não planejada	17 a 18
Preventiva	11 a 13
Preditiva e monitoramento de condição/corretiva planejada	7 a 9

Fonte: Adaptado de Kardec et al. (2002, p.50).

Ainda para melhor justificar a utilização das técnicas preditivas, que visam à intervenção nos componentes da máquina no estágio de falha incipiente, deve-se buscar o estabelecimento da correlação existente entre falhas incipientes, eficiência energética e técnicas preditivas aplicadas aos motores de indução contribuindo na garantia da sustentabilidade dos processos industriais.

Desde 1872, Maxwell propôs que energia é aquilo que permite uma mudança na configuração de um sistema, em oposição a uma força que resiste a essa mudança, logo, na MPd a detecção das alterações e do incremento de energia para tal, se configuram numa técnica promissora na harmonização da relação entre gasto de energia, impacto ambiental e desenvolvimento tecnológico (MACIEL; CORAIOLA, 2010).

Neste contexto, as técnicas preditivas aplicadas a motores de indução ainda na condição de defeito, são ferramentas eficazes tanto na garantia da disponibilidade das plantas industriais como no uso eficiente da energia.

2.3 BREVE HISTÓRICO DA ANÁLISE DE ASSINATURA ELÉTRICA APLICADA NA DETECÇÃO DE DEFEITOS EM MOTORES DE INDUÇÃO

Segundo Penrose (2002), um sistema elétrico motriz é composto, basicamente, por seis componentes (Fig. 2.2) que oferecem oportunidades para melhoria da confiabilidade e da eficiência na utilização da energia elétrica. O componente central deste sistema é o motor elétrico e, seu funcionamento é influenciado desde a qualidade da energia na entrada até as características de carregamento advindas do processo industrial.

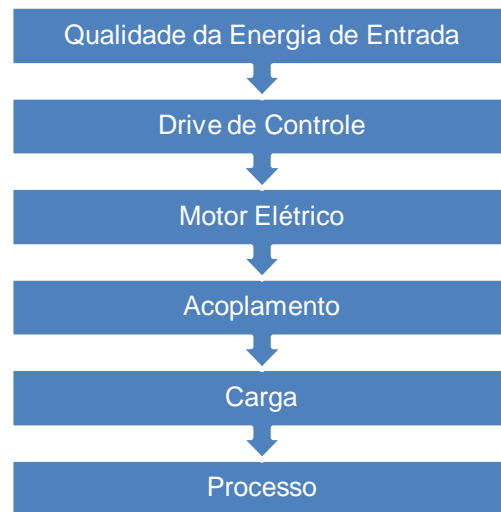


Fig. 2.2 - Componentes do Sistema Motriz.
Fonte: adaptado de Penrose (2002, p.7).

A análise de vibrações sempre foi o carro chefe das técnicas preditivas aplicadas na detecção de anomalias de origem mecânica em máquinas rotativas. As máquinas elétricas rotativas, por disporem de sinais de tensão e corrente, oferecem nestes sinais a possibilidade de análise da informação contida principalmente na oscilação da corrente provocada pela dinâmica do movimento relativo entre rotor e estator advindo da sempre presente, folga nos mancais. A existência de folgas é uma das condições indispensáveis para haver movimento rotativo e os ajustes de tolerância adequados nos mancais e no entreferro entre estator e rotor são indispensáveis para o bom funcionamento do MI.

No início da década de 80, com o propósito de estabelecer métodos alternativos às análises com a máquina desligada ou *off-line* e também de se ter, para máquinas elétricas, métodos concorrentes das técnicas de análise de vibrações mecânicas, foram propostas abordagens *on-line* diferentes para verificar a assinatura elétrica de máquinas rotativas. A abordagem que trata da assinatura espectral da corrente de uma das fases foi denominada de Análise de Assinatura da Corrente do Motor, do termo *Motor Current Signature Analysis* (MCSA) e foi utilizada, inicialmente, para detectar barras quebradas em rotores de MI numa usina nuclear. Logo após, uma segunda abordagem tratou das assinaturas da corrente e também da tensão e ficou conhecida como Análise da Assinatura Elétrica, traduzido do termo *Electrical Signature Analysis*

(ESA). A grande diferença entre as duas abordagens é que a ESA trata, além das características da carga, contidas no sinal de corrente, características da fonte de alimentação, com informações contidas no sinal de tensão.

É importante salientar que a MCSA surgiu, inicialmente, como um complemento agregado aos instrumentos analisadores de vibração que, além dos acelerômetros para transdução da vibração mecânica dispunham de uma sonda para transdução do sinal de corrente elétrica do MI. Cabe reforçar que, a vibração de um conjunto rotativo é, na grande maioria dos casos, dependente do carregamento do sistema e, a possibilidade da medição da corrente elétrica nos motores acionadores tanto em amplitude global (RMS), como a detecção de picos de amplitude no domínio da frequência, constituem um método bastante utilizado para se inferir o nível de carregamento e as características advindas deste tipo de carregamento (características de acoplamento). (Penrose, 2008, p. 107).

Penrose (2008) ressalta que, apesar da ESA ter a capacidade de detectar problemas de qualidade de energia, conexão, defeitos de entreferro e do rotor, defeitos elétricos e mecânicos no motor e na carga acionada incluindo a detecção de alguns defeitos em estágios mais avançados em rolamentos, há que se considerar que essa técnica não deve ser considerada como uma substituta da técnica de análise de vibrações mecânicas. Na detecção de defeitos no sistema elétrico motriz (Fig. 2.2), a partir dos mancais, a análise de vibrações ainda reina de forma soberana.

Para o caso particular do MI's os defeitos acontecem, predominantemente, no estator, rotor e mancais. Segundo Thonson e Fenger (2001) as ocorrências de falha no MI, segundo esses componentes, e outros fatores que não classificados, têm a partição mostrada na Fig. 2.3.

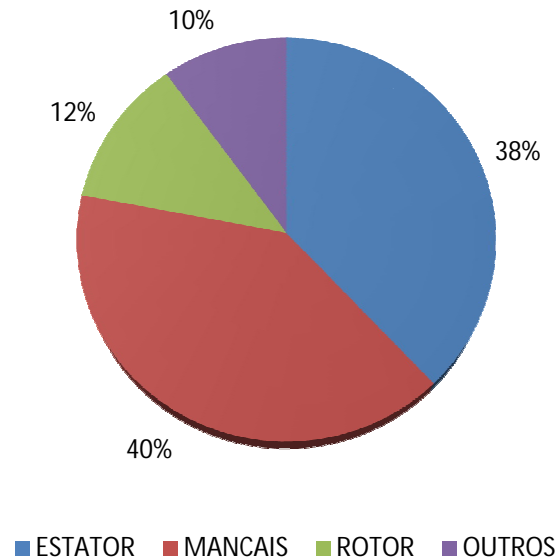


Fig. 2.3 - Estatística de causas de falhas em MI.
Fonte: (THONSON e FENGER, 2001).

As principais técnicas de detecção de defeitos em MI, com base na Análise da Assinatura do Sinal Elétrico, são: a Análise da Assinatura da Corrente do Motor (MCSA), a Abordagem Estendida do Vetor de Park e a Análise Espectral da Potência Instantânea (IPSA).

As técnicas de análise elétrica englobam análises no domínio do tempo, frequência e estimativas de parâmetros que, devido ao estágio atual de amplo e fácil acesso a sistemas computacionais flexíveis e potentes, são ferramentas poderosas na detecção de defeitos em motores de indução.

BEMBOUZID (2000) realizou uma abrangente revisão das técnicas mais utilizadas de ESA na detecção de defeitos de motores de indução e seu trabalho revela um fato interessante - apesar de serem menos frequentes como causa de falhas do MI as pesquisas realizadas com MCSA estão, em sua maioria, focadas no problema de barras abertas no rotor como mostrado na Fig. 2.4.

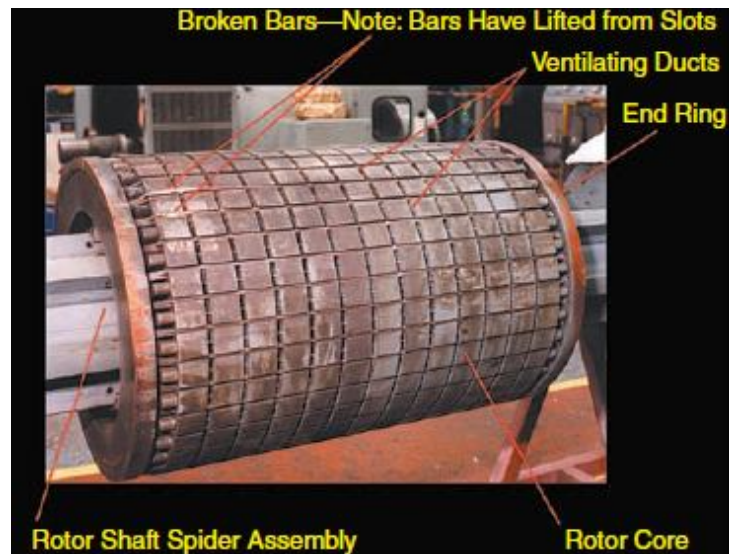


Fig. 2.4 - Rotor de MI com barras danificadas.
Fonte: Thomson e Fenger (2001).

A detecção de defeitos no estator e nos mancais é um campo que ainda exige maior quantidade de pesquisas com ESA. Na Fig. 2.5 ilustra-se uma falha no estator de MI que não foi detectada no seu estágio incipiente.

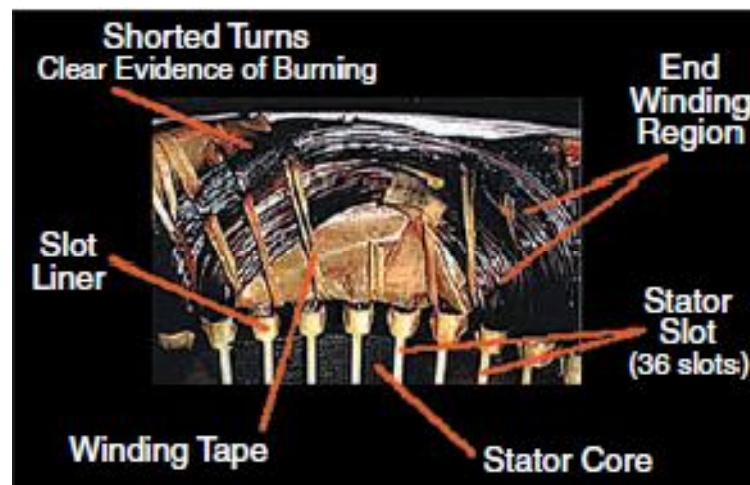


Fig. 2.5 - Curto entre espiras no estator do MI.
Fonte: Thomson e Fenger (2001).

Os trabalhos realizados por Lamim Filho (2003) e (2007), que se utilizam da análise do comportamento da tensão induzida pelo fluxo magnético em bobinas auxiliares inseridas nas ranhuras do MI, também são contribuições importantes na área das técnicas preditivas aplicadas na detecção de defeitos em MI. O inconveniente é a

necessidade da desmontagem, ou até mesmo, necessidade de rebobinamento do estator da máquina para a inserção dos sensores do fluxo magnético disperso.

2.3.1 Análise Espectral da Corrente do MI

A MCSA é também conhecida como a técnica da análise espectral da corrente do estator. Essa técnica utiliza a amostragem de apenas uma corrente das três fases que alimentam o MI e parte do princípio de que, qualquer deformação do fluxo de acoplamento entre estator e rotor induz uma alteração na forma de onda da corrente que pode ser detectada pela análise espectral.

Utilizando a MCSA, em Obaid et al. (2000) desenvolveu-se uma técnica de detecção de defeitos mecânicos tais como, desbalanceamento e desalinhamento, com base na oscilação total da corrente até um faixa pré-determinada (<100Hz), excluindo a amplitude da componente fundamental da rede (60 Hz).

Em Habetler et al. (2002), propõe-se um sistema de monitoramento do estator, rotor e rolamentos utilizando MCSA e redes neurais (RN). Os resultados apresentados pelo sistema têm limitações para defeitos incipientes nos rolamentos e curto entre espiras no estator.

O trabalho realizado por Bonaldi (2002) comprova a eficácia da técnica na detecção de defeitos mecânicos. O trabalho apresenta limitações quanto à detecção de defeitos incipientes em rolamentos, pois, os resultados apresentados consideram um rolamento defeituoso com um furo na pista externa (2 mm).

Segundo Cruz (2004) a MCSA, por amostrar a corrente de apenas uma fase, não permite a medição de desequilíbrios advindos da fonte de alimentação ou de assimetrias estatóricas. Afirma ainda que, a detecção de curto entre espiras, com a referida técnica é limitada devido a influência de fatores tais como, saturação magnética e tipo de configuração dos enrolamentos do estator do MI.

Silva (2008) propõe um método de detecção de defeitos em rolamentos através da aplicação de MCSA e Análise de Componentes Principais. A julgar pelos resultados obtidos e pelo grau dos defeitos inseridos nos rolamentos, furos na pista externa entre 2 e 3 mm, não se configura num método apreciável de detecção deste tipo de defeito. Em

comparação, a análise de vibrações consegue detectar, através de técnicas de envelope, defeitos em estágio incipiente e ainda é a mais sensível e adequada para esse tipo de defeito.

Há uma carência de trabalhos publicados da aplicação desta técnica, com ênfase na detecção de defeitos a partir dos mancais do MI principalmente em estudos de caso aplicados em defeitos de polias, correias e engrenagens

2.3.2 Abordagem Estendida do Vetor de Park

A Abordagem Estendida do Vetor de Park (EPVA – *Extended Park Vector Approach*) é uma extensão da técnica de análise do vetor de Park das correntes do estator do MI e, por utilizar a amostragem das 3 correntes de alimentação favorece a detecção, principalmente, de desequilíbrios de corrente elétrica advindos da rede de alimentação e de assimetrias no estator.

Cruz e Cardoso (2001) apresentam o EPVA como uma nova abordagem na detecção de curto entre espiras para uma fonte de tensão equilibrada.

Cruz (2004, p. 15) afirma que a técnica EPVA, infelizmente, não consegue separar da frequência característica (dobro da frequência da rede), o problema do curto entre espiras do efeito do desequilíbrio de tensão da rede de alimentação e também da existência de pequenas assimetrias residuais no MI que aparecem na mesma frequência da componente espectral. Devido a isso, o autor considera o EPVA limitado tal como, o uso da componente de sequência negativa da corrente estatórica como método de detecção do curto entre espiras.

Bonaldi (2005, p. 36) recomenda a utilização conjunta das técnicas de MCSA e EPVA para aumentar a confiabilidade do diagnóstico de avarias no MI.

É importante salientar que, sem a amostragem das tensões do sistema elétrico, não é possível separar o efeito da fonte do efeito da carga (assimetria estatórica).

2.3.2.1 ABORDAGEM DO VETOR CONCÓRDIA

Na maioria das aplicações industriais dos motores de indução trifásicos é comum não se utilizar o neutro na conexão à rede. Sem a ligação do neutro a corrente de rede não tem componente homopolar e a representação bidimensional (2D) pode então ser utilizada para descrever os fenômenos no motor. Uma representação bidimensional adequada é baseada no vetor Concórdia, inadequadamente chamada de vetor Park (ZIDANI et al., 2003).

As componentes instantâneas de corrente do vetor Concórdia (i_α e i_β) podem ser obtidas das correntes de rede (i_a , i_b e i_c) como segue:

$$\begin{cases} i_\alpha = \sqrt{\frac{2}{3}} i_a - \frac{1}{\sqrt{6}} i_b - \frac{1}{\sqrt{6}} i_c \\ i_\beta = \frac{1}{\sqrt{2}} i_b - \frac{1}{\sqrt{2}} i_c \end{cases} \quad (2.1)$$

Em condições ideais, as correntes trifásicas originam um vetor Concórdia com os seguintes componentes:

$$\begin{cases} i_\alpha = \frac{\sqrt{6}}{2} I_M \sin(\omega_s t) \\ i_\beta = \frac{\sqrt{6}}{2} I_M \sin(\omega_s t - \frac{\pi}{2}) \end{cases} \quad (2.2)$$

Onde I_M é o valor máximo da corrente de linha e ω_s é a frequência da rede.

As componentes de Park da corrente são calculadas pela seguinte expressão:

$$\begin{bmatrix} I_d \\ I_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta_s & \sin\theta_s \\ -\sin\theta_s & \cos\theta_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

Onde $\theta_s = \omega_s t_s$ representa o ângulo entre o estator e os eixos rotativos de referência. No regime permanente as componentes de Park da corrente são valores contínuos “DC” e a plotagem no plano d-q é um ponto.

$$\begin{cases} I_d = 0 \\ I_q = \frac{\sqrt{6}}{2} I_M \end{cases} \quad (2.4)$$

Ao contrário, o vetor Concórdia das correntes, para condições ideais (ondas senoidais) das tensões da fonte de alimentação e das correntes absorvidas pelo MI, é um padrão circular centrado na origem das coordenadas como mostrado na Fig. 2.6. Nesta figura se apresentam duas condições de carregamento diferentes e quanto maior o círculo maior o carregamento. A alteração da figura se configura numa forma muito simples que permite, além de uma interface visual do problema, o monitoramento através dos desvios de forma dos padrões de correntes adquiridos.

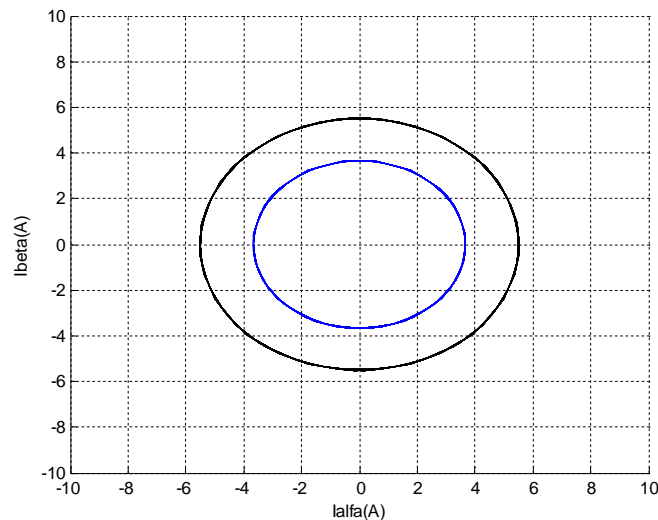


Fig. 2.6. Padrão concórdia de correntes para sinais senoidais.

Fonte: autor.

2.3.2.2 ABORDAGEM ESTENDIDA (EPVA)

Em condições de anomalias que desequilibrem a corrente do MI, tanto advindos da rede (desequilíbrio de tensão) quanto causadas pelo enrolamento do estator (curto entre espiras), o Vetor de Park da Corrente (ou Vetor Concórdia) poderá conter um valor médio (DC) dominante e também um valor de oscilação (AC).

De modo a discriminar a informação contida no módulo de vetor de Park da corrente, uma nova técnica foi introduzida por Cruz e Cardoso (2001), a chamada Abordagem Estendida do Vetor de Park (EPVA), que é o resultado de uma análise espectral do nível de oscilação da corrente de alimentação do motor. Esta nova implementação da abordagem vetorial do Park combina a simplicidade da antiga técnica e a visão detalhada determinada pela análise espectral. Além disso, tendo em conta a corrente em todas as três fases, o EPVA fornece um espectro mais significativo do que o obtido pela análise espectral da corrente do motor convencional (MCSA). Na Fig. 2.7, mostra-se um sinal de corrente com os sinais no domínio do tempo (a) e frequência (b) para um certo grau de desequilíbrio de correntes de linha do MI.

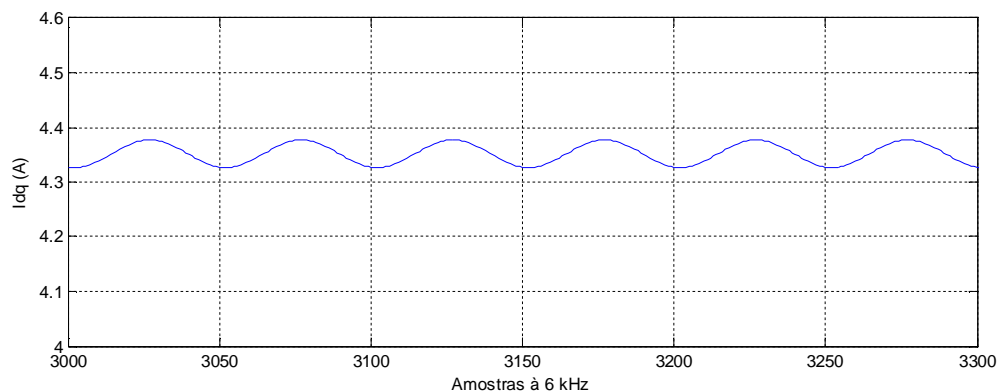


Fig. 2.7 a - Oscilação da corrente I_{dq} .

Fonte: autor.

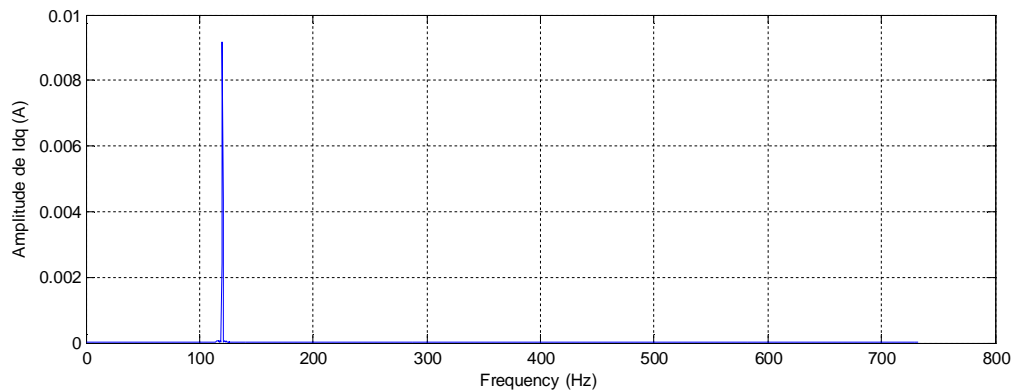


Fig. 2.7 b - Espectro da corrente Idq.

Fonte: autor.

2.3.3 Análise Espectral da Potência Instantânea

MAIER (1992) propôs a análise espectral da potência instantânea (*Instantaneous Power Spectrum Analysis – IPSA*) como um meio alternativo de se detectar defeitos no MI. Esta abordagem se justifica para defeitos cujo efeito provoca variações e pequenas oscilações no torque eletromagnético, pois a potência instantânea é também sensível as alterações do ângulo de defasamento entre tensão e corrente da rede de alimentação.

No trabalho de Ghassemzadh et al. (1996), a abordagem da IPSA da potência parcial é utilizada na detecção de defeitos mecânicos e, principalmente no caso de barras abertas, apresenta melhorias no diagnóstico da MCSA, quando na presença de variação de velocidades.

Legowski e Trzynadlowski (1999) também utilizaram a IPSA para detecção de defeitos mecânicos no MI como um meio alternativo à MCSA.

Trzynadlowski (1999) faz uma comparação entre a utilização da MCSA, da IPSA com potência parcial e total. O resultado do trabalho não é conclusivo com relação às diferenças entre a utilização da potência total ou parcial, porém, revela vantagens da IPSA com relação à MCSA.

Cruz e Cardoso (1999) utilizaram a IPSA da potência total para detecção do defeito nas barras do rotor. Os resultados obtidos demonstram a eficácia da abordagem que se utiliza da frequência característica “2.s.f” e de um índice de severidade com

base na relação entre a amplitude da frequência característica e o valor médio da potência total. Cabe salientar que o valor do índice de severidade é proporcional ao número de barras abertas e também que o mesmo representa um ótimo indicador mesmo na condição de meia-carga.

Drif e Cardoso (2008) utilizaram IPSA na detecção da excentricidade do entreferro do motor e destacam a importância da aplicação da técnica que considera o efeito das tensões, principalmente em sistemas desequilibrados.

Segundo Silva (2008, p.37) há necessidade de maior quantidade de publicações com aplicações e estudos de caso de IPSA na detecção de anomalias no MI, pois, a potência instantânea carrega mais informação do que a corrente, principalmente pelo fato da condição de operação do MI ser influenciado tanto pela forma de onda da corrente como também, pelo defasamento entre tensão e corrente.

Cabe ressaltar que, para a realização da IPSA no MI, se amostra tanto as correntes como as tensões no tempo, então, a técnica pode, abranger todos os alcances do MCSA como do EPVA, pois para aplicar o IPSA se dispõe dos sinais das correntes das três fases e das tensões. Pode-se ainda separar os efeitos causados pela rede de alimentação (desequilíbrios e distorções das tensões) dos efeitos causados pelo funcionamento do MI (desequilíbrio e distorções das correntes menos os efeitos das tensões).

Em última análise, com relação ao estado atual da aplicação das técnicas de detecção de defeitos em sistemas elétricos motrizes, é importante salientar que, segundo Penrose (2008, p. 131) a melhor, e mais eficaz abordagem tem sido a aplicação de uma multi-tecnologia que envolve a utilização da análise de vibração, termovisão e ESA. A vantagem desta abordagem é que existe uma combinação de disciplinas elétricas e mecânicas envolvidas na avaliação e resolução de problemas nas máquinas elétricas. Segundo o Estudo de Diagnóstico e Saúde do Motor, apenas 38% dos diagnósticos no sistema motriz envolvendo apenas a vibração e / ou infravermelho tiveram um retorno significativo do investimento. Este número salta para 100% em sistemas que utilizaram uma combinação da Análise das Correntes do Motor (*Motor Current Analysis - MCA*) ou da ESA juntamente com a vibração e termovisão. Na Tab. 2.2 resume-se a sensibilidade na detecção de defeitos em sistemas motrizes das

técnicas preditivas de monitoramento objetivo e contínuo, com a máquina energizada (*on-line*) ou não (*off-line*) (Penrose, 2008).

Sensibilidade I - Insensível B - Baixa A - Alta	Qualidade de Energia	Drive	Conectores	Cabos	Estator	Rotor	Entreferro	Rolamentos	Isolamento	Alinhamento	Vibração	Carga
<i>Técnicas off-line</i>												
Hipot	I	I	I	I	I	I	I	I	A	I	I	I
Surge Test	I	I	I	I	A	I	I	I	I	I	I	I
Megohmetro	I	I	I	I	I	I	I	I	A	I	I	I
Ohmímetro	I	I	B	I	B	I	I	I	I	I	I	I
MCA	I	A	A	A	A	A	A	I	A	I	I	I
<i>Técnicas on-line</i>												
Análise de vibração	I	I	I	I	B	B	B	A	I	A	A	A
Termografia	A	A	A	B	B	I	I	B	I	B	I	B
Ultrasom	I	B	I	I	B	I	I	A	I	I	I	B
Tensão/Corrente	B	B	B	I	B	B	I	I	I	I	I	I
ESA	A	A	B	I	B	A	A	B	I	A	A	A

Tab. 2.2 - Comparação entre as tecnologias de diagnóstico de defeitos em sistemas motrizes

Fonte: adaptado de Penrose (2008, p. 119)

Cabe ressaltar que os fatores térmicos, mecânicos e eletromagnéticos envolvidos no processo de conversão de energia de um MI são indissociáveis e, uma abordagem multi-disciplinar que englobe esses três fatores se faz necessária para eficácia de um sistema de detecção e diagnóstico da saúde do MI.

Para reforçar esta condição, faz-se necessário verificar um exemplo de um sistema comercial desenvolvido pela empresa CSI (1998), registrado através da patente US5726911 e ilustrado na Fig. 2.8, que envolve a análise dessas três características:

- Fator térmico- a ser considerado pela medição da temperatura de carcaça e do gradiente em relação à temperatura ambiente;
- Fator eletromagnético- a ser considerado pela medição e monitoramento do fluxo disperso;

- Fator mecânico- a ser considerado pela medição e monitoramento da vibração mecânica.



Fig. 2.8 - Sistema de monitoramento que utiliza multi-fatores

Fonte: Apresentação de produtos da CSI

2.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

É importante ressaltar que, qualquer sistema de medição e monitoramento da condição de funcionamento do MI que não utiliza o monitoramento multi-variável não é eficaz. Na base para a decisão sobre a condição de funcionamento do MI, o sistema de decisão que não utiliza os três fatores predominantes, temperatura, vibração e assinatura eletromagnética (ESA, fluxo disperso e outros) não cobre completamente as possibilidades de manifestação de defeitos. A fonte de alimentação, por meio da interligação elétrica e devido a fatores tais como desequilíbrio e distorção harmônica da tensão, faz o MI vibrar acrescido de seus próprios incrementos de assimetrias internas, eletromagneticamente. A carga, através dos sistemas de acoplamento tais como correias e redutores de velocidade, faz o MI vibrar, acrescido de seus próprios incrementos de deformações e folgas, mecanicamente. E, finalmente, ambos os agentes perturbadores externos, fonte e carga acoplada, causam em acréscimo às

perdas eletromagnéticas e mecânicas do próprio MI, sobre-elevação de temperatura de funcionamento que deve ser, previamente, detectada.

No próximo capítulo, apresenta-se o ferramental a ser aplicado no estabelecimento de um sistema detector de defeitos para o MI que tenha uma abrangência de natureza global tanto para defeitos de natureza elétrica, como defeitos de natureza mecânica. O sistema de monitoramento está centrado, principalmente, na eficácia do sistema motriz formado pela fonte, MI e seu sistema de acoplamento na conversão de energia para o cumprimento da sua função requerida pelo processo em que está inserido.

3 FERRAMENTAS DE ANÁLISE

3.1 INTRODUÇÃO

A conversão eletromecânica de energia que ocorre no MI envolve a permuta de energia entre um sistema elétrico e um sistema mecânico por meio de um acoplamento magnético (Fig. 3.1). As grandezas primárias envolvidas no sistema elétrico são a tensão (U) e a corrente elétrica (I) e as grandezas primárias correspondentes, no sistema mecânico rotativo, são o torque (T) e a frequência de rotação (ω).

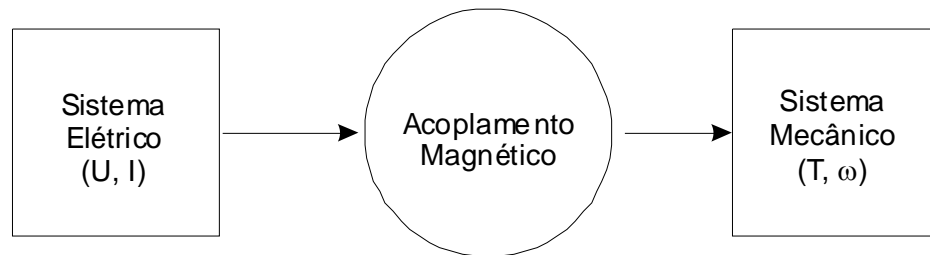


Fig. 3.1 - Diagrama de Blocos da Conversão de Energia em Motores.

Fonte: autor.

Perturbações nos sinais primários do sistema de conversão eletromecânica representadas sejam na tensão, corrente, torque e/ou frequência de rotação podem se manifestar em alterações no campo magnético original de acoplamento que, devido ao movimento relativo entre rotor e estator, induzem componentes harmônicas na corrente do estator e se configuram num método de detecção de defeitos no funcionamento do MI.

As análises no domínio do tempo e da frequência utilizam ferramentas de análise tais como a análise espectral através da Transformada Rápida de Fourier (FFT), MCSA, EPVA, IPSA. Em condição de funcionamento do MI existe a incerteza nas medições das variáveis, assim técnicas que trabalham com incertezas são recomendadas, como por exemplo, a Lógica *Fuzzy*.

3.2 SISTEMA ESPECIALISTA *FUZZY*

O desenvolvimento da Lógica *Fuzzy* (LF) foi impulsionado pela necessidade de um método capaz de expressar de uma maneira sistemática quantidades imprecisas, vagas e mal definidas. Por exemplo, em vez de se utilizar um modelo matemático, os controladores industriais com base na LF podem ser alimentados com o conhecimento experimental de operadores humanos já treinados, fazendo com que a ação automática de controle seja tão eficiente quanto a manual e sempre consistente. Operadores humanos, treinados podem trabalhar com plantas industriais não completamente descritas por equações, processos definidos empiricamente e sistemas com dinâmica desconhecida. Esses operadores sabem qual ação de controle tomar a partir da observação de certas condições.

A principal vantagem da aplicação de sistemas controladores pela LF é a possibilidade de capturar através de regras heurísticas as estratégias de controle de operadores humanos. Isso resolve o problema de automatizar funções de controle, geralmente delegadas ao controle manual (SHAW, 1999).

3.2.1 Sistema de Detecção de Defeitos *Fuzzy* (DDF)

O DDF proposto é baseado no método heurístico que é caracterizado pela realização de uma tarefa com base na experiência prévia, no conhecimento prático e estratégias de controle normalmente aplicadas em um processo. Uma regra heurística é uma implicação do tipo:

SE <condição>**ENTÃO**<consequência>

Ou então, uma regra típica de uma situação de controle:

SE <condição> **ENTÃO** <ação>

Regras associam conclusões (ou consequências) com condições (ou antecedentes). O método heurístico é similar ao método experimental de se construir uma tabela de entradas e saídas. Para cada linha da tabela, têm-se uma relação entre fatores de entrada e saída. Pode-se escrever uma linha de regra heurística da seguinte maneira:

SE $U_{\text{entrada}} = x$ volts **ENTÃO** $U_{\text{saída}} = y$ volts

Pode-se, ainda, substituir os valores numéricos das entradas e saídas por valores *fuzzy* da forma:

SE $U_{\text{entrada}} = \textit{médio}$ **ENTÃO** $U_{\text{saída}} = \textit{grande}$

Onde médio e grande são definidos através de funções de pertinência que descrevem o domínio de tais valores de entrada e saída. Em vez de se utilizar uma expressão numérica, é possível substituí-la por uma expressão linguística para estabelecer uma correlação entre os fatores de entrada e de saída. O método heurístico possibilita a construção de uma função de saída em relação à entrada, explorando todo o domínio, representando uma grande possibilidade de solução quando os fatores a serem considerados são incertos, desconhecidos, variantes no tempo ou quando o espaço de busca é muito amplo. Por exemplo, no enfoque *fuzzy*, uma função real de entrada-saída é aproximada por seções que cobrem regiões da função. Em vez de se especificar um valor exato de um ponto na função de entrada-saída, a seção indica um conjunto de valores admissíveis. Quanto maior a cobertura desejada, mais incerto é o valor neste conjunto para representar um ponto real. Cada região é expressa por uma regra heurística **SE...ENTÃO**. Da mesma maneira, quanto menos incertas forem as regras, as regiões serão menores. Se as regras contiverem valores numéricos, em vez de conjuntos *fuzzy*, elas se tornariam pontos. De acordo com o Teorema de Aproximação *Fuzzy*, uma curva pode ser sempre convertida em descrições verbais através de um número finito de regiões. (SHAW, 1999).

Ressalta-se que a interpretação da condição de funcionamento de máquinas é uma análise qualitativa. Por exemplo, a severidade de vibrações diz: “bom”, “aceitável”, “tolerável” e “não permissível” para determinada faixa de valores de medição e determinadas condições de montagem (ISO 2372). Uma análise qualitativa é uma interpretação heurística que é um conceito da LF.

Cabe salientar que a LF pode transformar, facilmente e sistematicamente, conhecimentos heurísticos, linguísticos e qualitativos, preferidos pelos agentes humanos, para números e conhecimentos quantitativos, entendidos pela linguagem dos computadores, e vice-versa.

É importante observar que, pelas regras de inferência, a LF pode ser aplicada ao problema estudado nesta dissertação pois oferece um método que permite implementar heurísticamente os princípios de detecção de defeitos em motores de indução. Pelas regras criadas para a condição saudável de funcionamento se estabelecem padrões que são comparados periodicamente, de forma objetiva ou contínua, com a condição corrente de operação. Cada anomalia introduzida ocasiona uma alteração no padrão (espectro do sinal) saudável e, pela comparação de amplitudes de frequências característica, se determina a gravidade do defeito.

As situações em que se deve utilizar, de maneira bem sucedida, a LF, segundo Shaw e Simões (1999), são as seguintes:

- Sempre que ocorrerem ajustes em máquinas resultando em perdas e de matéria prima, como função de julgamento de um operador;
- Sempre que o sistema depender de habilidades do operador e de atenção para que se mantenha a consistência na qualidade do produto;
- Sempre que um parâmetro de um processo afetar um parâmetro de outro processo;
- Sempre que os processos possam ser modelados linguisticamente, ou seja, por meio de descrições verbais;
- Sempre que um controlador *fuzzy* possa ser utilizado, inicialmente, como um sistema aconselhador a um operador humano.

O sistema de detecção de defeitos fuzzy (DDF) proposto neste trabalho para monitoramento da condição do MI se baseia no esquema apresentado na Fig. (3.2).

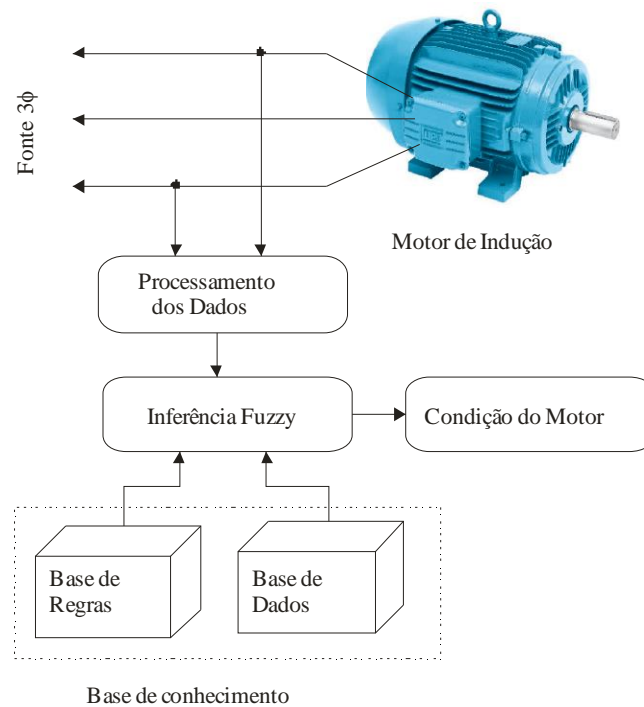


Fig. 3.2 - Diagrama de blocos de um sistema de monitoramento do MI.

Fonte: autor.

É importante salientar que a medição das correntes de linha absorvidas pelo MI, bem como a verificação do desequilíbrio entre os valores medidos, sempre foi uma ação adotada pelo técnico de manutenção na identificação de anomalias no funcionamento do MI. No entanto, variações nos valores da corrente de até 15% são possíveis para um mesmo carregamento, devido, principalmente, a fatores intervenientes tais como, nível de tensão da rede e temperatura ambiente. Então a interpretação da relação entre corrente medida e a condição do motor é “vaga” ou “imprecisa”.

Entretanto, por meio da LF os dados numéricos das amplitudes das correntes de linha podem ser representados por informações linguísticas.

O universo de discurso é formado por um conjunto que contém todos os possíveis valores de $\mu(k)$ que podem ocorrer. Uma função de pertinência é uma função numérica gráfica ou tabulada que atribui valores de pertinência *fuzzy* para valores discretos de uma variável, em seu universo de discurso. Elas representam os aspectos fundamentais de todas as ações teóricas e práticas de um sistema *fuzzy*. A seleção da

quantidade de funções e o seu formato devem obedecer a natureza do processo e a experiência do operador humano especializado.

Segundo SHAW e SIMÕES (1999) a seleção não é uma tarefa trivial e sugere-se que se considere na escolha o seguinte:

- Um número prático de conjuntos *fuzzy* linguísticos (funções de pertinência é algo entre 2 e 7. Quanto maior o número de conjuntos, maior a precisão, mas aumenta também a demanda computacional;
- Os formatos mais frequentes das funções são triângulos e trapézios, pois são gerados com facilidade. Em casos onde um desempenho suave é importante, funções do tipo $\cos^2(x)$, gaussiana, sigmóide e *spline* cúbico podem ser usadas. Pode-se utilizar do formato das funções para se garantir uma maior sensibilidade no processo. Por exemplo: na função triangular tem-se menor grau de liberdade, pois o valor de máxima pertinência é único, enquanto na função trapezoidal tem-se mais de um valor;
- Outro fator que afeta a precisão é o grau de superposição entre funções de pertinência. Um mínimo de 25% e um máximo de 75% foram determinados experimentalmente como adequados, sendo 50% um compromisso razoável, pelo menos para os primeiros testes de um sistema. Funções trapezoidais com patamares largos e laterais superpostas bastante íngremes podem ser usada onde a saída *fuzzy* não é sensível a mudanças nos valores de entrada.

A fuzzificação consiste no mapeamento do domínio de números reais (em geral discretos) para o domínio *fuzzy*. Representa a atribuição de valores linguísticos, descrições vagas ou qualitativas, definidas por funções de pertinência às variáveis de entrada. A fuzzificação é um pré-processamento de categorias ou classes dos sinais de entrada, reduzindo grandemente o número de valores a serem processados e desta forma possibilitando uma maior velocidade computacional.

Na defuzzificação o valor da variável linguística de saída inferida pelas regras *fuzzy* será traduzido em um valor discreto. A defuzzificação é uma transformação inversa que traduz a saída do domínio *fuzzy* para o domínio discreto. Na escolha do método de defuzzificação apropriado utiliza-se de um enfoque com base no centróide

ou nos valores máximos dependendo do contexto da decisão ou da aplicação que se deseja realizar. Os mais usados são: o Centro-da-Área (C-o-A) ou centróide, Centro-do-Máximo (C-o-M), e Média-do-Máximo (M-o-M).

As ferramentas fundamentais da LF são as variáveis linguísticas que são caracterizadas pela quintupla $(x, T(x), U, G, M)$, onde x é o nome da variável; $T(x)$ é o conjunto de nomes dos valores linguísticos de x , cada variável *fuzzy*, denotada genericamente por x e variando ao longo do universo de discurso U ; G é a regra sintática para gerar os nomes dos valores de x ; M é a regra semântica associada ao significado de cada valor. Na Fig. 3.3 pode-se observar um exemplo de distribuição das variáveis linguísticas para determinação da condição do MI dentro do universo de discurso estabelecido.

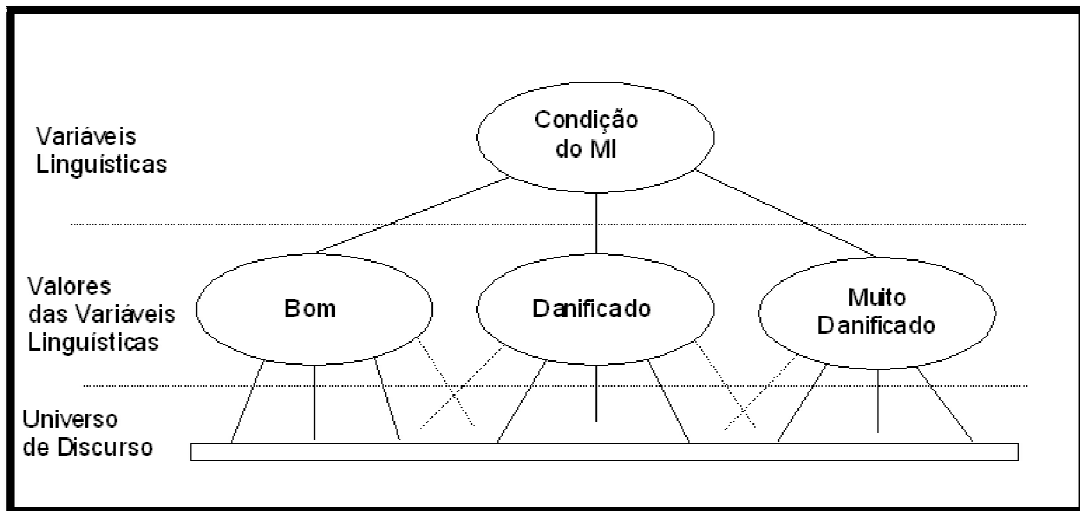


Fig. 3.3 - Variáveis linguísticas da condição do MI

Fonte: adaptado de Zeraoulia et. al (2005)

Para interpretar a condição do MI, pode-se utilizar a variável de discurso CM da seguinte maneira: $T(CM) = \{Bom, Danificado, Muito Danificado\}$.

Onde cada termo contido em $T(CM)$ é caracterizado por um subconjunto *fuzzy*, no universo de discurso CM . As três condições do MI - *Bom*, *Danificado* e *Muito Danificado* - podem, respectivamente, caracterizar o funcionamento sem defeitos, com desequilíbrio de tensão e com falta de fase. Na Fig. 3.4, pode-se observar as funções de pertinência para a determinação da condição do MI.

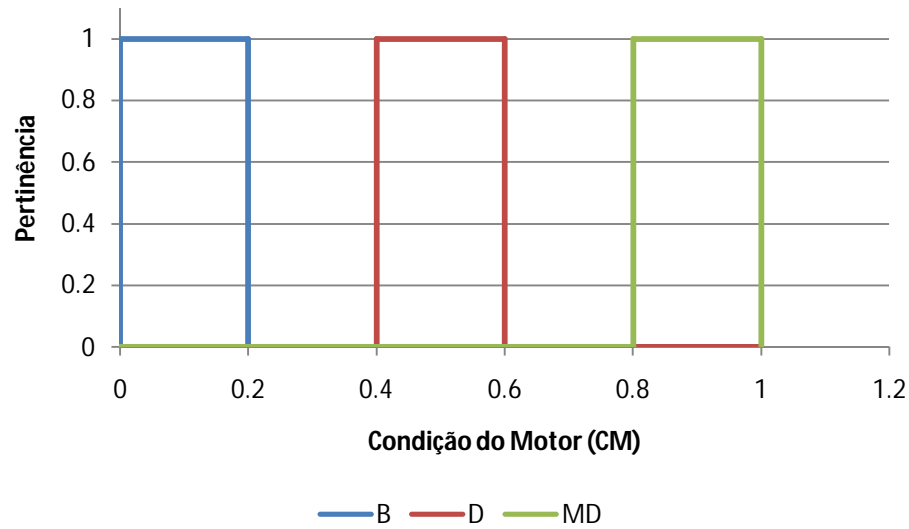


Fig. 3.4- Funções de pertinência para a condição do MI.

Fonte: adaptado de Zeraoulia et. al (2005).

Similarmente, utilizando as correntes de linha das três fases, as variáveis de entrada I_a , I_b e I_c são interpretadas como variáveis linguísticas: $T(Q) = \{Zero, Pequena, Média, Alta\}$, onde $Q = I_a, I_b, I_c$, respectivamente. Na Fig. 3.5, pode-se observar as funções de pertinência para as correntes do MI.

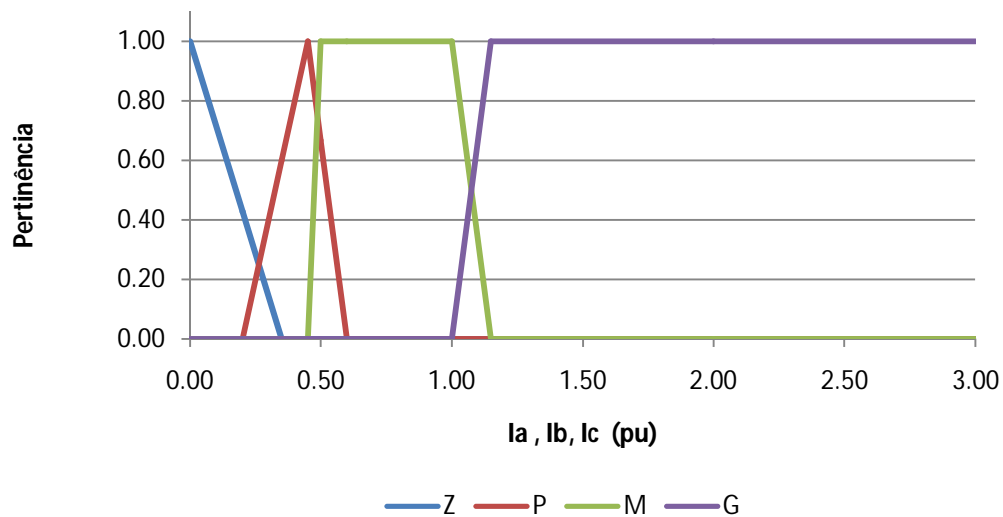


Fig. 3.5 - Funções de pertinência para as correntes do MI.

Fonte: adaptado de Zeraoulia et. al (2005).

A maior vantagem de um sistema DDF é a facilidade que se apresenta na alteração das regras de inferência e das funções de pertinência, possibilitando ao sistema uma rápida adaptação para motores de outras especificações, devido à manutenção de uma sólida base de conhecimento com a evolução do tempo de monitoramento.

3.3 ABORDAGEM DA POTÊNCIA INSTANTÂNEA NO MI

Define-se potência instantânea como a potência elétrica entregue a qualquer dispositivo como função do tempo que é determinada pelo produto da tensão instantânea no dispositivo pela corrente instantânea através dele.

Para um sistema trifásico com ou sem neutro, em regime permanente ou em transitórios, a potência ativa trifásica instantânea (p_{abc}) descreve o fluxo total de energia instantânea por segundo entre dois sistemas. (AKAGI et al., p. 47, 2007)

Em circuitos trifásicos temos duas maneiras distintas para determinar a potência instantânea, uma pelos valores de fase e outra pelos valores de linha da tensão.

A potência p_{abc} , determinada pela tensão instantânea de fase e pelas correntes de linha, é determinada pela Eq. (3.1), onde u_a , u_b e u_c são as tensões de fase e i_a , i_b e i_c são as correntes de linha.

$$p_{abc} = u_a \times i_a + u_b \times i_b + u_c \times i_c \quad (3.1)$$

No caso dos sistemas industriais, geralmente o neutro não é acessível e, a ligação do enrolamento do MI em triângulo, inviabiliza a utilização dos valores das grandezas de tensão e corrente de fase. Na determinação da potência instantânea pelos parâmetros de linha, sem o neutro, pode-se utilizar um ponto comum arbitrário tal como a fase “b”, por exemplo, e a p_{abc} pode ser determinada pela Eq. (3.2). (AKAGI et al., p. 48, 2007).

$$p_{abc} = p_{ab} + p_{cb} = u_{ab} \times i_a + u_{cb} \times i_c \quad (3.2)$$

Além da potência ativa, Akagi et al. (2007, p.52) apresentam uma maneira para determinar a potência reativa trifásica instantânea (q_{abc}) pelos valores das tensões e correntes de linha, como mostra a Eq. (3.3). A potência reativa, também chamada de potência imaginária, é proporcional à quantidade de energia que esta sendo trocada entre as fases do sistema e não contribui na quantidade total de energia transferida entre a fonte e a carga, em nenhum instante.

$$q_{abc} = \frac{1}{\sqrt{3}} \times (u_{ab} \times i_c + u_{bc} \times i_a + +u_{ca} \times i_b) \quad (3.3)$$

Cabe salientar que no trabalho realizado por Eltabach et al. (2004), com propósito de verificar qual técnica de ESA tem a maior imunidade ao ruído proveniente de medição, conclui-se que a melhor técnica é a EPVA seguido pela IPSA da p_{abc} .

Dado um MI no estado saudável, alimentado por um sistema elétrico trifásico senoidal, com tensões de linha equilibradas e trabalhando com uma carga constante (T, w), podemos escrever as Equações (3.4) até (3.7). (ELTABCH et al., 2004).

$$u_{ab} = U_m \cos(\omega t) \quad (3.4)$$

$$u_{cb} = U_m \cos\left(\omega t + \frac{\pi}{3}\right) \quad (3.5)$$

$$i_{a0} = I_m \cos\left(\omega t - \alpha + \frac{\pi}{6}\right) \quad (3.6)$$

$$i_{c0} = I_m \cos\left(\omega t - \alpha - \frac{\pi}{2}\right) \quad (3.7)$$

Onde:

- U_m é o máximo valor da tensão de linha;
- I_m é o máximo valor da corrente de linha;
- ω é a frequência angular da rede, em [rad/s]; e
- α é o ângulo do fator de potência, em radianos.

Se uma oscilação do rotor com relação ao estator acontece, devido a alguma excitação mecânica, torques harmônicos são gerados no MI, acompanhados de oscilação de velocidade e, como consequência, uma oscilação da corrente do estator, geralmente de modo periódico. No caso de perturbações periódicas as três correntes de linha serão moduladas, de modo simultâneo, pela componente fundamental “ f_{osc} ” da frequência da oscilação. Por simplificação, assume-se que o defeito mecânico provoca uma modulação senoidal na corrente estatórica. Assim, a corrente resultante do efeito da perturbação pode ser determinada pela Eq. (3.8).

$$i_a = i_{a0}(1 + M\cos(w_{osc}t)) \quad (3.8)$$

Onde “M” é o fator de modulação da corrente e “ ω_{osc} ” é a modulação da frequência angular. O valor do fator de modulação depende da severidade da anomalia. Substituindo a Eq. (3.6) em (3.8) obtém-se a Eq. (3.9).

$$i_a = i_{a0} + \frac{MI_m}{2} \left(\cos \left[(w + w_{osc})t - \alpha - \frac{\pi}{6} \right] + \cos \left[(w - w_{osc})t - \alpha - \frac{\pi}{6} \right] \right) \quad (3.9)$$

Cabe observar que, no espectro da corrente acompanham a frequência fundamental duas componentes de banda lateral, com frequências $(\omega + \omega_{osc})/2\pi$ e $(\omega - \omega_{osc})/2\pi$.

Aplicando a Eq. (3.1) obtém-se, para um sistema equilibrado, a p_{abc} conforme as Equações (3.10) e (3.11)

$$p_{abc} = p_{abc0}(1 + M\cos(w_{osc}t)) \quad (3.10)$$

$$p_{abc} = \frac{\sqrt{3}}{2} U_m I_m \cos(\alpha) \times (1 + M\cos(w_{osc}t)) \quad (3.11)$$

É importante ressaltar que, como ilustrado na Fig. 3.6, a potência trifásica (p_{abc}) absorvida pelo MI tem duas parcelas a serem consideradas, a primeira corresponde ao

valor médio da potência trifásica (P_{abc}), ou valor contínuo e, a segunda parcela, uma potência oscilante que não gera trabalho, porém gera um incremento nas perdas e, conseqüentemente, um aumento da temperatura de serviço do MI.

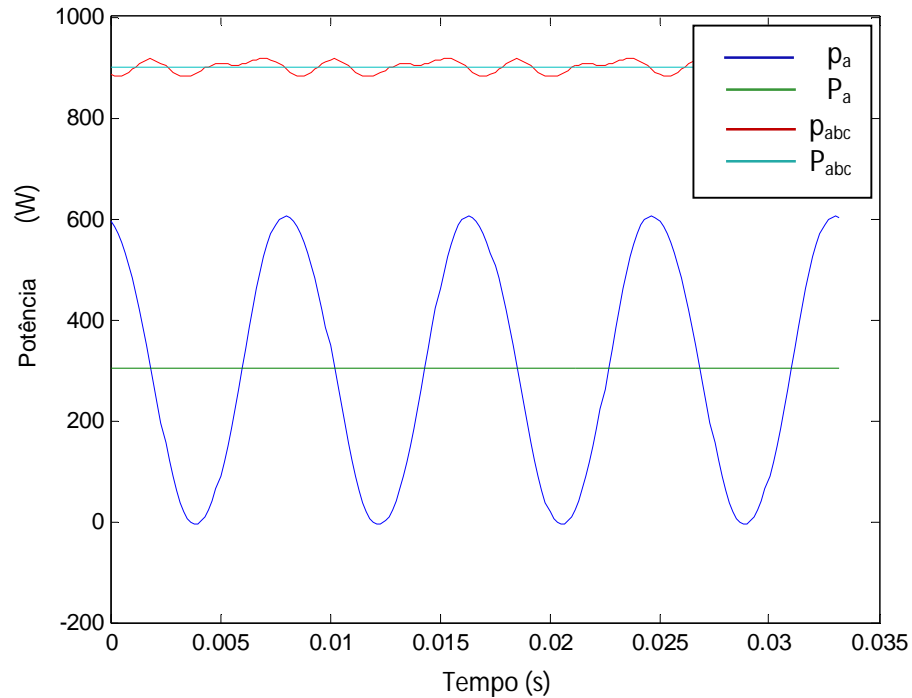


Fig. 3.6 - Potência total absorvida por um MI genérico.

Fonte: autor.

A análise espectral da potência instantânea (IPSA) trifásica revela informações importantes quanto ao tipo de perturbações presentes na oscilação do rotor em relação ao estator e, na Fig. 3.7, observam-se os efeitos no espectro do desequilíbrio de tensões, frequência característica no dobro da frequência da rede (120 Hz) e da influência do 5º harmônico na corrente de uma das fases. Cabe observar que se não houvessem perturbações não haveriam componentes espectrais na análise realizada no domínio da frequência.

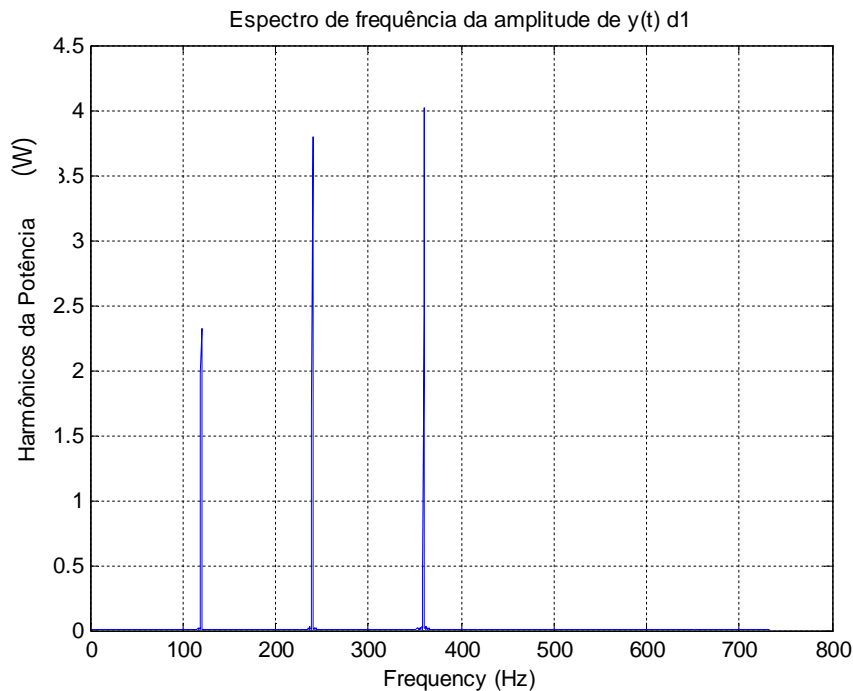


Fig. 3.7 - Espectro da Potência Instantânea de um MI sob influência do desequilíbrio de tensões e 5º harmônico na corrente.

Fonte: autor

A análise da potência instantânea absorvida pelo MI, além da boa imunidade ao ruído, tem vantagens quanto ao EPVA e o MCSA devido à possibilidade da separação dos efeitos das tensões do sistema, tais como desequilíbrio e distorção harmônica, podendo ser utilizada como um ótimo indicador da condição de funcionamento do MI.

É importante ressaltar que, em condições ideais de operação do MI, não existem componentes espectrais, ou seja, não existe oscilação da potência e as perdas são minimizadas.

3.4 ANÁLISE DA POTÊNCIA MÉDIA

A variação do valor médio da potência, integralizado numa taxa adequada, pode revelar, na comparação com um valor de referência para determinado carregamento, alterações de características internas no MI.

Se o escorregamento unitário (s_u) incrementa, a potência instantânea (P_{abc}) também deve incrementar no mesmo período de integração, ou seja, a P_{abc} tem relação direta com o s_u .

Cabe salientar, que para qualquer incremento de P_{abc} que não seja gerado pelo respectivo incremento de s_u o MI se encontra numa possível condição de defeito.

A variação da amplitude das frequências características, amostrados numa taxa adequada, pode revelar, na comparação com uma condição saudável do MI para determinada condição de carregamento, defeitos em seus componentes.

3.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Esta seção teve o propósito de elucidar algumas características importantes com relação ao ferramental utilizado no processamento e análise dos sinais a serem utilizados.

A principal grandeza é a Potência Elétrica que é composta de duas parcelas: a Potência Trifásica (P_{abc}) que determina a Condutância Trifásica (G_{abc}), e a Potência Instantânea cuja análise espectral (IPSA) revela alterações no padrão de oscilação do rotor com relação ao estator.

O sistema de diagnóstico de defeitos apresentado como exemplo na detecção de desequilíbrios nos valores eficazes das correntes servirá de referência para a implementação de um sistema DDF para monitoramento da condição do MI, com base na Potência e Condutância elétrica.

A próxima seção tratará, particularmente, dos recursos materiais utilizados nas realizações dos experimentos e dos procedimentos adotados, principalmente na análise da potência absorvida pelo MI.

4 MATERIAIS E MÉTODO

4.1 INTRODUÇÃO

O principal objetivo desta seção é elucidar o conteúdo dos experimentos quanto aos recursos materiais e o método utilizados para obtenção dos sinais de entrada para o sistema detector de defeitos no funcionamento do MI. Esclarecer detalhes quanto aos transdutores dos sinais primários de tensão, corrente, velocidade de rotação, vibração e temperatura. Além disso, mostrar como foram obtidas as grandezas tais como potência ativa, reativa, escorregamento unitário e condutância.

Dentre os fatores intervenientes no funcionamento do MI, desde o sistema elétrico de alimentação da rede, acoplamento magnético entre estator e rotor e sistema mecânico, são avaliados as seguintes perturbações no sistema motriz:

- Variações dos níveis de tensão da rede de alimentação simétricos e assimétricos;
- Curto (baixo isolamento) entre espiras com corrente regulada em uma bobina do estator;
- Desbalanceamento no rotor do MI;
- Barra aberta no rotor;
- Polias excêntricas;
- Correias diferentes.

Cabe salientar a necessidade da consideração, principalmente para as perturbações mecânicas, das características do sinal de vibração para realizar-se uma comparação com a oscilação da potência instantânea em termos de assinatura espectral. Características de excitação e mobilidade (rigidez) do conjunto mecânico associados ao funcionamento do MI afetam de maneira considerável tanto o sinal de vibração quanto o sinal de potência instantânea.

É importante ressaltar que, considerações quanto à exatidão e precisão dos transdutores utilizados são importantes para uma correta avaliação dos resultados

obtidos e, para esse efeito, equipamentos calibrados foram utilizados para uma análise comparativa dos valores de potência, vibração, velocidade de rotação e temperatura.

Uma característica importante num sistema detector de defeitos e, especificamente, nas técnicas preditivas é de que o diagnóstico se dê a partir da detecção de desvios nos parâmetros monitorados com relação a um padrão saudável de funcionamento. Essa característica de considerar os desvios minimiza os efeitos da menor exatidão dos transdutores utilizados desde que, a precisão, ou ainda, a repetibilidade nas medidas, seja adequada. Fazendo uma analogia com o “tiro ao alvo” é necessário que, como é mostrado na Fig. 4.1, os transdutores forneçam uma variabilidade reduzida nas medidas para a mesma situação, e caso exista um viés nos dados obtidos, como no transdutor T3, a variância seja pequena quando comparada com T2, ou seja, T3 é melhor que T2. Entretanto, a melhor situação é o caso do transdutor T1 que apresenta a melhor exatidão e também, a melhor precisão.

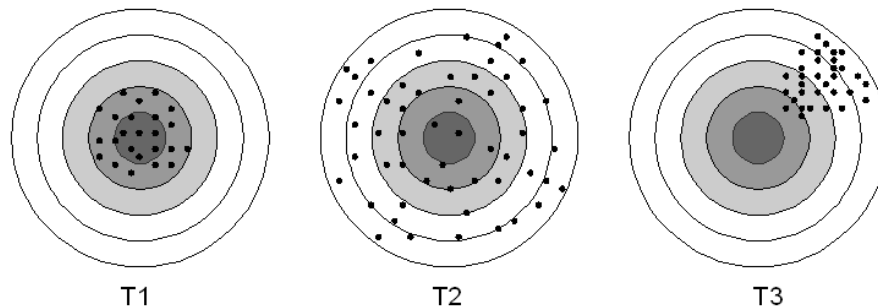


Fig. 4.1 - Acerto do alvo comparativamente à proximidade do valor exato.

Fonte: adaptado de Barbetta et al., 2010, p. 182.

4.2 MATERIAIS

Na experimentação das perturbações no funcionamento do MI utilizam-se para efeito de comparação de resultados, duas bases diferentes, uma com o MI acoplado por correia de transmissão e outra com acoplamento direto. Na Fig. 4.2 ilustra-se esses dois tipos de acoplamento utilizados no sistema motriz industrial, ressaltando que o acoplamento por correias é normalmente aplicado para acionamentos com MIs de BT até 500 cv onde se necessita de velocidades de rotação diferentes da faixa nominal. Já o acoplamento direto não tem restrição de potência, a menos do fato da velocidade de

rotação do MI ser praticamente igual à da carga que é um fator limitante para acionamentos onde não se utilizam sistemas eletrônicos de regulação de velocidade. Deve-se considerar que as rotações comercialmente disponíveis para MIs de dois, quatro, seis e oito polos, oferecem poucas opções em operações na frequência da rede de alimentação.



Fig. 4.2 - Sistemas de acoplamento direto e por correias

Fonte: WEG

Cabe ressaltar que esses dois tipos de acoplamentos oferecem, nos quesitos excitação e mobilidade, respostas diferentes às perturbações de origem mecânica e existem muito poucos estudos de caso disponíveis de aplicações de ESA para o acoplamento por meio de correias.

Os maiores problemas em mancais de motores de indução, de médio porte, sempre foram advindos do acoplamento com correias e estes tipos de acoplamento sobrecarregam, principalmente, os rolamentos do lado do acoplamento dos motores. A utilização da análise de vibrações mecânicas sempre foi a principal técnica preditiva aplicada na avaliação da condição mecânica de funcionamento do MI, acoplado a qualquer tipo de carga. Como ilustração, na Fig. 4.3 destaca-se um exemplo de instrumento, o IRD 885, que oferece compactado num mesmo equipamento, ferramentas de análise de vibrações e de balanceamento no campo.

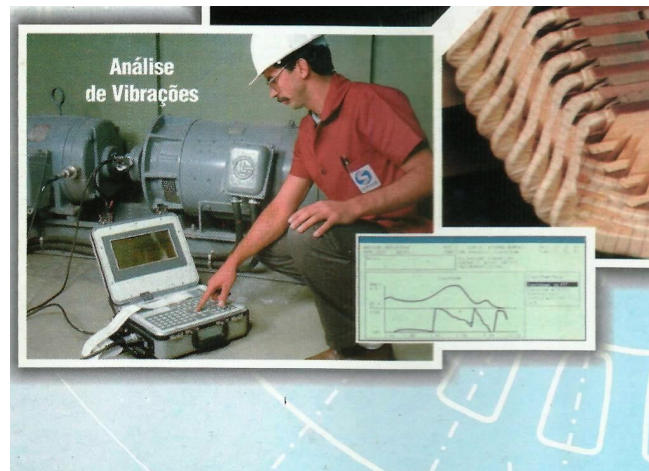


Fig. 4.3- Equipamento para análise de vibrações e balanceamento

Fonte: autor

Destacam-se na Fig. 4.4 as etapas do processo de monitoramento preditivo utilizado no trabalho. O processo focaliza inicialmente o processo de interesse que inclui todos os componentes do sistema matriz desde a fonte de alimentação, com suas características de qualidade de energia até as características peculiares do processo em que a máquina está inclusa (extrusão, compressão, transporte, etc).



Fig. 4.4 - Etapas de um processo de detecção de defeitos.

Fonte: autor.

4.2.1 Sistema Motriz

4.2.1.1 SISTEMA ELÉTRICO

Para a realização dos ensaios no MI, e devido à grande influência da qualidade da energia nas características de funcionamento, manifestado principalmente nas variações das tensões da rede trifásica, faz-se necessário variar e regular as tensões das fases de forma individualizada e isso é feito com a utilização de três variadores de

tensão monofásicos associados em estrela. A distorção harmônica total de tensão também é um fator de influência e, devido a isso, foi monitorada e sempre esteve abaixo de 5% que é o máximo valor permitido por norma. A utilização dos variadores de tensão possibilita a regulação tanto dos níveis adequados de subtensão e sobretensão, como também do ajuste do desequilíbrio de tensões.

4.2.1.2 MOTOR DE INDUÇÃO

Nos experimentos foram utilizados dois motores de 1 hp, 4 polos, 220/380 volts e 60 Hz. Um deles com características originais (novo) e o outro (usado) com enrolamento alterado para viabilizar as perturbações de curto entre espiras no estator. O motor novo, da marca WEG, modelo *W22 plus*, têm seus principais dados característicos apresentados na Tab. 4.1.

Tab. 4.1 - Folha de dados do MI novo

Motor trifásico de indução- rotor de gaiola - W22 Plus	
Carcaça	80
Potência / Polos	1 HP / 4
Rotação nominal	1730 rpm
Tensão nominal	220/380 V
Corrente nominal	3,02/1,75 A
Ip/In	6,6
Corrente a vazio	2,01/1,22 A
Categoria	N
Classe térmica de isolamento	F
Elevação de temperatura	80 K
Fator de Serviço (FS)	1,15
Temperatura Ambiente	-20°C a +40°C
Massa aproximada (MI/rotor)	13 kg/4 kg
Grau de proteção (IP)	IP55
Fator de Potência em carga de 50/75/100%	0,57/0,71/0,81
Rendimento em carga de 50/75/100%	0,755/0,79/0,805
Rolamento dianteiro/traseiro	6204 ZZ/6203 ZZ

Fonte: WEG

Cabe ressaltar a importância da folha de dados do MI, principalmente na determinação dos valores de referência das grandezas para o sistema motriz em análise. Os valores da tensão e corrente de referência adotados são os valores nominais do enrolamento do MI, respectivamente, 220 volts e 3,03 ampéres. A temperatura de referência, por questão de conveniência de escala, é de 100°C. Os valores de potência ativa e reativa de referência podem ser obtidos a partir do rendimento e fator de potência nominais, resultando, respectivamente, em 931 watts e 674 volt-ampéres reativos.

Com o propósito da simulação de baixo isolamento ou, curto circuito entre espiras, um MI foi rebobinado (Fig. 4.5) e teve a retirada de derivações T1, T2 e T3 antes do final do bobinado de cada um dos três enrolamentos, com respectivamente, 6 (1,6%), 12 (3,2%) e 24 (6,4%) espiras, relativos ao total de 372 espiras por fase.

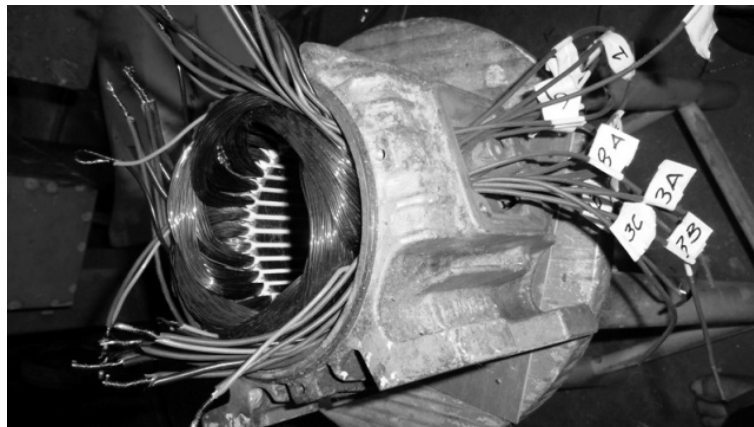


Fig. 4.5 - Rebobinamento do MI com retirada das derivações.
Fonte: autor.

A corrente de curto foi controlada através da inserção de resistências, garantindo a possibilidade de simulação de curto entre espiras nos ensaios de curta duração, sem o risco de perda de propriedades de isolamento (Fig. 4.6).

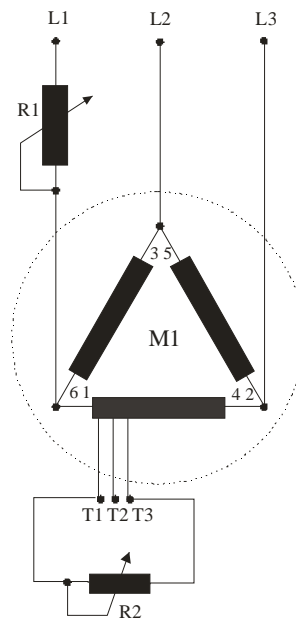


Fig. 4.6 - Inserção de defeitos com regulação por resistências.
Fonte: autor.

Com relação ao rotor do MI, no intuito de inferir uma assimetria no mesmo, realizou-se o rompimento total de uma barra da gaiola através de um furo de 6 mm. Para atenuar o efeito do desbalanceamento foi inserido um parafuso sem cabeça (mosca) de 1/4 de polegada. Com a utilização deste parafuso pode-se estabelecer ainda duas condições de teste para o mesmo rotor: barra totalmente aberta (sem parafuso) e parcialmente aberta (com parafuso), conforme detalhe mostrado na Fig. 4.7.

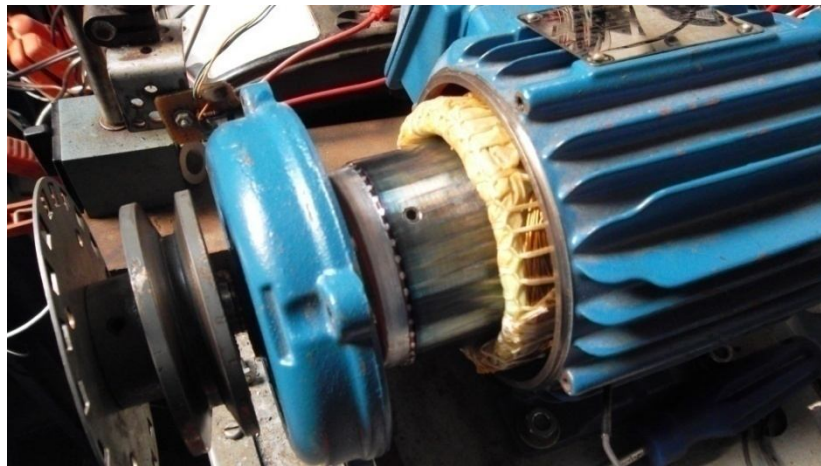


Fig. 4.7- Interrupção de barra rotórica.
Fonte: autor.

4.2.1.3 ACOPLAMENTO E CARGA

A maioria das anomalias que perturbam o funcionamento adequado do MI aparece quando o mesmo está no regime de carga. Com o propósito de submeter os MIs disponíveis a um carregamento adequado, os motores foram montados em duas bases diferentes que dispõem de dois geradores elétricos. A variação da carga elétrica nos geradores, indiretamente, alteram o regime de carregamento mecânico dos MIs. Na Fig. 4.8, para efeito de ilustração, é possível comparar as diferenças de características dos espectros da potência oscilante das duas bases de acoplamento sendo a base de acionamento nº1 (BA1) com acoplamento através de correia e a base de acionamento nº 2 (BA2) com acoplamento direto.

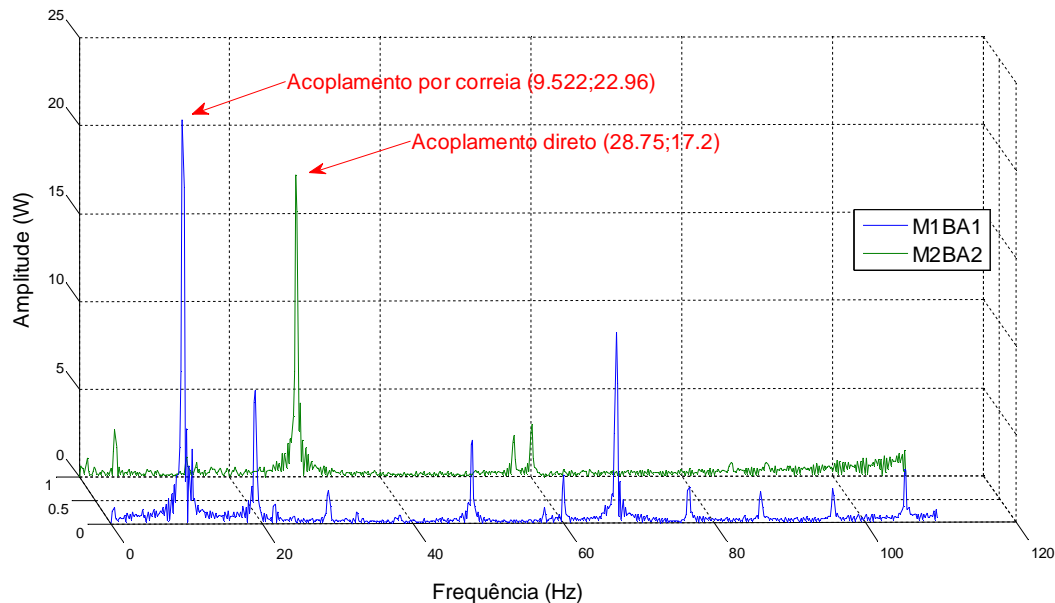


Fig. 4.8- Comparação entre a oscilação de potência dos MIs da BA1 e da BA2

Fonte: autor.

4.2.1.3.1 Base de Acoplamento Nº 1(BA1)

Na BA1 a carga mecânica é aplicada ao eixo do motor através do acoplamento deste a outro MI que funciona como um gerador de indução. Na Fig. 4.9 pode ser observado o acoplamento por meio de correia perfil “V”. As correias utilizadas nos experimentos têm referência A-30 e comprimento externo de 817 mm. As máquinas têm

polias de ferro fundido com diâmetros diferentes, 80 mm no MI e 90 mm no gerador, fazendo com que o gerador de indução rotacione com uma velocidade superior à síncrona. O gerador de indução é ligado à rede elétrica através de um variador de tensão trifásico para se controlar a potência que esse gerador solicita do MI. A potência da máquina de indução de 4 polos, utilizada como gerador é de 1,5 cv.

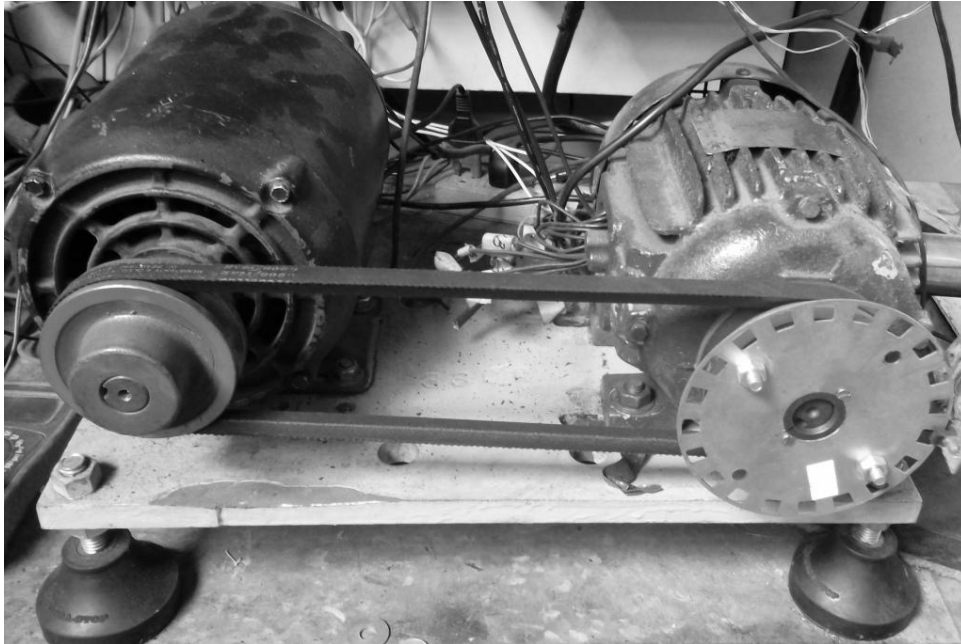


Fig. 4.9 - Acoplamento por correias da BA1

Fonte: autor.

O torque não foi medido diretamente, mas obtido através da análise do escorregamento, medição da potência do gerador de indução e se conhecendo os demais dados nominais dos motores. A alteração no valor do torque foi feita pelo controle da tensão sobre o gerador de indução.

A BA1 foi montada sobre amortecedores (*vibrastop*) e possibilita a substituição das correias, polias e também o ajuste de tensão nas correias de acoplamento. Na replicação dos ensaios, algumas verificações são necessárias para avaliar a tensão das correias e a excentricidade das polias conforme mostrado na Fig. 4.10.

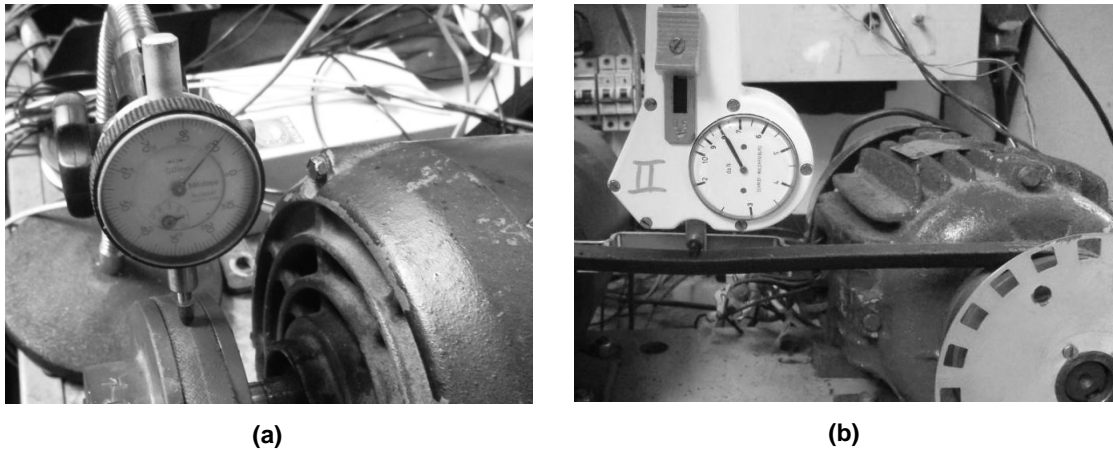


Fig. 4.10 - Verificação do tensionamento da correia (a) e da excentricidade da polia (b).

Fonte: autor.

4.2.1.3.2 Base de Acoplamento nº 2 (BA2)

Também foi utilizada a BA2 com acoplamento direto, com o objetivo de fazer algumas comparações quanto aos resultados obtidos da oscilação da potência instantânea para o acoplamento por correias de transmissão. A BA2 está apoiada ao piso por meio de amortecedores de vibração e provê um sistema de acoplamento do conjunto motor e carga na mesma velocidade de rotação, com acoplamentos que admitem desalinhamento residual até 0,2 mm. A regulação de carga se faz através de um gerador de corrente contínua de excitação separada ligado a cargas resistivas para dissipar a potência gerada, conforme mostrado na Fig. 4.11. A BA2 possibilita a variação do alinhamento entre MI e gerador de CC bem como o monitoramento da velocidade de rotação por meio de tacogerador acoplado diretamente ao gerador de corrente contínua.

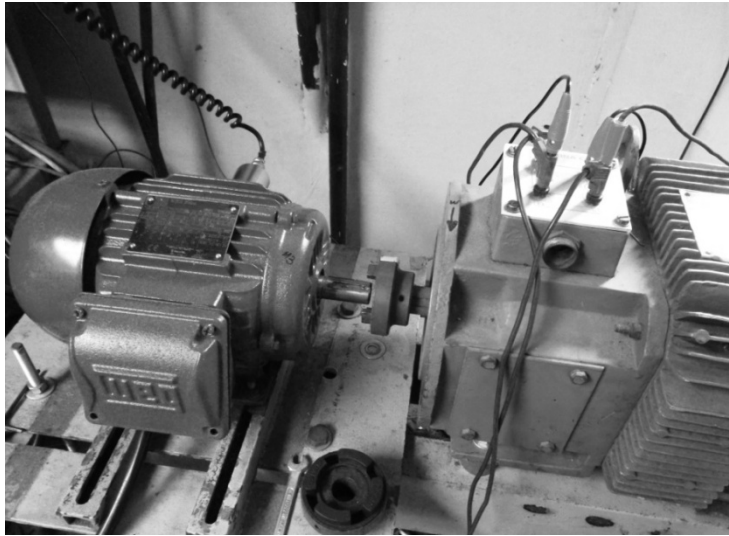


Fig. 4.11- Base com acoplamento direto (BA2).

Fonte: autor.

4.2.2 Transdutores

Essa seção mostra os transdutores utilizados para os sinais de tensão, corrente, vibração, temperatura e velocidade de rotação. Os sinais elétricos fornecidos pelos transdutores foram condicionados e são compatíveis com as entradas da placa de aquisição.

4.2.2.1 TRANSDUTOR DE TENSÃO

Utilizaram-se dois transdutores fabricados pela SECON, SENSORES E INSTRUMENTOS, com especificação 750V010VAC-220VAC, entrada 1500 volts pico a pico, saída 0 a 10 volts proporcional que reproduz fielmente a forma de onda do sinal medido na faixa de frequência de 0 até 2000 Hz. Mediram-se as tensões de linha entre as fases A e B (U_{AB}) e as tensões de linha entre as fases C e B (U_{CB}).

4.2.2.2 TRANSDUTOR DE CORRENTE

Utilizaram-se duas sondas de corrente fabricadas pela AEMC *INSTRUMENTS*, com faixa de medição de 1 miliampère até 10 Ampères, razão de transformação de 100 milivolts por Ampère, classe de exatidão de 2% para uma gama de frequência de até 5 kHz. Mediram-se as correntes de linha das fases A e C. Na Fig. 4.12 mostra-se a sonda de corrente utilizada.

**AC Current Probe
Model MN114**



Fig. 4.12 - Sonda de corrente utilizada.

Fonte: AEMC Instruments.

4.2.2.3 TRANSUTOR DE VIBRAÇÃO

O sinal de vibração foi obtido do instrumento analisador de vibrações NK100, fabricado pela TEKNIKAO que condiciona o sinal do acelerômetro e fornece uma saída analógica para monitoração de 0,1 volts por mm/s de velocidade de vibração. O acelerômetro utilizado é munido de um encapsulamento em aço inox e tem uma resposta linear na faixa de 5 Hz até 10 kHz. O instrumento utilizado é mostrado na Fig. 4.13.



Fig. 4.13 - Analisador de Vibrações e Acelerômetro utilizados.
Fonte: autor.

4.2.2.4 TRANSDUTOR DE TEMPERATURA

Para a medição da temperatura na cabeça da bobina do enrolamento do MI foi utilizado o LM35 DZ, da *National Semiconductor*, pelo seu tamanho, custo e facilidade de utilização. A instalação foi feita do lado oposto à ventilação e a fixação se deu por meio de resina de silicone na parte superior da cabeça da bobina.

O LM35 possui três terminais, é alimentado por uma tensão de cinco (5) volts nos terminais externos e fornece uma tensão no terminal do meio, com relação à referência (-), linear dependendo da temperatura a qual está submetido. O LM35 é um sensor que tem uma relação de transdução de 10 mV para cada 1°C registrado, uma faixa de operação de -55°C até + 150°C e uma classe de exatidão garantida de 2% a 25 °C.

É importante ressaltar a necessidade da utilização da medição e monitoramento da temperatura em motores de indução através de sensores. Entretanto, o melhor método de aferição e verificação do gradiente de temperatura, do interior do enrolamento até o exterior da carcaça, se dá pela comparação do valor medido de temperatura, no ponto de instalação do sensor, com o valor inferido pela medição e verificação da alteração do valor da resistência ôhmica do enrolamento estatístico.

4.2.2.5 TRANSDUTOR DE FREQUÊNCIA DE ROTAÇÃO

Para medir-se a frequência de rotação do eixo do MI e determinar com precisão o escorregamento utilizou-se um encoder de 20 pulsos por revolução implementado pela fixação de um disco perfurado na polia do MI e uma chave ótica fabricada pela Photonic, referência PHCT203, que necessita de alimentação de cinco (5) V_{DC} e fornece um sinal digital na saída (0-5 volts) sempre que haja mudança da presença de material do disco em movimento.

4.2.3 Aquisição e Processamento dos Sinais

Para a realização da aquisição dos sinais advindos dos transdutores, foram utilizadas duas placas de aquisição NI USB 6009 da *National Instruments*, mostrada na Fig. 4.14, com as seguintes características:

- Oito (8) entradas analógicas (apenas 4 diferenciais);
- Duas saídas analógicas;
- Resolução de entrada analógica: 16 bits;
- Máxima resolução de amostragem: 40 kS/s compartilhados entre canais;
- Tensão de operação: ± 10 V.



Fig. 4.14 - Placa de aquisição NI USB 6009.

Fonte: *National Instruments*.

Todos os sinais foram amostrados numa taxa de seis (6) kHz, 12000 amostras por segundo, pré-processados no *LabView* da *National Instruments* e processados no software *Matlab*.

4.3 MÉTODO EXPERIMENTAL

Os modelos podem ser considerados como alguma representação da realidade em estudo, onde se destacam apenas as características relevantes do processo e a busca de uma representação dessa realidade por meio de um modelo determinístico sempre é o ideal. Entretanto, a determinação da potência total absorvida na entrada, valor médio e oscilação, em função de fatores tais como, escorregamento, temperatura de serviço, condição dos componentes eletromecânicos do MI, qualidade do acoplamento e qualidade de energia não é uma atividade trivial (Fig. 4.15).

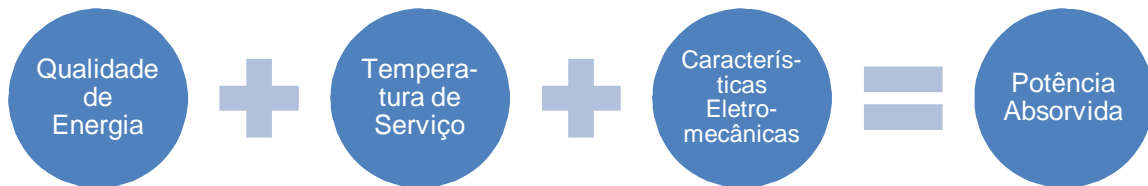


Fig. 4.15 - Equacionamento de fatores relevantes na determinação da potência absorvida.

Fonte: autor.

O primeiro desafio desta seção é o estabelecimento de algumas considerações quanto à determinação de um parâmetro que seja a imagem da dinâmica de carregamento do MI. A estimativa da condutância trifásica (G_{abc}) do motor em função do escorregamento e da temperatura ambiente se configura como uma grandeza que manifesta o comportamento térmico global dos enrolamentos, principalmente, pela relação que faz entre potência ativa absorvida e tensão média da rede de alimentação.

Cabe salientar que o fator térmico é um dos mais significativos na determinação da vida útil do isolamento do MI e, a estimativa teórica de uma condutância a partir do escorregamento medido permite a inferência de uma temperatura de serviço de

referência, devido à influência direta que tem a temperatura nos valores de resistência ôhmica dos enrolamentos estatórico e rotórico.

Além da análise espectral das componentes características da potência instantânea, a premissa que norteia o método experimental deste trabalho parte das seguintes considerações, quando se relaciona a variação da condutância em um escorregamento específico à exigência térmica específica:

- Se a condutância medida diminui lentamente quando comparada com a condutância de referência, a temperatura de serviço aumentou;
- Se a condutância aumenta lentamente em relação ao padrão, a temperatura de serviço diminuiu;
- Se a condutância aumenta instantaneamente, deve-se considerar a possibilidade da existência de um defeito no estator.

O processo de conversão eletromecânica de energia no MI não admite variação instantânea de temperatura. Caso haja um aumento instantâneo da potência que não seja causado por uma variação do escorregamento, esse incremento se deve a uma anomalia em algum dos componentes do estator do MI. Quando a condutância varia lentamente, geralmente com uma curva exponencial, o processo de conversão altera a temperatura de serviço sob influência da alteração de fatores tais como, carga (escorregamento), perdas, qualidade de ventilação e fatores ambientais. Se o escorregamento não alterou, então, ou a troca térmica pode estar inadequada, ou mudaram as condições ambientais, ou ainda, as perdas internas ao MI sofreram alteração.

4.3.1 Fatores de Influência na Potência Absorvida pelo MI

4.3.1.1 PERDAS ROTACIONAIS A VAZIO

As perdas rotacionais a vazio resultam na somatória das perdas magnéticas no núcleo, perdas por atrito e ventilação e perdas joule nos enrolamentos. O primeiro

passo necessário para se obter a separação destas perdas é a obtenção das perdas por atrito e ventilação.

A determinação das perdas por atrito e ventilação, pela recomendação da NBR 5383-1 (2002), é feita através do ensaio do motor desacoplado, reduzindo a tensão da rede desde o valor nominal, gradativamente, até que a corrente comece a aumentar. Quando o MI está operando a vazio, com tensão e corrente reduzidas, tanto as perdas magnéticas no núcleo, quanto às perdas por aquecimento nos enrolamentos podem ser desprezadas e a potência absorvida na entrada alimenta somente as perdas por atrito e ventilação. Na Fig. 4.16 mostram-se os valores obtidos para a potência e escorregamento quando da aplicação deste procedimento.

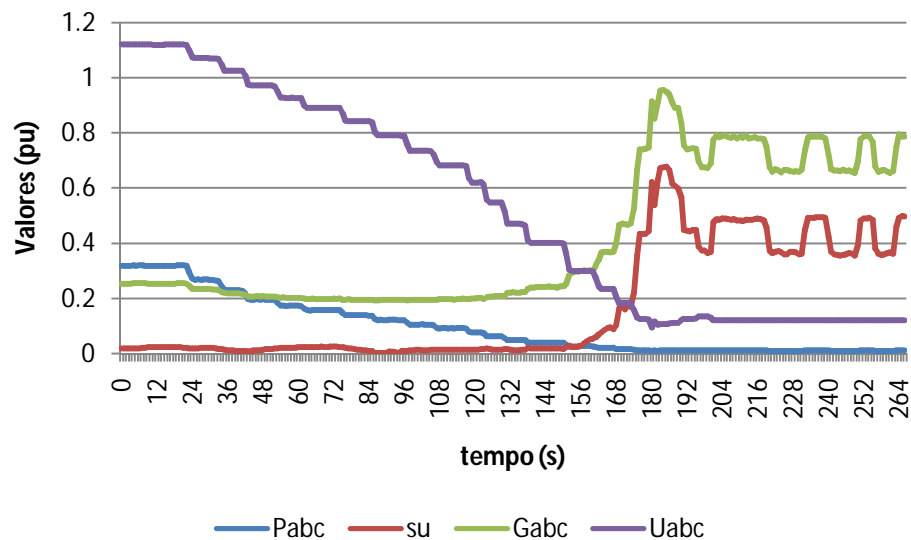


Fig. 4.16 - Perdas rotacionais (P_{abc}) a vazio do MI

Fonte: Autor

A potência perdida por atrito e ventilação do MI de 1 cv, 4 polos sob ensaio resultou em 19 watts. Esse pequeno valor equivale, aproximadamente, a 2% da potência nominal absorvida e, apesar da norma sugerir que seu valor pode ser considerado constante em todo o regime de trabalho do MI, sabe-se que devido aos diferentes tipos de forças de excitação advindas do sistema de acoplamento, o valor das perdas por atrito nos mancais, principalmente os de rolamentos, pode sofrer grandes variações. As perdas por aquecimento nos enrolamentos, determinadas a

partir dos valores de resistência e corrente, são de 40 watts, logo as perdas magnéticas no núcleo são as perdas rotacionais em vazio de 160 watts, decrescidas das perdas por atrito e ventilação e das perdas nos condutores, resultando em 101 watts. É importante salientar que esse valor representa as perdas no núcleo acrescidas das perdas suplementares.

Também é importante ressaltar que, com o MI operando em um regime entre 50 e 100% de carga, existe uma incerteza na determinação das parcelas de perdas suplementares e também, das perdas por atrito e ventilação participantes da potência total absorvida.

Entretanto, utilizando-se os dados do experimento da Fig. 4.16, mesmo para uma larga faixa de variação de tensão, 110% a 10% do valor nominal, observa-se na Fig. 4.17 uma relação, aproximadamente, linear entre s_u e G_{abc} . Cabe ressaltar que as perdas magnéticas no núcleo são proporcionais ao quadrado da tensão de alimentação e, obviamente, a condutância para uma mesma temperatura, tende a permanecer constante em relação às variações de tensão, desde que o escorregamento não aumente (mesma carga). Existe um momento em que o escorregamento tende a aumentar para uma diminuição da tensão, e esse incremento no escorregamento proporciona um aumento na corrente, indicando a potência mínima necessária para manter o torque eletromagnético igual ao torque resistente de atrito e ventilação.

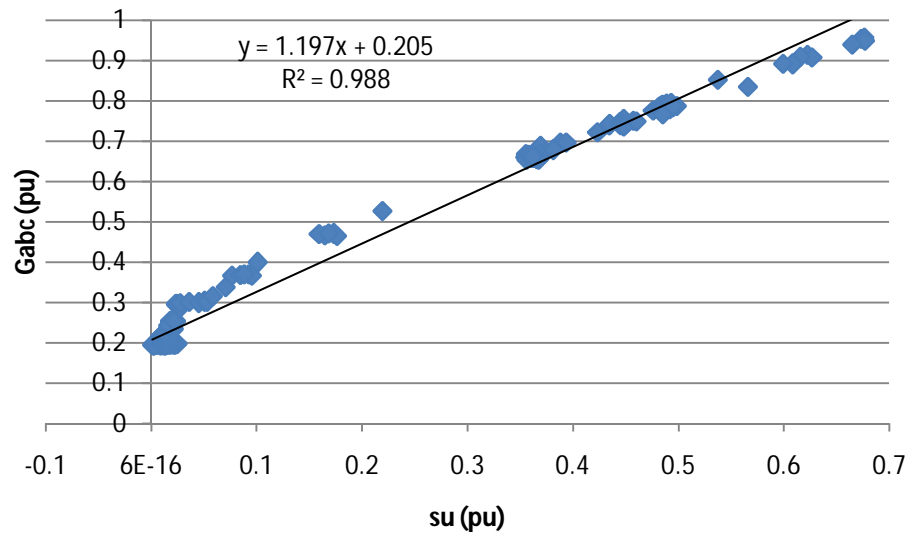


Fig. 4.17 - Relação aproximadamente linear entre s_u e G_{abc} .

Fonte: autor.

4.3.1.2 MODELO DE REGRESSÃO LINEAR MÚLTIPLA PARA O MI

Em geral, uma variável dependente (VD), tal como a potência absorvida da rede (P_{abc}) pelo MI, é influenciada por vários fatores (variáveis independentes) tais como, o escorregamento unitário (s_u), a tensão média de alimentação (U_{abc}), a temperatura de serviço (T_s) e o fator de desequilíbrio de tensão (FDU).

Quando a variável dependente está sob influência de mais de um fator, numa primeira tentativa de análise, busca-se a quantificação da influência destes fatores a partir de uma modelagem por Regressão Linear Múltipla (RLM). A RLM procura construir um modelo estatístico-matemático para se estudar, objetivamente, a influência de cada fator na predição da VD (BARBETTA et al., 2010).

O experimento envolve quatro fatores. Uma forma eficiente de combinar os níveis dos diversos fatores é cruzando-os, de modo que cada nível de um fator seja combinado com todos os níveis dos outros fatores. O fator nível de carga, relacionado ao escorregamento unitário, foi testado em três níveis: meia carga, 75 % de carga e carga nominal. O nível de tensão da rede, por questões de facilidade de implementação e valor médio típico da rede de alimentação, teve três níveis, 205, 215 e 225 volts. O MI

foi ensaiado em três níveis de temperatura de serviço: 55, 65 e 75 °C. O fator de desequilíbrio de tensões foi mantido abaixo de 1%.

Para combinar os três fatores o ideal seria realizar-se 27 ensaios. Porém a condição de temperatura de serviço alta, quando na condição de meia carga é inviável sem se dispor de um laboratório com controle de temperatura ambiente.

Para a obtenção dos dados de entrada na RLM, sem controle da temperatura ambiente, realizaram-se 18 ensaios sob as seguintes condições:

- Seis experimentos para cada nível de carregamento (50, 75 e 100% de carga) buscando-se a influência de s_u em P_{abc} ;
- Três níveis de tensão (205, 215, 225 V) foram utilizados para cada um dos três níveis de carregamento, buscando-se a influência de U_{abc} em P_{abc} ;
- Tendo-se como referência a temperatura ambiente de 25 °C, três temperaturas em torno da temperatura de equilíbrio a 100% de carga (65°C) foram obtidas, buscando-se a influência da temperatura de serviço (T_s) em P_{abc} ;
- O fator de desequilíbrio foi mantido abaixo de 1%.

Primeiramente, a RLM1 foi executada, com a ferramenta análise de dados do *Microsoft Excell*, para a potência total absorvida conforme dados da Fig. 4.18. Para facilitar a visualização e análise dos comportamentos, os valores das grandezas para o MI de 1 cv, 4 polos, foram normalizados a partir dos seguintes valores de referência (base): $U_b=220$ V; $P_b=931$ W; $T_b=100$ °C; $FDU_b=1\%$; $s_{u_b}=70$ rpm.

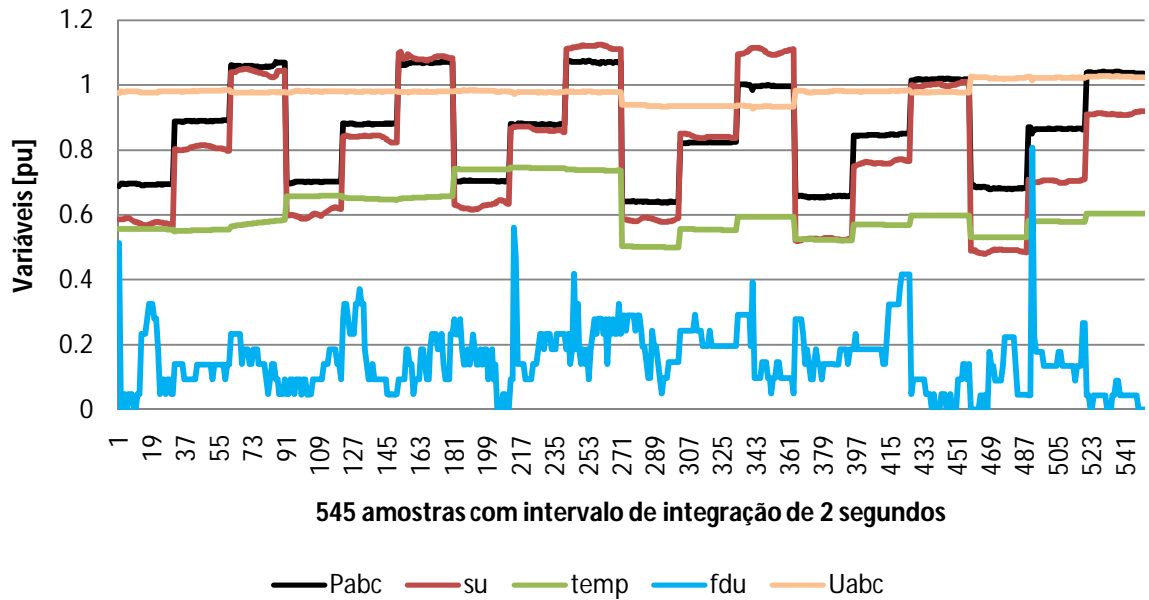


Fig. 4.18 - Entradas para a RLM1 com VD= P_{abc} .

Fonte: autor.

Na Tab. 4.2 são mostrados os valores obtidos para a estatística da RLM para P_{abc} . Observa-se que o R^2 (R-quadrado) é igual a 0,9953 e este resultado indica que, na amostra observada, cerca de 99,53% da variação da P_{abc} podem ser explicados por uma relação linear que envolve o escorregamento unitário, a temperatura de serviço, o nível e desequilíbrio de tensões.

Tab. 4.2 - Estatística de Regressão (VD= P_{abc}).

R múltiplo	0.997647
R-Quadrado	0.9953
R-quadrado ajustado	0.995266
Erro padrão	0.010362
Observações	551

Fonte: autor.

Na Tab. 4.3 são mostrados os resultados da análise da variância (ANOVA) para a seguinte hipótese nula: $H_0: \beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_k = 0$. Por essa hipótese, as VIs do domínio em estudo não tem capacidade de explicação sobre a VD. Como a razão F resultou no valor de 28906.68, com correspondente valor nulo de p , o teste estatístico

rejeita H_0 , indicando que as VIs escolhidas são significativas para explicar a variância da VD P_{abc} .

Tab. 4.3 - Análise de Variância (ANOVA para P_{abc})

	<i>gl</i>	<i>SQ</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>Valor de p</i>
Regressão	4	12.41499	3.103747	28906.68	0
Resíduo	546	0.058625	0.000107		
Total	550	12.47361			

Fonte: autor.

Na Tab. 4.4, mostram-se a estimativa dos coeficientes, incluindo os intervalos de confiança e testes estatísticos para cada um dos coeficientes.

Tab. 4.4 - Estimativa de Coeficientes com Intervalos de Confiança

	<i>Coeficientes</i>	<i>Erro padrão</i>	<i>Stat t</i>	<i>Valor p</i>	<i>Inferior 95.0%</i>	<i>Superior 95.0%</i>
Interseção	-1.38134	0.018473	-74.7773	4.8E-289	-1.41763	-1.34505
s_u	0.784517	0.002455	319.5436	0	0.779694	0.78934
T_s	-0.20325	0.006758	-30.0752	6.2E-118	-0.21652	-0.18997
FDU	-0.00762	0.004819	-1.58148	0.114347	-0.01709	0.001845
U_{abc}	1.772223	0.018547	95.55301	0	1.73579	1.808655

Fonte: autor.

Assim, no presente trabalho, o valor estimado para a potência pode ser determinado pela Eq. (4.1).

$$\widehat{P}_{abc} = 1.772 * U_{abc} + 0.7845 * s_u - 0.203 * T_s - 0.0076 * FDU - 1.381[pu] \quad (4.1)$$

A partir das entradas estimadas pela equação e medidas, pode-se proceder a análise dos desvios, como mostrado na Fig. 4.19.

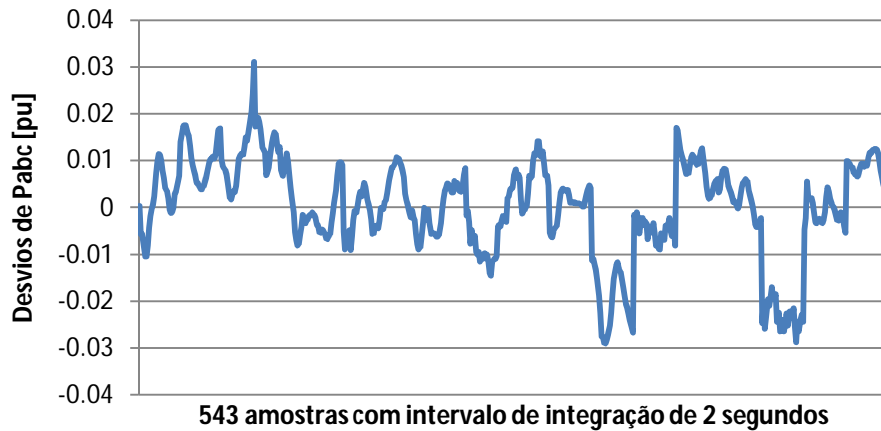


Fig. 4.19 - Desvios entre P_{abc} medido e P_{abc} estimado.

Fonte: autor.

Apesar de o erro padrão estar na faixa de 1%, tanto o erro do coeficiente para o fator tensão, como o erro do coeficiente de interseção, estão próximos de 2%, o que indica uma alta discrepância e leva a conclusão de que a influência da tensão na potência absorvida não é linear. Entretanto, sabe-se que a influência da tensão na potência absorvida se aproxima da função quadrática.

A Admitância (Y) por fase é diretamente proporcional ao escorregamento unitário e o ângulo de fator de potência varia pouco, da condição de plena carga até meia carga. (GASSEMZADEH, 1996). Na Fig. 4.20 mostra-se a variação da admitância e do ângulo de fator de potência em função do escorregamento.

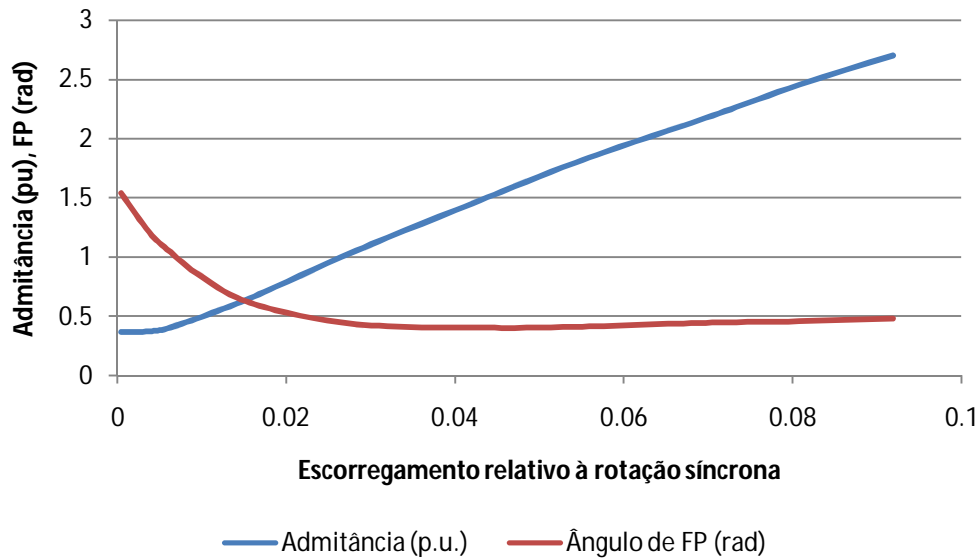


Fig. 4.20 - Variação da Admitância (Y) em relação ao escorregamento
Fonte: adaptado de Gassemzadeh (1996).

Como visto anteriormente, mesmo no ensaio para determinação das perdas por atrito e ventilação, a condutância teve uma relação aproximadamente linear com o escorregamento.

Então, cabe salientar a possibilidade da utilização da grandeza chamada condutância (G), uma das componentes da admitância (Y) - que está associada tanto com variação da carga, quanto com a variação das perdas - como um meio de minimizar a influência da variação de tensão, que é determinada pela relação inversa da resistência e pode ser calculada pela relação entre a potência e o valor do módulo da tensão elevado ao quadrado, cujo valor pode ser determinado pela Eq. (4.2). Sabe-se que o conjugado mecânico é proporcional a tensão aplicada em seus terminais elevada ao quadrado e a utilização da condutância considera exatamente esse efeito quadrático sobre a potência absorvida.

$$G_{abc} = \frac{P_{abc}}{3 * U_{abc}^2} [U] \quad (4.2)$$

Então, G_{abc} pode ser determinada, utilizando-se os dados disponíveis de potência e tensão média na Eq. (4.2), quando não se altera consideravelmente o valor

da temperatura e, desta maneira, se obtém a relação mostrada na Fig. 4.21.a que mostra uma relação entre o escorregamento e a condutância, bem diferente da Fig. 4.21.b que considera a potência. A premissa é de que essa relação linear pode ser utilizada para o monitoramento da condição de funcionamento do MI. Os valores base de potência e tensão são, respectivamente, a potência absorvida nominal e a tensão nominal do MI fornecidos pelo fabricante.

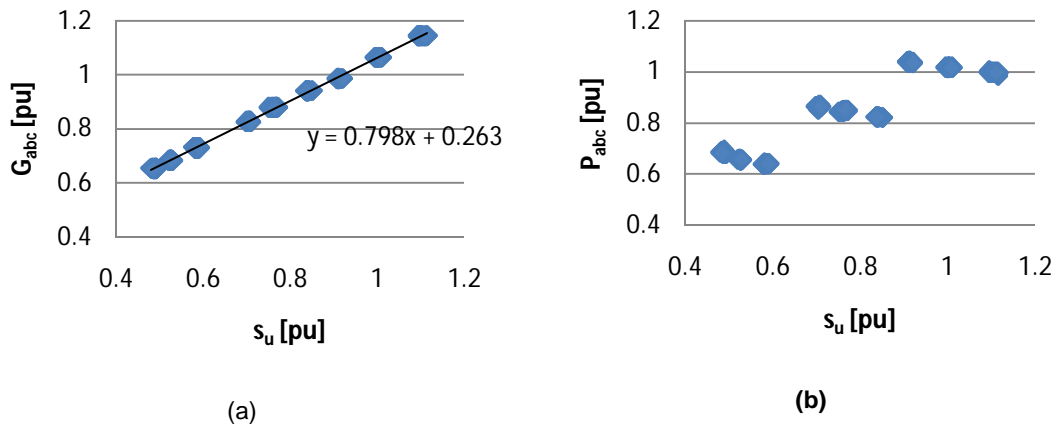


Fig. 4.21 - Relação entre s_u e G_{abc} em (a) e s_u e P_{abc} em (b)

Fonte: autor

Agora é possível utilizar os mesmos dados obtidos do experimento, para determinar o comportamento da VD condutância (G_{abc}), calculada a partir de P_{abc} e U_{abc} , em função do escorregamento, da temperatura de serviço e do fator de desequilíbrio de tensão, conforme mostrado na Fig. 4.22.

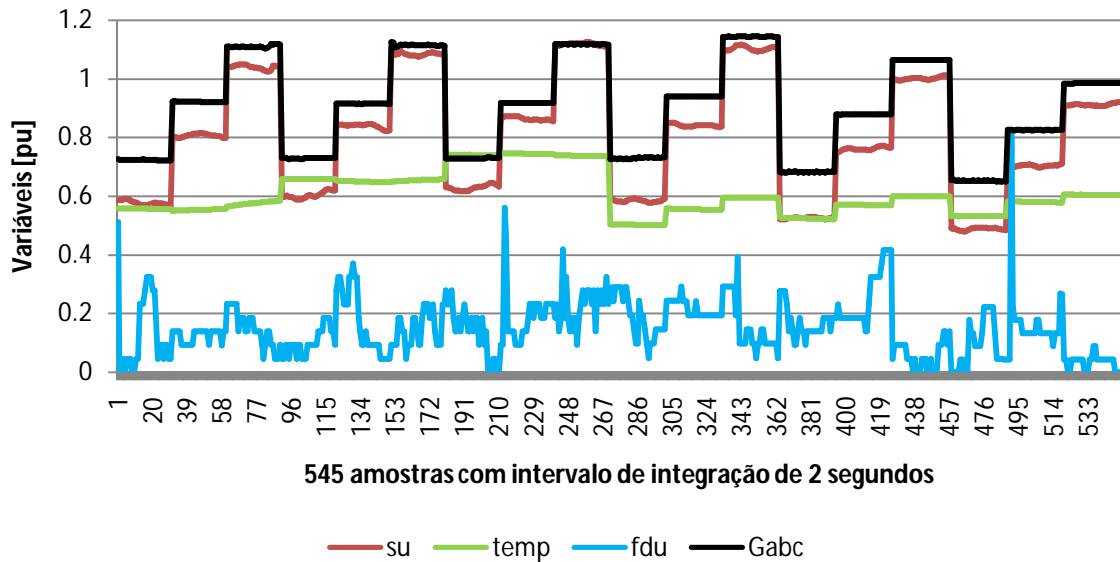


Fig. 4.22 - A Condutância em função do escorregamento, temperatura e do desequilíbrio de tensões.

Fonte: autor.

De modo análogo ao procedimento adotado para a potência, obtêm-se da RLM para a condutância os resultados apresentados nas Tabelas 4.5, 4.6 e 4.7.

Tab. 4.5 - Estatística de Regressão (G_{abc})

R múltiplo	0.998863
R-Quadrado	0.997728
R-quadrado ajustado	0.997715
Erro padrão	0.007706
Observações	551

Fonte: autor.

Tab. 4.6 - Análise de Variância (ANOVA para G_{abc})

	<i>gl</i>	<i>SQ</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>Valor de p</i>
Regressão	3	14.26524	4.755079	80066.05	0
Resíduo	547	0.032486	5.94E-05		
Total	550	14.29772			

Fonte: autor.

Tab. 4.7 - Estimativa de Coeficientes com Intervalos de Confiança para G_{abc}

	Coeficientes	Erro padrão	Stat t	Valor de p	95% inferiores	95% superiores
Interseção	0.37139	0.00281	132.1737	0	0.36587	0.376909
s_u	0.820324	0.001753	467.8366	0	0.81688	0.823769
T_s	-0.21553	0.004915	-43.8478	3.5E-181	-0.22518	-0.20587
FDU	-0.01068	0.003425	-3.12005	0.001904	-0.01741	-0.00396

Fonte: autor.

Todos os valores melhoraram de maneira significativa, quando comparado com os coeficientes obtidos para a potência. Por meio da Eq. (4.3) pode-se estimar a condutância a partir de uma solicitação de carregamento (s_u), temperatura de serviço e fator de desequilíbrio de tensão.

$$\widehat{G}_{abc} = 0.8203 \times s_u - 0.2155 \times T_s - 0.0107 \times FDU - 0.3714[pu] \quad (4.3)$$

Na Fig. 4.23, pode-se observar a comparação entre os desvios de P_{abc} e G_{abc} medidos e estimados pela RLM. Cabe ressaltar os menores valores de desvios para as estimativas de G_{abc} , principalmente, nas regiões de operação com tensão abaixo e acima da nominal.

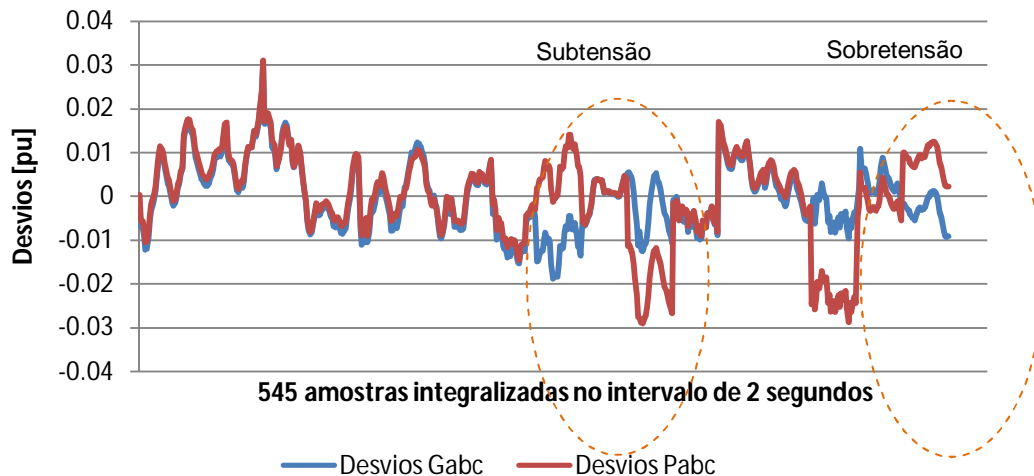


Fig. 4.23 - Comparação dos Desvios entre os valores medidos e estimados pela RLM para P_{abc} e G_{abc} .

Fonte: autor.

O trabalho proposto por Maciel et al. (2013, a) mostra que a influência do desequilíbrio de tensão para esse MI, é relevante apenas para valores acima de 2%. Também se observa na Eq. 4.3 que o desequilíbrio de tensão, desde que mantido abaixo de 1%, afeta de maneira insignificante o valor da condutância (menor que 1%).

Na Tab. 4.8, pode-se observar o acréscimo de perdas no MI com a introdução de um fator de desequilíbrio de 2%, com a variação da amplitude da tensão aplicada e com o variar da carga mecânica. Verifica-se que o menor aumento de perdas ocorre para a tensão de 215 V e com carga mecânica nominal.

Tab. 4.8 - Comparação entre as perdas adicionais com 2% de desequilíbrio

Desequilíbrio de 2%		
	50% de carga	100% de carga
205 V	6 W	4 W
215 V	9 W	1 W
225 V	5 W	4 W

Fonte: Maciel et al. (2013, a)

A Tab. 4.9 tem as mesmas variáveis da Tab. 4.8 com a diferença de que, neste caso, a análise das variáveis é feita com um fator de desequilíbrio das tensões de 4%. Novamente, verifica-se que o menor aumento de perdas ocorre para a tensão de 215 V e com carga mecânica nominal.

Tab. 4.9 - Comparação entre as perdas adicionais com 4% de desequilíbrio

Desequilíbrio de 4%		
	50% de carga	100% de carga
205 V	15 W	18 W
215 V	25 W	8 W
225 V	18 W	17 W

Fonte: Maciel et al. (2013, a)

Na Tab. 4.10, observa-se a situação mais crítica aplicada ao motor de indução sob ensaio. Nela, utilizou-se um fator de desequilíbrio de 6%. Mais uma vez, verifica-se que o melhor desempenho do motor, em termos de perdas, ocorre para a tensão de 215 V e com carga mecânica nominal.

Tab. 4.10 - Comparação entre as perdas adicionais com 6% de desequilíbrio

Desequilíbrio de 6%		
	50% de carga	100% de carga
205 V	30 W	38 W
215 V	51 W	22 W
225 V	44 W	39 W

Fonte: Maciel et al. (2013, a)

Pode-se observar em todas as tabelas que o ponto de operação de menor elevação de perdas é na condição de 215 V e carga nominal. Isso se deve ao motor ser projetado e construído para ser operado na condição de tensão nominal e com carga nominal. É verdade que a tensão de 215 V é 5 V menor que a nominal e a condição de 225 V tem os mesmos 5V de diferença, apenas que numa condição superior a nominal. No entanto, o ensaio mostra que o comportamento do motor é, ligeiramente, melhor na condição de uma pequena redução de tensão do que uma tensão superior.

Observa-se que o motor ensaiado atinge as condições nominais de torque e rendimento para 215 V, e não para 220 V. É verdade que o laboratório utilizado não possui condições ideais como, por exemplo, conseguir manter a tensão totalmente estável e equilibrada. No entanto, acredita-se que a razão principal para obter as condições nominais com uma tensão inferior a nominal se deve ao ensaio ter sido realizado em uma temperatura inferior a 40°C. Assim sendo, a menor resistência do cobre favorece atingir a condição nominal com uma tensão inferior.

Realizando-se uma nova RLM sem considerar os efeitos do desequilíbrio de tensões obtém-se a condutância, que pode agora ser estimada pela Eq. 4.4 como uma função apenas do escorregamento (carga) e da temperatura.

$$\widehat{G}_{abc} = 0.8202 \times s_u - 0.2162 \times T_s - 0.3702[pu] \quad (4.4)$$

Neste trabalho, o valor da condutância estimado pela Eq. 4.4 será utilizado como valor padrão em condições conhecidas de carregamento (s_u) e valores limites de referência para a temperatura de serviço (T_s) para obtenção de um grau de severidade na avaliação da exigência térmica a que o MI está submetido.

Sendo a potência média trifásica absorvida (P_{abc}), e a grandeza derivada, denominada de condutância média trifásica G_{abc} , indicadores da qualidade de funcionamento do MI, a utilização da IPSA tem um atrativo muito maior, quando comparada com o EPVA e o MCSA. Desta maneira, as análises de frequências características provenientes da potência instantânea serão priorizadas nos próximos tópicos.

4.3.2 Influência de Defeitos Elétricos

4.3.2.1 Desequilíbrio de Tensões

A influência do desequilíbrio de tensões acima de 1% tem efeitos deletérios na vida útil do MI. Logo, um sistema de detecção deve sinalizar esse tipo de perturbação. Obviamente, os efeitos de redução da vida do isolamento dependem do nível de desequilíbrio e do tempo de duração do mesmo.

No trabalho de Maciel et al. (2013, b) é proposto um método de detecção do desequilíbrio de tensões a partir da análise temporal do Vetor Concórdia das correntes do MI. A abordagem tem como principal vantagem a utilização apenas da amostragem das correntes, sem a necessidade da amostragem das tensões da rede. Em contrapartida a aplicação deste método não possibilita a separação de defeitos da rede (desequilíbrio) dos defeitos de assimetria no enrolamento estatórico que também provocam alterações de forma no Vetor Concórdia.

Obviamente, quando se amostram as tensões da rede, pode-se determinar diretamente o fator de desequilíbrio de tensões. Entretanto, objetivando a priorização da análise da potência instantânea, tanto o valor médio como o valor da oscilação, é possível detectar o desequilíbrio de tensões, indiretamente também pela presença da componente dupla da frequência da rede, no espectro da potência instantânea. Na Fig. 4.24, mostra-se a relação entre a amplitude da potência na frequência de 120 Hz (P_{120}) e o fator de desequilíbrio de tensões (FDU).

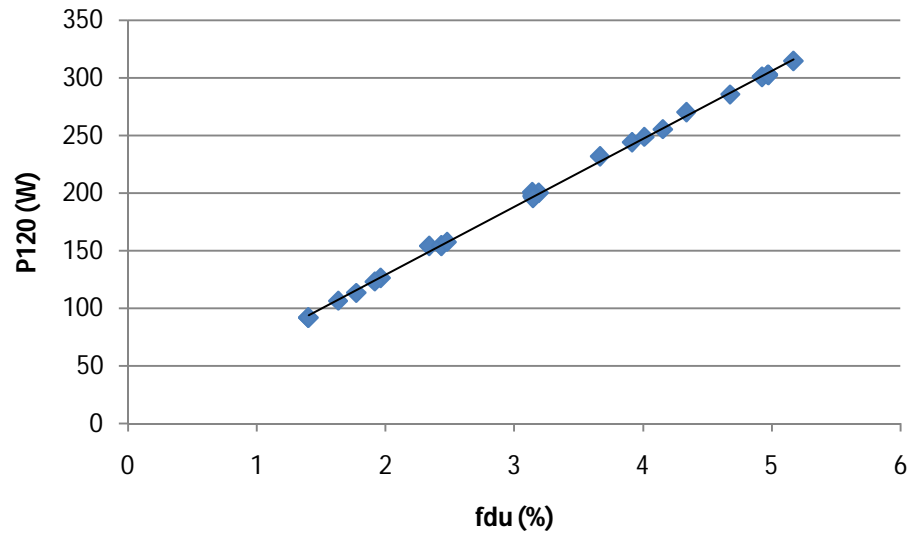


Fig. 4.24 - Relação entre a amplitude da P120 e do FDU.

Fonte: autor.

Cabe salientar que a influência do FDU, a partir de 2%, em P_{abc} e G_{abc} , ainda assim é muito pequena, quando comparada com sua influência na oscilação da potência instantânea (P120) que apresentou uma variação, aproximadamente linear, acima de 200% para a variação de desequilíbrio na faixa de 1% a 5%. Na Fig. 4.25, mostra-se a influência de FDU em P_{abc} (a) e em G_{abc} (b).

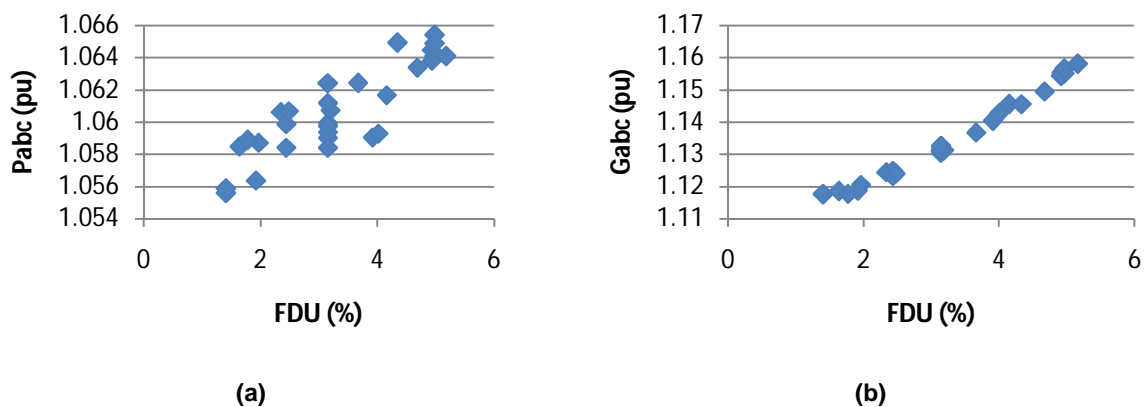


Fig. 4.25 - Influência de FDU em P_{abc} (a) e em G_{abc} (b).

Fonte: autor.

É importante ressaltar que a amplitude da frequência característica P120 é pouco influenciada pelo nível de carregamento do MI na faixa de 50% a 100% de carga.

Por todas as características apresentadas por esse indicador, o mesmo se configura em um ótimo indicador do grau de severidade deste tipo de anomalia.

4.3.2.2 Curto Entre Espiras no Estator

O curto entre espiras, dependendo de sua magnitude, também provoca desequilíbrio nas correntes de linha do MI que pode ser detectado pela frequência característica (P120) apenas em condições ideais da rede de alimentação, ou seja, rede com fasores de tensão equilibrados. Como essa condição normalmente não é atendida, pode acontecer que mesmo o MI operando na presença de um curto no estator, devido a uma combinação de desequilíbrio de tensões e assimetria estatórica, haja uma redução da amplitude de P120. Logo a P120 não se configura num bom indicador para detecção de curto entre espiras no estator.

A potência absorvida pelo MI e também a condutância dependem do nível de carregamento e da temperatura de serviço. Sempre que houver uma variação do escorregamento, deverá acontecer uma variação proporcional da condutância. Caso contrário, configura-se a possibilidade de uma condição de defeito.

Para efeito de experimentação, verificou-se conforme mostrado na Fig. 4.26 a variação da condutância para três níveis de simulação de curto entre espiras no estator, 24 espiras, 12 espiras e 6 espiras. O valor de referência da corrente de curto é a corrente de partida ($I_p = 11,5$ ampéres). A magnitude da corrente de curto é limitada através da inserção de resistências em série com as espiras. A corrente para 24 espiras em curto é de 45% de I_p . A corrente para 12 espiras em curto é de 40 % de I_p . A corrente para 6 espiras em curto é de 33% de I_p . É importante observar que o escorregamento se mantém, praticamente, invariável em toda a amostragem das grandezas e, essa condição, indica a presença desta anomalia no estator do MI.

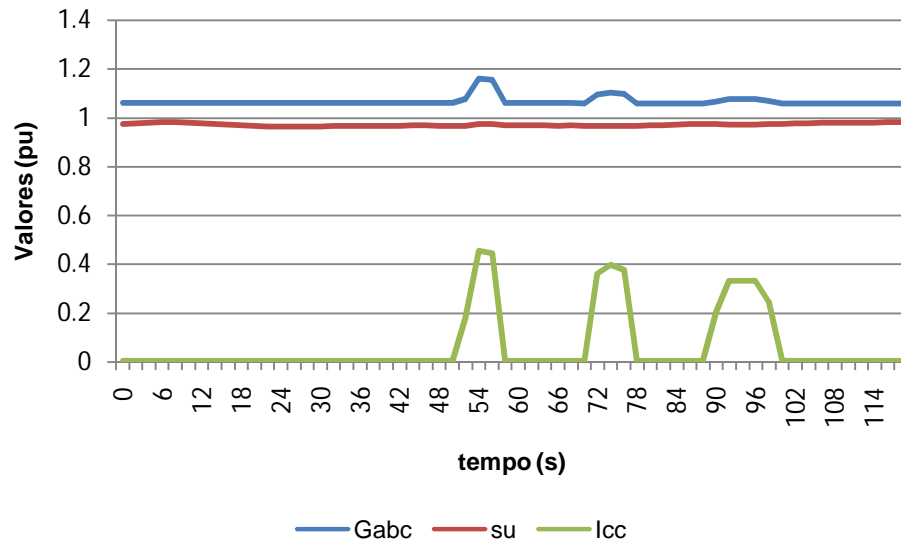


Fig. 4.26 - Condutância, escorregamento e corrente de curto circuito em função do tempo para curto circuito de 24, 12 e 6 espiras.

Fonte: autor.

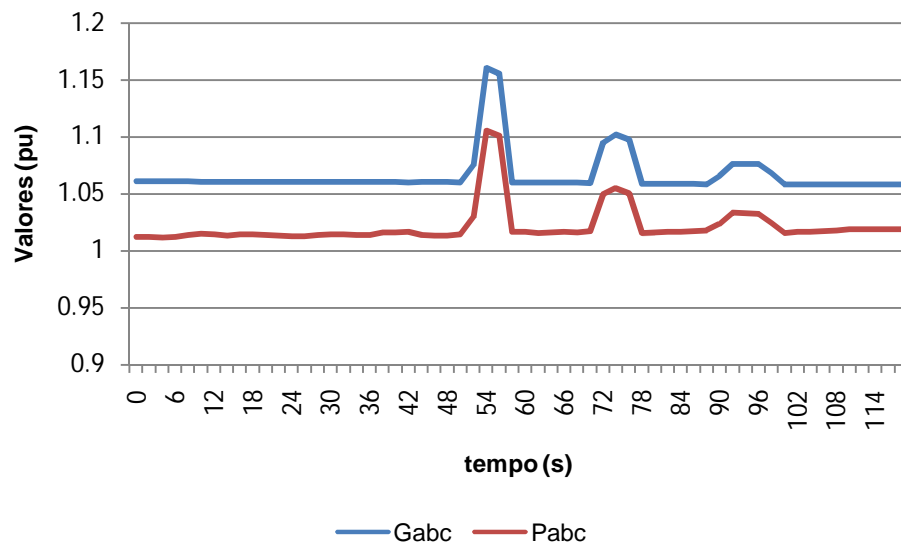


Fig. 4.27 - Condutância e potência ativa absorvida em função do tempo para curto circuito de 24, 12 e 6 espiras.

Fonte: autor.

É possível observar na Fig. 4.27 que o caso de menor sensibilidade na detecção da perturbação do curto entre espiras por meio da variação da condutância, certamente, é o caso de 6 espiras, pois a variação da condutância é de apenas 2%

(1,078/1,056). Ainda assim, a variação instantânea da condutância é um indicador mais estável do que a variação da potência ativa absorvida que é fortemente influenciada pelas variações da tensão da rede de alimentação. O mesmo se pode afirmar sobre a variação da amplitude de P120 que é mais sensível às variações do desequilíbrio de tensão do que ao curto entre espiras.

Devido às características apresentadas pela condutância, a análise de sua variação, comparativamente ao escorregamento, se configura em um bom indicador para detecção do curto entre espiras. Outro fato importante é a pequena influência das variações de carga na sensibilidade de detecção do curto, dentro da faixa normal de operação do MI.

4.3.2.3 Barramento Interrompido no Rotor

A detecção de barras interrompidas no rotor pode ser feita pelo acompanhamento de frequências características do MCSA que aparecem como bandas laterais da frequência fundamental da corrente.

Na IPISA a frequência característica aparece demodulada na frequência dupla do escorregamento multiplicada pelo número de pares de pólos. Por exemplo, para um escorregamento de 4% num MI de 4 polos, a frequência característica de barra interrompida seria de 4,8 hertz. É importante ressaltar que a amplitude da oscilação depende da quantidade de barras abertas e do carregamento do MI, quanto maior o carregamento, maior a amplitude. Entretanto, a frequência característica permanece inalterada. Na Fig. 4.28 é possível observar os espectros da potência instantânea para a condição de “uma barra aberta” com 75% e 100% de carregamento. Destaca-se que a amplitude da frequência característica de defeito no rotor com 75% de carga teve uma redução quando comparada com o carregamento de 100%.

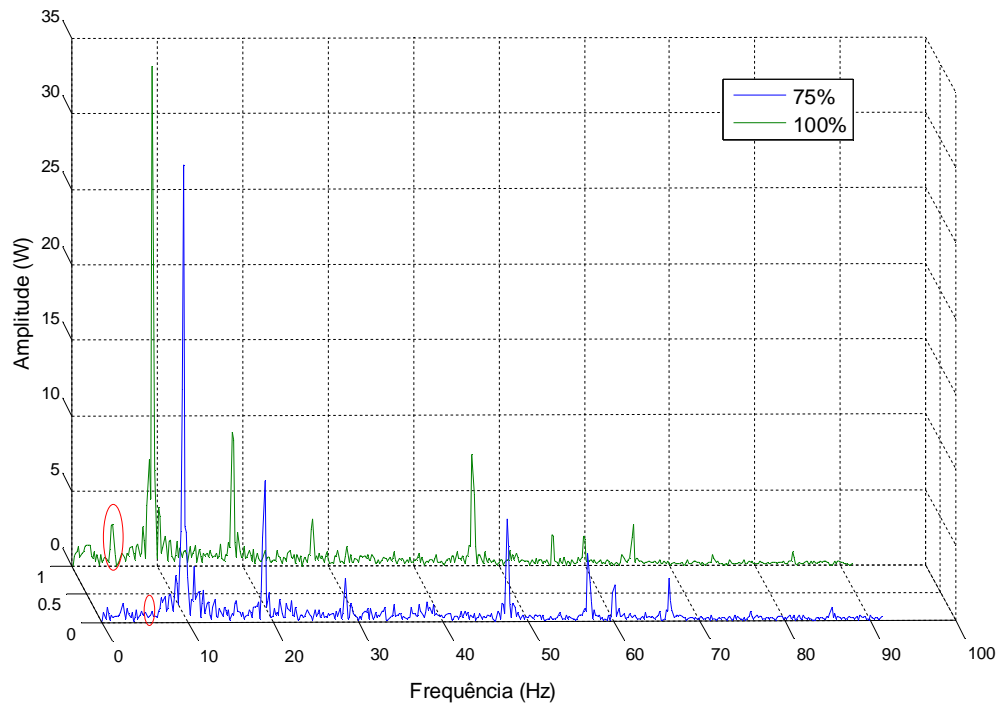


Fig. 4.28 - IPSA para MI operando com uma barra aberta, 75% e 100% de carga.

Fonte: autor

Na Tab. 4.11 comparam-se as amplitudes da frequência característica de falha no rotor para três condições distintas: rotor saudável (RS), uma barra tampada (RBT) e uma barra aberta (RBA).

Tab. 4.11 - Amplitude da frequência característica do barramento rotórico

Condição	Amplitude em (W)
RS	1,1
RBT	2,5
RBA	3,4

Fonte: autor

É importante ressaltar que, mesmo quando se coloca um parafuso de aço, como se observa na Fig. 4.29, rosqueado no furo de interrupção do barramento, o indicador se mostra eficiente apresentando uma variação de $(3,4/2,5)$ 36% na amplitude da frequência característica.

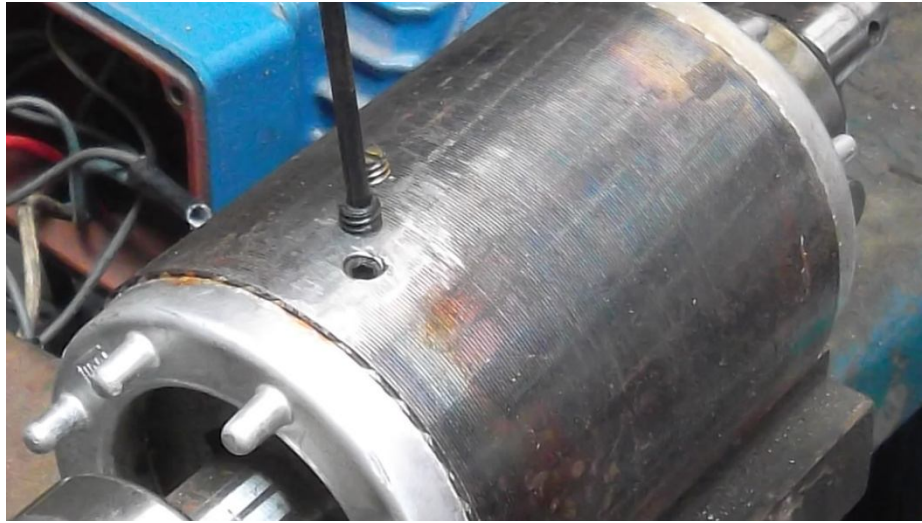


Fig. 4.29 - Inserção de parafusos de aço nos furos do barramento.

Fonte: autor.

Na Tab. 4.12, apresenta-se também dados de um MI de 1,5 cv, quatro (4) polos, com ensaios de rotor saudável, uma barra aberta, duas barras abertas e em duas condições de carregamento: 75% e 100% de carga. É importante ressaltar que os problemas de barramento rotórico são mais evidentes quanto maior for a exigência de potência no eixo do MI.

Tab. 4.12 - Dados de ensaio do MI com um mesmo rotor em condições diferentes

Condição	Carga (%)	Frequência (Hz)	Amplitude (W)
Saudável	100	4,75	0,41
Uma barra aberta	100	4,75	1,706
Duas barras abertas	100	4,76	4,34
Saudável	75	3,47	0,35
Uma barra aberta	75	3,47	0,85
Duas barras abertas	75	3,6	2,45

Fonte: autor.

Na Fig. 4.30 mostra-se o espectro da potência instantânea para condição saudável, na cor azul, comparativamente à condição com duas barras abertas, em verde, quando o MI operando a 100% de carga. É importante salientar que, com a

alteração das condições do rotor, apenas a frequência característica do rotor sofre alterações.

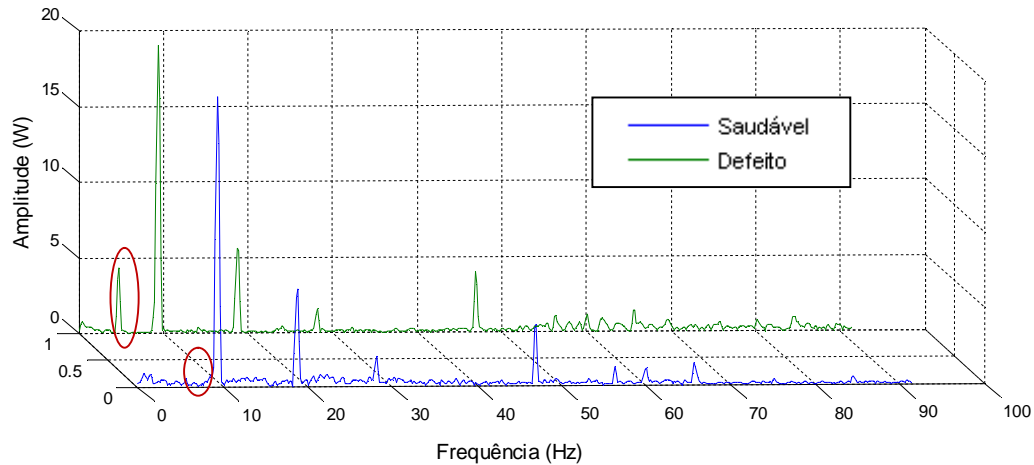


Fig. 4.30 - Comparação entre espectros do rotor saudável e com duas barras interrompidas.

Fonte: autor.

4.3.3 Influência de Defeitos Mecânicos

4.3.3.1 Correias

As correias de transmissão são componentes importantes nos sistemas de acoplamento que utilizam relação de diâmetro de polias para alterar a velocidade de rotação da máquina movida. Estes componentes de sistema sofrem deformações e desgastes que dependem do nível de carregamento, do tensionamento, do alinhamento entre polias e da qualidade de fabricação das correias entre outros fatores. As frequências características de vibração das correias dependem do seu comprimento e do diâmetro das polias utilizadas no sistema de acoplamento. Por meio da Eq. (4.5) determina-se a frequência característica fundamental para a base de acoplamento nº 1 utilizada como protótipo quando o MI está com carga nominal (1730 RPM).

$$f_{cor} = \frac{D_{pm} * \pi}{L_{cor}} * f_{pm} = \frac{90 * \pi}{825} * 28.83 = 9.88Hz \quad (4.5)$$

Onde f_{cor} é a frequência da correia, L_{cor} é o comprimento da correia e f_{pm} é a frequência da polia motora. Na Fig. 4.31 comparam-se os espectros da potência instantânea para duas correias de fabricantes diferentes (Balflex e Goodyear) e mesma especificação (A30). Observa-se a diferença no modo de oscilação do rotor para cada uma das correias com frequências predominantes em uma e duas vezes a f_{cor} .

A amplitude da frequência fundamental da correia (f_{cor}) e seus harmônicos dependem de características intrínsecas da correia tais como, flexibilidade, resistência ao óleo, capacidade de tração e também de características de ajuste de montagem tais como, tensionamento, alinhamento e excentricidade das polias motora e movida. Na Fig. 4.31, na cor azul, observa-se o espectro para a correia Balflex e, na cor verde, o espectro que caracteriza a oscilação para a correia Goodyear.

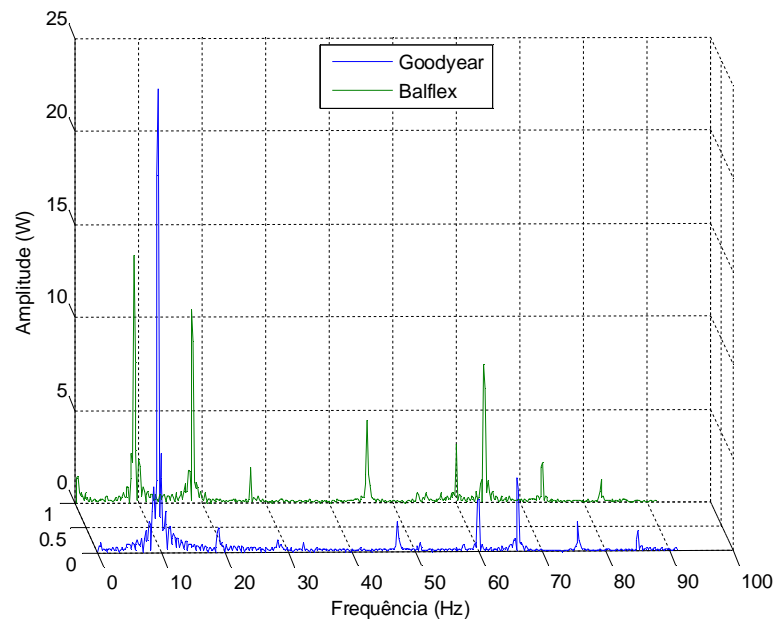


Fig. 4.31- Comparação de espectros da potência instantânea para duas correias diferentes.

Fonte: autor.

Cabe salientar a necessidade da utilização da análise de vibração para essa perturbação como uma maneira de comparação de efeitos. A Fig. 4.32 mostra os espectros para as correias Goodyear e Balflex.

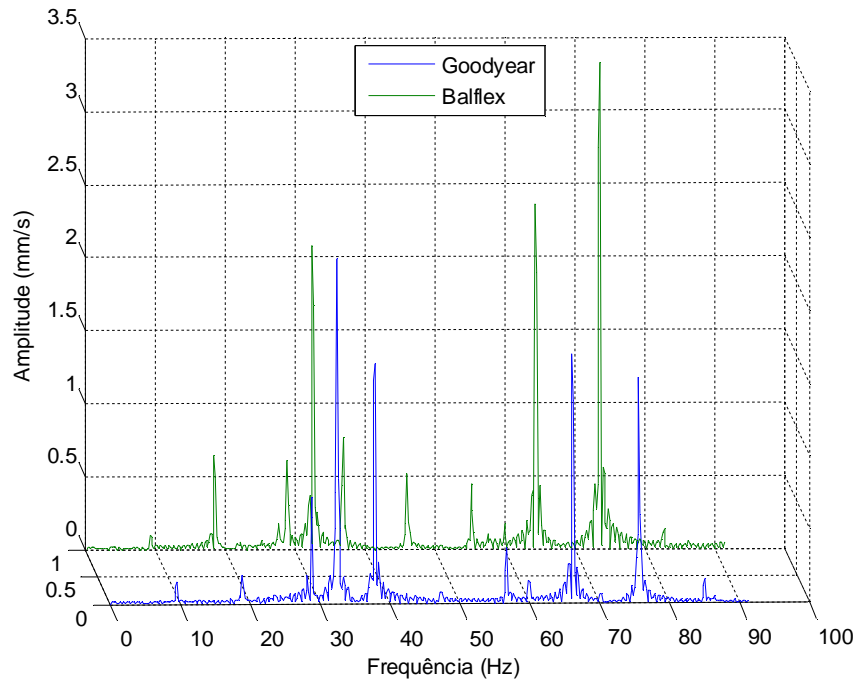


Fig. 4.32 - Comparação entre espectros de vibração de correias diferentes.

Fonte: autor.

É importante ressaltar a diferença das amplitudes nos espectros de vibração, principalmente nos harmônicos de ordem par (2, 4, 6 e 8) devido, principalmente, às diferenças dos materiais utilizados na composição das correias.

O IPISA, devido à demodulação dos sinais provenientes das operações entre as tensões e correntes da rede, apresenta predominância da componente fundamental e dupla da frequência característica de oscilação da correia, facilitando a utilização de um sistema automático de detecção de defeitos. Cabe salientar que, quando da operação do MI com carga, a correia tracionada diminui o grau de liberdade do rotor com relação ao estator, dificultando as oscilações nas frequências de rotação do motor e da carga acoplada. Isto pode ser evidenciado na observação da Fig. 4.31 do IPISA onde, tanto a frequência do MI (28.8 Hz) quanto a do gerador utilizado como carga (32.5 Hz) são muito pequenas.

Na análise de vibrações, não importa o movimento relativo do rotor com relação ao estator e, sim, o quanto as perturbações são transmitidas do rotor para o estator, através dos mancais. Devido a isso, os espectros de vibrações da Fig. 4.33 contêm mais informação das características do movimento do rotor do motor, das correias e também da carga.

4.3.3.2 Polias

A excentricidade, da polia motora montada no MI e movida montada na carga, afeta, sobremaneira, o modo de oscilação do rotor do MI.

Quanto à condição da polia montada no eixo da carga, observa-se na Fig. 4.33 o IPSA para uma polia defeituosa, excentricidade de 0.4 mm. Destaca-se em vermelho uma amplitude de 1.5 watts, com a polia saudável, e de 3.5 watts, com a polia defeituosa.

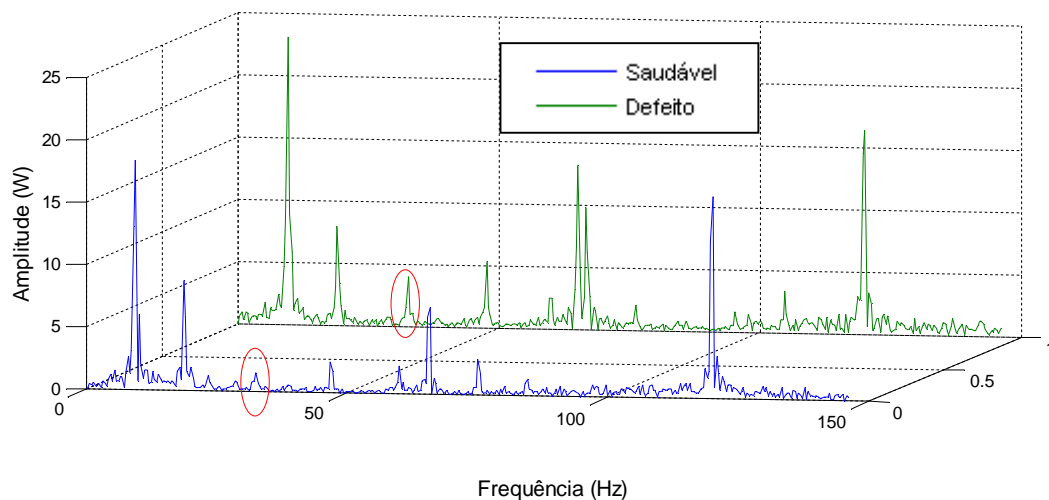


Fig. 4.33 - Comparação de espectros da potência instantânea para defeito na polia da carga.

Fonte: autor.

Entretanto, na análise dos espectros de vibração mostrados da Fig. 4.34, há uma pequena alteração na frequência característica de rotação da polia e uma mudança significativa no valor global de vibrações (ISO 2372), 0.84 mm/s para 1.3 mm/s.

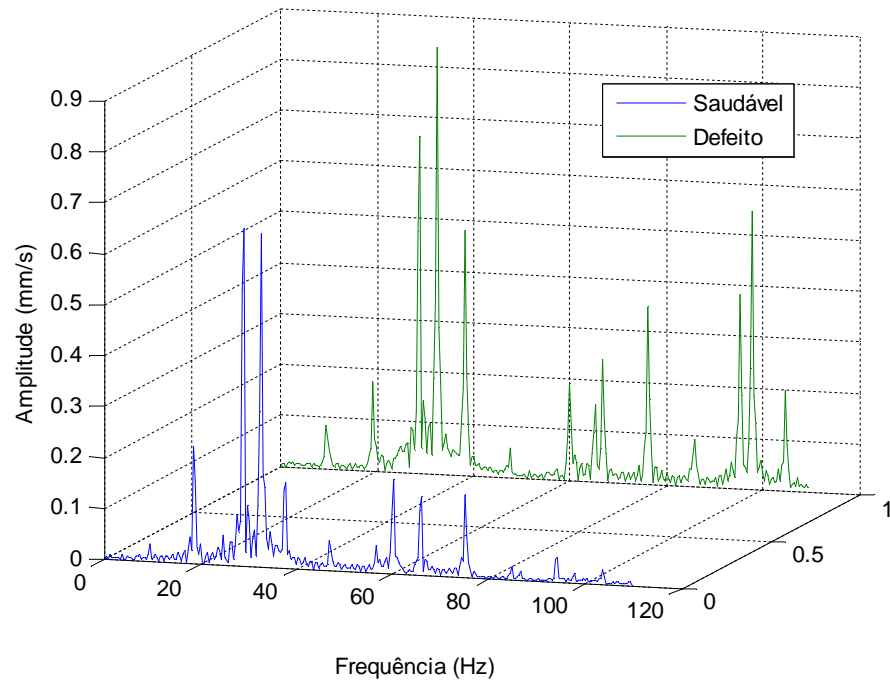


Fig. 4.34 - Comparação dos espectros de vibração para polia saudável e com defeito.

Fonte: autor.

Quanto à polia montada no MI, observa-se na Fig. 4.35 uma alteração significativa na frequência característica de rotação do MI, 0.6 watts para 5 watts, o que indica a presença do defeito advindo do rotor do motor. A variação global do sinal, não sofre alterações significativas.

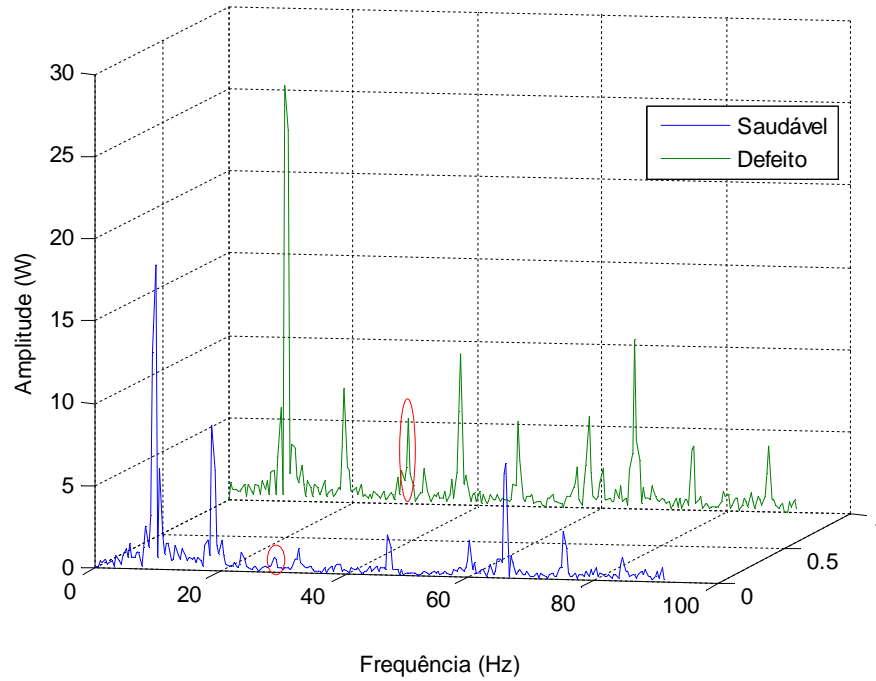


Fig. 4.35 - Comparação de espectros da potência instantânea para defeito na polia do MI.

Fonte: autor.

Entretanto, na análise dos espectros de vibração mostrados da Fig. 4.36, há uma diminuição na frequência característica de rotação da polia, e uma mudança significativa no valor global de vibrações (ISO 2372), 0.84 mm/s para 1.35 mm/s.

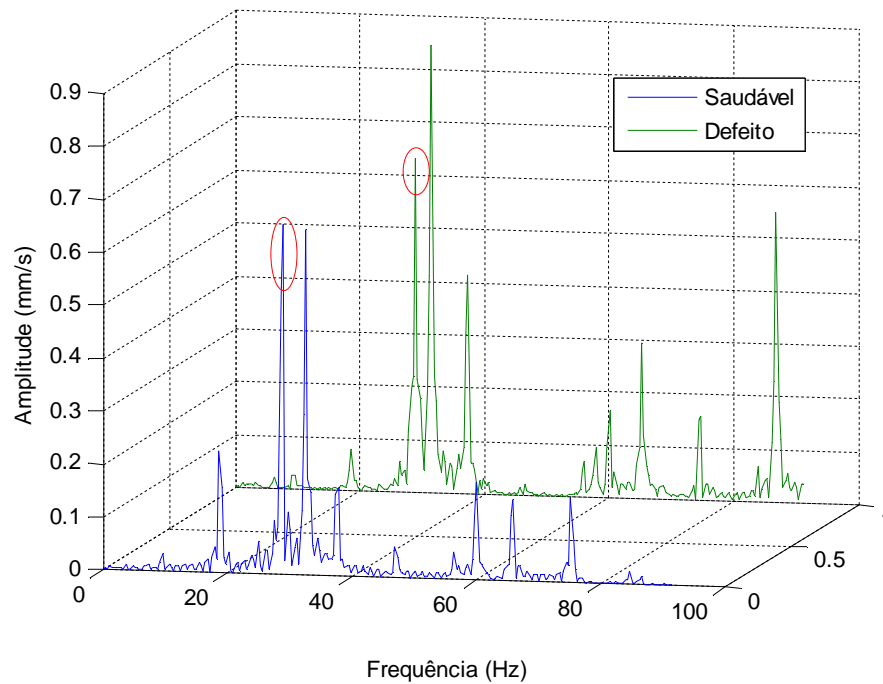


Fig. 4.36 - Comparação de espectros de vibração para polia saudável e excêntrica (~ 0.4 mm).

Fonte: autor.

4.3.3.3 Desalinhamento entre máquinas

O desalinhamento é uma das perturbações de maior efeito na redução da vida útil de MIs e acontece nos dois tipos de sistema de acoplamento. No caso do acoplamento por correias, o desalinhamento afeta em menor grau a severidade de defeito no funcionamento do MI e não serão tratados neste trabalho. Porém, para o caso do sistema com acoplamento direto, a tolerância para os desalinhamentos paralelo e angular são muito pequenas, geralmente admitindo, para uma condição adequada de funcionamento, limites que variam de um até três décimos de milímetro. A necessidade de profissionais habilitados e instrumentos desenvolvidos para esse fim específico, como mostrado na Fig. 4.37, são frequentemente requeridos na indústria com o propósito de reduzir os efeitos originados por esse tipo de perturbação.

Na Fig. 4.38 mostra-se o registro do acompanhamento da inserção de desalinhamento entre eixos do MI e do Gerador CC na BA2. Cabe ressaltar o

incremento na vibração global (VIBGLOB), na frequência característica da potência total na frequência de rotação (PR1) e no valor global da potência total até 100 Hz (P100).

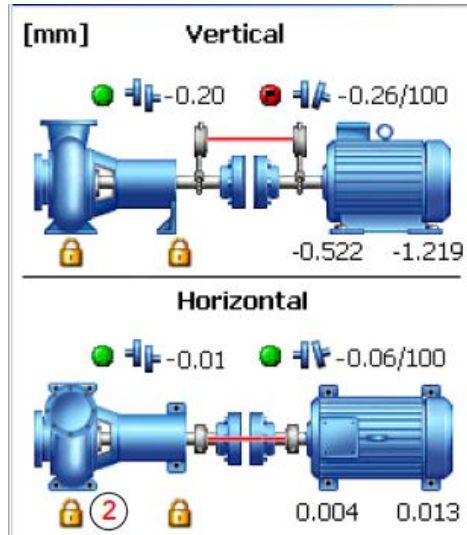


Fig. 4.37 - Correção dos desalinhamentos paralelo e angular.

Fonte: Leonova, *SPM Instruments*.

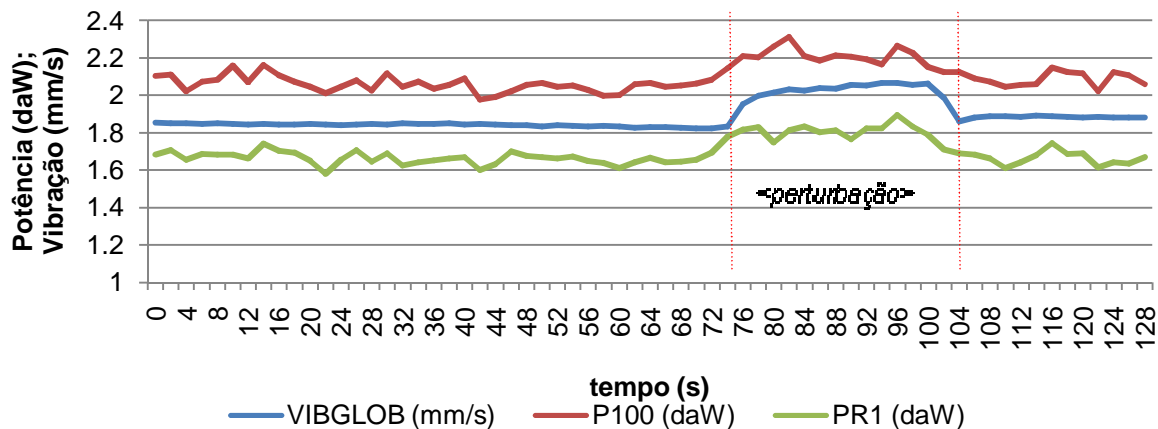


Fig. 4.38 - Registro de dados para vibração global e oscilação de potência característica para desalinhamento.

Fonte: autor.

O valor da P100 foi adotado, na busca de um valor global que reflita os defeitos mecânicos em baixa frequência (até 100 Hz) em analogia à consideração do critério de severidade de vibrações (ISO 2372) que considera a vibração global na faixa de

frequência até um (1) quilohertz. A adoção de um valor global é sempre interessante, pois economiza tempo de processamento e análise de sinais.

4.3.3.4 Desbalanceamento do rotor

A perturbação proveniente do desbalanceamento mecânico ocorre, normalmente devido a deformações permanentes e empenamento do eixo do rotor do MI. Um fato comum é o desbalanceamento do conjunto rotativo advindo de montagens inadequadas que não consideram a distribuição uniforme de massa de material em relação ao centro do eixo como, por exemplo, a falta de compensação de material de chavetas e dispositivos de fixação e transferência de torque do eixo do motor ao acoplamento (polias ou acoplamentos). Para se evitar a questão do desbalanceamento, normalmente, se realiza o balanceamento dinâmico dos rotores dos MIs, desmontados e retirados do estator, em balanceadoras de pedestais, montados com seus dispositivos de acoplamento, chavetas, polias e outros.

A estabilidade térmica dos rotores de MIs ao longo da vida útil, é um fator importante na variação do desbalanceamento, ou seja, quanto os rotores deformam quando da alteração da temperatura de serviço. Um desbalanceamento específico típico de um rotor de MI girando a 1750 RPM, com uma massa de desbalanceamento de 10 gramas, posicionada a 43 milímetros do centro do eixo, proporciona uma força centrífuga de 14.4 newtons (~1.5 kgf). Por meio da Eq. (4.6), de acordo com o manual da *Balanceadora Schenk*, pode-se determinar o máximo valor do desbalanceamento residual para o conjunto rotativo rotórico do MI utilizado nas bases de acoplamento.

$$D_R = \frac{G * M_{CR}}{N_R * D_C} * 10^4 [g] \quad (4.6)$$

Onde: D_R é o máximo valor do desbalanceamento residual permitido, G é o grau de qualidade de balanceamento, M_{CR} é a massa do conjunto rotativo em quilogramas,

N_R é a velocidade de rotação em RPM e, D_C é o diâmetro disponível para correção do desbalanceamento.

Considerando um grau de qualidade de balanceamento $G2.5$ para o rotor do MI do protótipo, que possui uma massa rotativa de 4 quilogramas, velocidade de rotação de 1750 RPM e diâmetro de correção de 86 milímetros obtém-se um valor de desbalanceamento residual máximo de 0.7 gramas. A operação de balanceamento, geralmente, garante desbalanceamentos residuais em rotores de MIs abaixo de uma grama.

Levando em consideração o desbalanceamento residual máximo, é de se esperar que, para uma perturbação de 10 gramas, ou seja, dez vezes o desbalanceamento residual máximo, as técnicas aplicadas de detecção de defeitos tenham uma resposta positiva.

Na Fig. 4.39 mostra-se o resultado do monitoramento de desbalanceamento do rotor do MI da BA1 para um desbalanceamento de 10 gramas, posicionado a 23 milímetros de raio. Os valores base para o eixo vertical são 1 mm/s para a vibração e 10 watts para as potências (P100 e PC1).

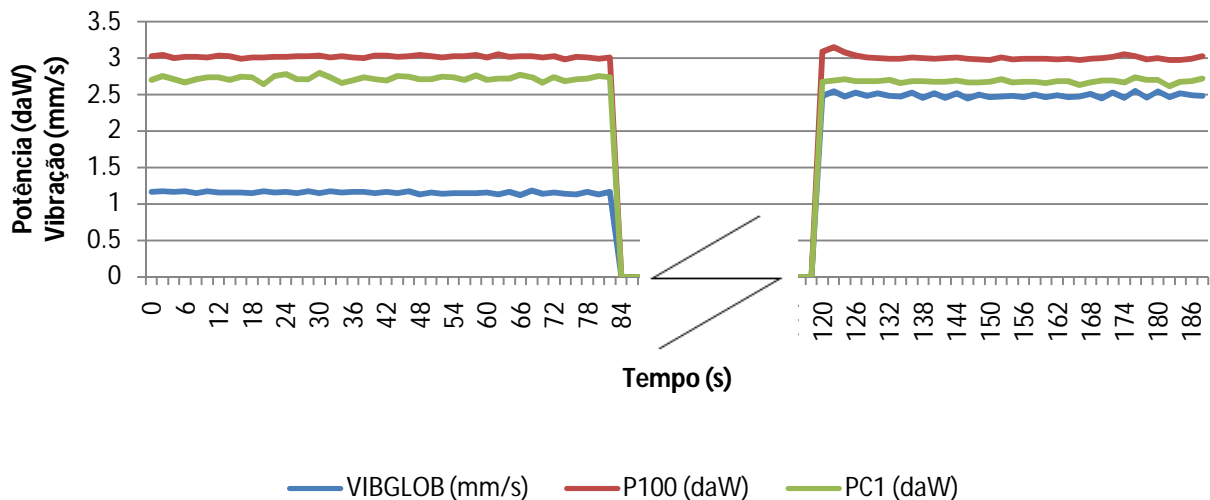


Fig. 4.39 - Desbalanceamento de 10 x 43 (gramas x milímetros) em BA1.

Fonte: autor.

Em termos comparativos, a única técnica que se mostrou eficiente na detecção da perturbação foi a medição da vibração mecânica, que ofereceu uma variação de,

aproximadamente, o dobro do nível global de vibração (1.2 para 2.7 mm/s) para o desbalanceamento realizado.

Cabe ressaltar que, para o caso do acoplamento por correias da BA1, a liberdade de oscilação do rotor com relação ao estator é muito pequena, devido, principalmente à força de tração que a correia exerce na polias do motor e gerador (carga). Logo, o resultado obtido permite concluir que a oscilação da potência, tanto na frequência de rotação do rotor do MI como no valor global até 100 hertz (P100) é muito pequena, quando comparada com o valor de vibração mecânica, para que a mesma possa ser utilizada na detecção de desbalanceamento do rotor do MI quando do acoplamento por correias.

Na Fig. 4.40 mostra-se o resultado do monitoramento de desbalanceamento do rotor do MI da BA2 para um desbalanceamento de 10 gramas, posicionado a 33 milímetros de raio. Os valores base para o eixo vertical são 1 mm/s para a vibração e 10 watts para as potências (P100 e PR1).

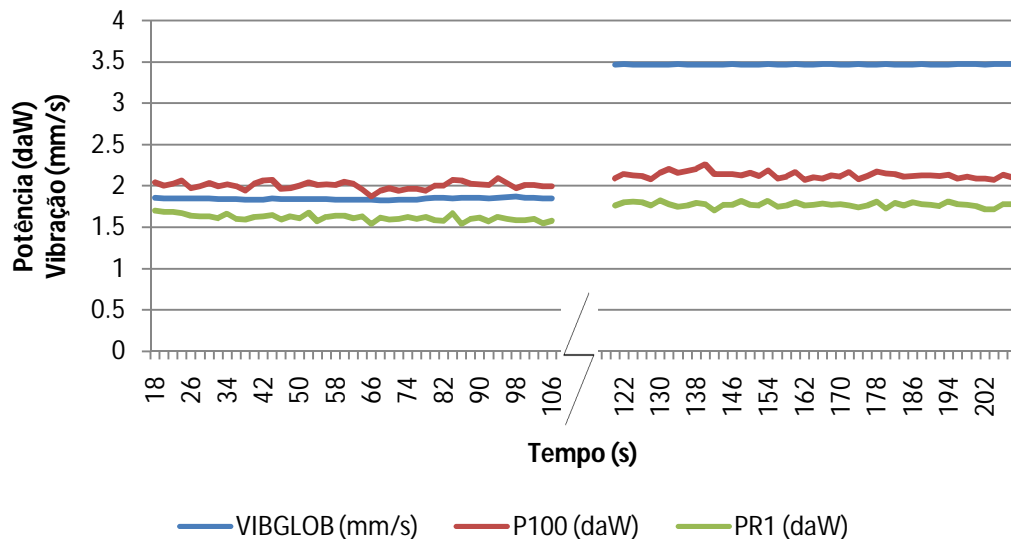


Fig. 4.40 - Desbalanceamento de 10 x 33 (gramas x milímetros) em BA2.

Fonte: autor.

Em termos comparativos, para o acoplamento direto, a vibração continua sendo uma grandeza mais sensível as variações de balanceamento. Entretanto, a oscilação da potência para esse caso, também sofreu uma pequena alteração (~5%).

É importante ressaltar que, para o acoplamento direto, os sistemas de acoplamento dispõem de elementos elásticos e dispositivos de absorção do desalinhamento residual radial e axial e, esse fator coopera para que se tenha uma maior liberdade de movimentação dinâmica entre rotor e estator do MI, tornando a oscilação de potência um indicador desse tipo de anomalia. Cabe ainda observar que, para pequenas deformações, apenas a alteração do nível de vibração mecânica consegue mostrar o efeito da perturbação.

4.4 SISTEMA DETECTOR DE DEFEITOS FUZZY

O Sistema Detector de Defeitos Fuzzy (DDF) proposto para monitoramento do MI de 1 cv em estudo foi desenvolvido com o toolbox do *Matlab*. Para os ajustes iniciais do DDF, que objetiva a indicação dos graus de severidade de natureza elétrica, mecânica e térmica, escolheu-se a BA1 que será testada com a inserção das seguintes perturbações:

- Desequilíbrio de tensões de 2%, 3% e 4%;
- Curto entre espiras de 6, 12 e 24 espiras;
- Obstrução do sistema de ventilação do MI;
- Substituição da correia de transmissão;
- Substituição da polia do gerador.

O DDF proposto é do tipo Mamdani, tem 7 entradas, 3 saídas, 29 regras de inferência e utiliza como método de defuzzificação o Centro de Áreas (Centróide).

4.4.1 Variáveis Linguísticas de Entrada e Saída para o DDF

Para a detecção do desequilíbrio de tensões, a frequência característica da potência instantânea (P120) será monitorada. Três funções de pertinência, ou do termo em

inglês, *Membership Function* (MF), foram utilizadas para cobrir a escala de variação desta variável. A MF1 descreve a variável linguística P120, com valor pequeno (P) e está ajustado para descrever desequilíbrios até, aproximadamente, 1.5%, a MF2 está ajustada para valores médios (M) de desequilíbrio (de 1.5% até 2%) e a MF3 está ajustada para valores de desequilíbrio considerados grandes (G) (>2%). Na Fig. 4.41, mostram-se as funções para essa variável.

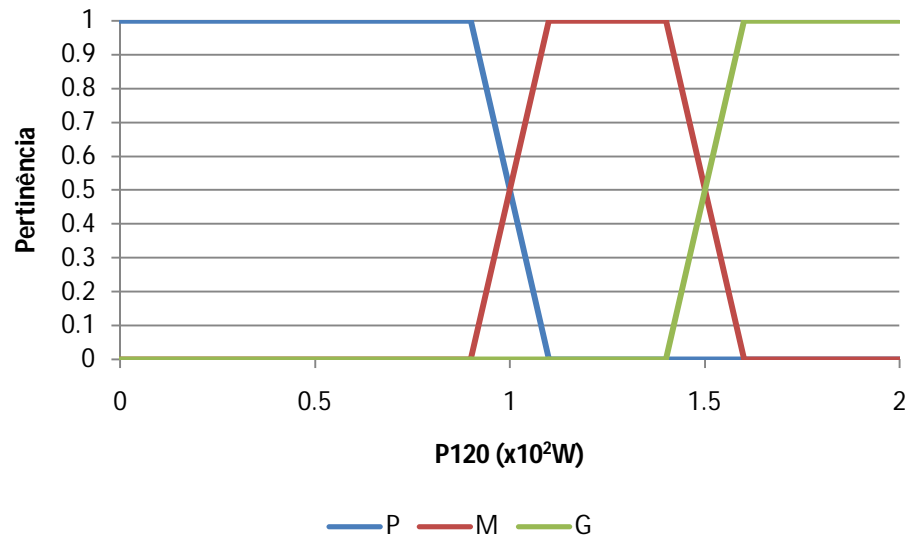


Fig. 4.41 - Variável de entrada P120 do sistema DDF.

Fonte: autor.

Para a detecção da oscilação mecânica, será utilizado o monitoramento do valor global da oscilação da potência instantânea até a frequência de 100 Hz (P100). Três funções de pertinência foram utilizadas sendo classificadas em nível de perturbação pequena (P), média (M) e grande (G). Na Fig. 4.42, mostram-se as funções para essa variável.

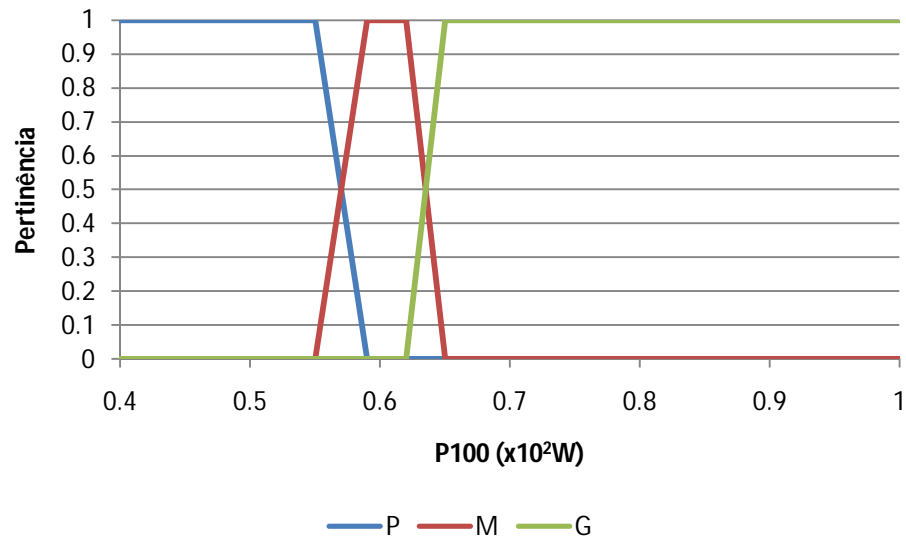


Fig. 4.42 - Variável de entrada P100 do sistema DDF.

Fonte: autor.

Com o propósito da detecção da perturbação do curto entre espiras, serão utilizadas as variações da condutância (G) e do escorregamento unitário (su), com um atraso nas integrações no intervalo de dois segundos. Mostram-se nas Fig. 4.43 e 4.44 as funções de pertinência para essas variáveis onde, simplesmente, foram consideradas variações negativas (N) e positivas (P).

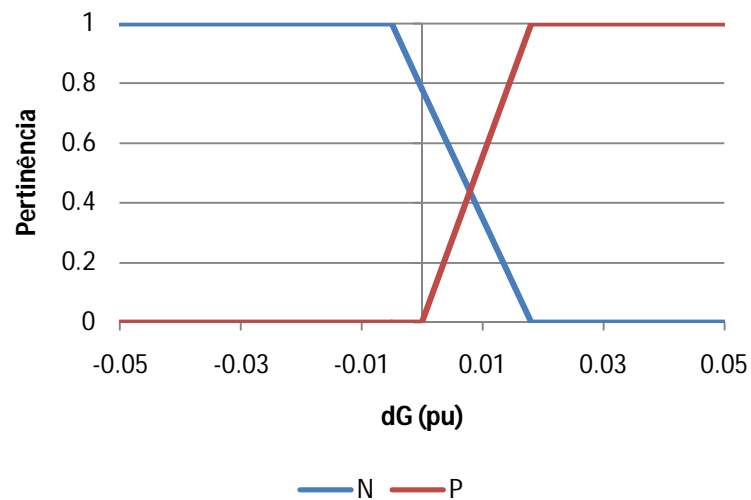


Fig. 4.43- Variável de entrada dG para o DDF.

Fonte: autor.

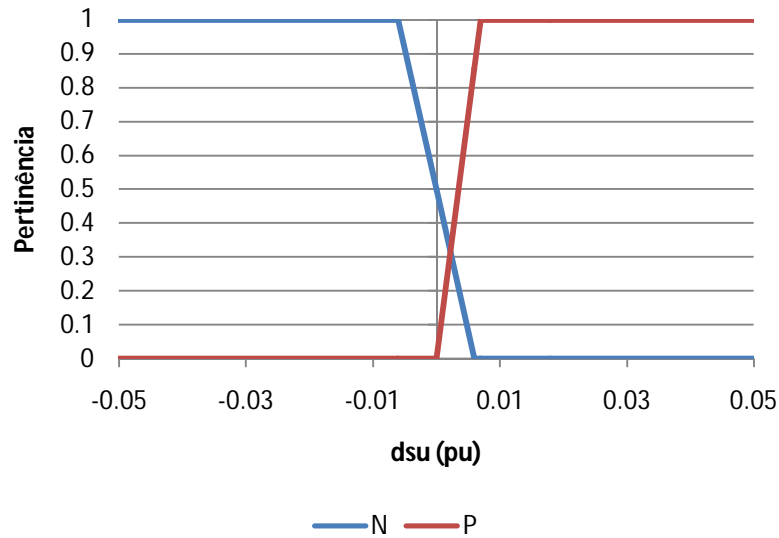


Fig. 4.44- Variável de entrada dsu para o DDF.

Fonte: autor.

Para a detecção da sobrecarga térmica será utilizada a relação entre su e G , que se apresenta, praticamente linear, para o caso em estudo. O coeficiente linear da reta de G em função de su se altera quando da variação da temperatura e, essa característica será utilizada para o acompanhamento da *imagem térmica global* (ITG) do MI. A variável adotada será a diferença entre o coeficiente determinado pelas medições e o coeficiente determinado pelo modelo (padrão) da RLM (dG_{sp}) para a temperatura de serviço na temperatura ambiente de 25°C , que resultou em 65°C .

Cabe salientar a necessidade de um ajuste de compensação ou *offset* para as variações de temperatura ambiente que deverá ser medida nas proximidades da máquina. As funções de pertinência para a variável dG_{sp} são mostradas na Fig. 4.45. Sendo definidas as variáveis linguísticas MN, muito negativa, N, negativa, Z, zero e P, como variação positiva de dG_{sp} .

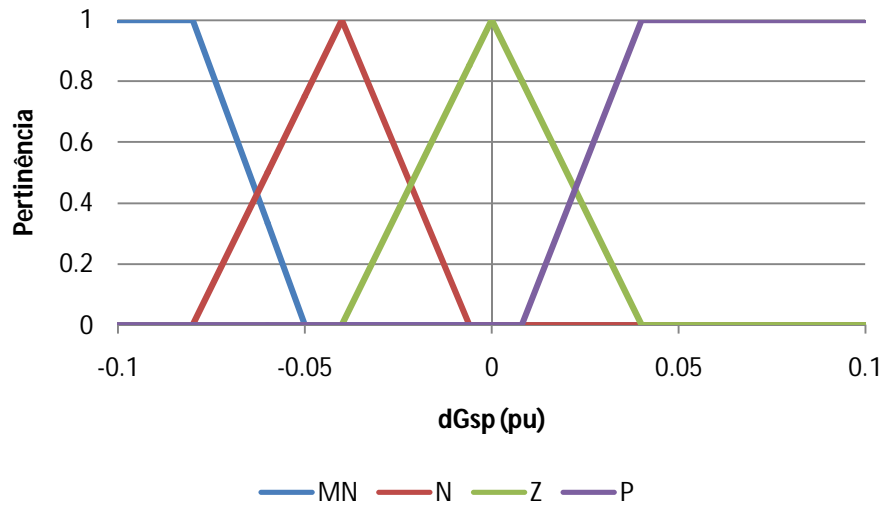


Fig. 4.45- Variável de entrada dG_{sp} para o DDF.

Fonte: autor.

Ressalta-se ainda que, com relação à sobrecarga térmica, foi necessária a utilização de uma variável para indicar a tendência da variação da temperatura, ou ainda, o efeito temporizado do aquecimento. Utilizou-se, dentro de um intervalo de registro de dois minutos, a diferença entre as médias do segundo e do primeiro minutos registrados. Mostra-se na Fig. 4.46 as funções de pertinência da variável dG_{st} considerada.

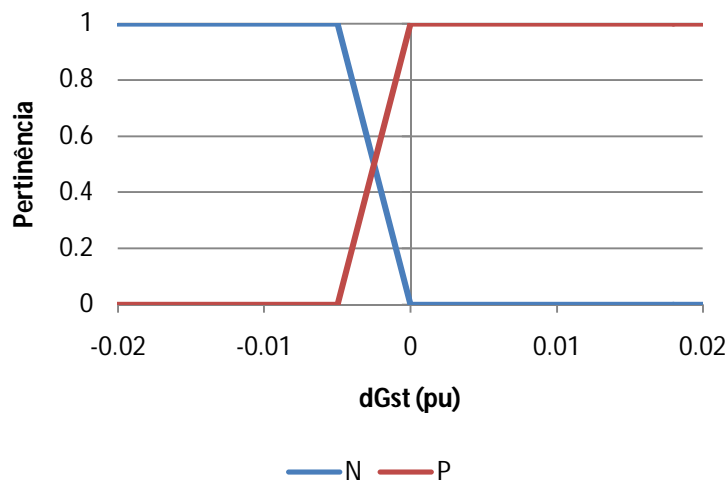


Fig. 4.46- Variável de entrada dG_{st} para o DDF.

Fonte: autor.

Ainda com relação às variáveis de entrada, o nível do efeito resultante da oscilação da potência, até 100 hertz, é influenciado pelo carregamento do MI. Com o propósito de considerar esse efeito foi utilizado o acompanhamento do escorregamento unitário que é uma imagem fiel do carregamento do MI. As funções de pertinência para a variável s_u são mostradas na Fig. 4.47 onde as variáveis linguísticas para s_u são, baixo (B), médio (M) e alto (A).

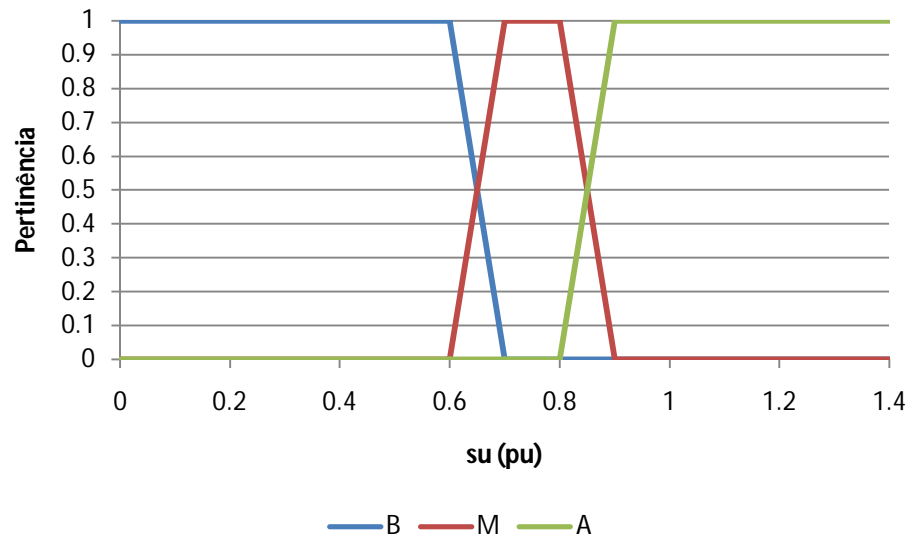


Fig. 4.47- Variável de entrada s_u para o DDF.

Fonte: autor.

As variáveis de saída do DDF proposto são os graus de severidade elétrico (GSE), térmico (GST) e mecânico transferidos pela oscilação do rotor (GSR). Foram escolhidas funções de pertinência idênticas para as três variáveis de saída e escolheram-se faixas de variação que, de maneira forçada, determinassem os graus de severidade: BOM, MODERADO e GRAVE.

Cabe salientar que o grau considerado BOM é o adequado para o funcionamento, o grau MODERADO deve servir de alerta e o grau GRAVE deve indicar uma verificação e intervenção efetiva para evitar maiores problemas ao maquinário. Na Fig. 4.48 mostram-se as funções de pertinência para os graus de severidade de saída do sistema proposto.

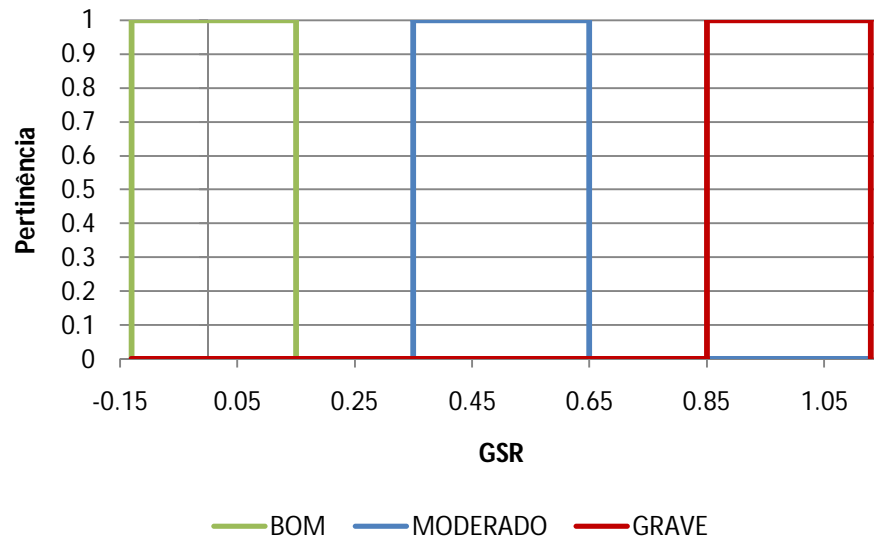


Fig. 4.48- Variável de saída GSR para o DDF.

Fonte: autor.

4.4.2 Regras de Inferência para o DDF

Para o ajuste da saída do DDF proposto foram utilizadas as regras de inferência mostradas na Tab. 4.13.

Tab. 4.13 - Regras de Inferência para o DDF

Regra	Antecedente	Consequente
1	Se <dG é N> e <dsu é N> e <P120 é P>	GSE é BOM
2	Se <dG é N> e <dsu é P> e <P120 é P>	GSE é BOM
3	Se <dG é P> e <dsu é N> e <P120 é P>	GSE é GRAVE
4	Se <dG é P> e <dsu é P> e <P120 é P>	GSE é BOM
5	Se <dG é N> e <dsu é N> e <P120 é M>	GSE é MODERADO
6	Se <dG é N> e <dsu é N> e <P120 é G>	GSE é GRAVE
7	Se <dG é N> e <dsu é P> e <P120 é M>	GSE é MODERADO
8	Se <dG é N> e <dsu é P> e <P120 é G>	GSE é GRAVE
9	Se <dG é P> e <dsu é N> e <P120 é M>	GSE é GRAVE
10	Se <dG é P> e <dsu é N> e <P120 é G>	GSE é GRAVE
11	Se <dG é P> e <dsu é P> e <P120 é M>	GSE é MODERADO
12	Se <dG é P> e <dsu é P> e <P120 é G>	GSE é GRAVE

13	Se <dGsp é MN> e <dGst é N>	GST é GRAVE
14	Se <dGsp é MN> e <dGst é P>	GST é GRAVE
15	Se <dGsp é N> e <dGst é N>	GST é GRAVE
16	Se <dGsp é N> e <dGst é P>	GST é MODERADO
17	Se <dGsp é Z> e <dGst é N>	GST é BOM
18	Se <dGsp é Z> e <dGst é P>	GST é BOM
19	Se <dGsp é P> e <dGst é N>	GST é BOM
20	Se <dGsp é P> e <dGst é P>	GST é BOM
21	Se <P100 é P> e <su é A>	GSR é BOM
22	Se <P100 é M> e <su é A>	GSR é MODERADO
23	Se <P100 é G> e <su é A>	GSR é GRAVE
24	Se <P100 é P> e <su é M>	GSR é BOM
25	Se <P100 é M> e <su é M>	GSR é MODERADO
26	Se <P100 é G> e <su é M>	GSR é GRAVE
27	Se <P100 é P> e <su é B>	GSR é BOM
28	Se <P100 é M> e <su é B>	GSR é BOM
29	Se <P100 é G> e <su é B>	GSR é GRAVE

Fonte: autor.

4.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Esta seção teve como objetivo principal esclarecer as principais características dos recursos materiais utilizados na implementação e, também, aspectos relevantes do método utilizado para implementação do sistema DDF proposto para o monitoramento da condição do MI componente da BA1.

Cabe ressaltar que, para MIs de características diferentes, é necessário a implementação dos ajustes necessários nas funções de pertinência do DDF proposto, de acordo com os dados de placa do motor e com o levantamento experimental do comportamento do mesmo.

A próxima seção será dedicada à análise dos resultados para algumas perturbações relevantes na característica de funcionamento do MI.

5 ANÁLISE DOS RESULTADOS

5.1 INTRODUÇÃO

Nesta seção se realizará a análise dos resultados obtidos para o sistema DDF proposto, quando do monitoramento do MI da BA1, para as seguintes perturbações:

- Desequilíbrio de Tensões;
- Curto entre espiras;
- Obstrução total da ventilação do MI;
- Substituição de correias;
- Excentricidade de polias.

É importante observar que, nos transitórios de variação de carga, para cada variação de escorregamento, proporcionalmente, tem-se uma alteração na potência de entrada e, conseqüentemente, na condutância. Nas Fig. 5.1 e Fig. 5.2 mostram-se, respectivamente, a entrada e saída das variáveis para o sistema DDF proposto para alterações de 50% para 75% e de 75% para 100% de carga.

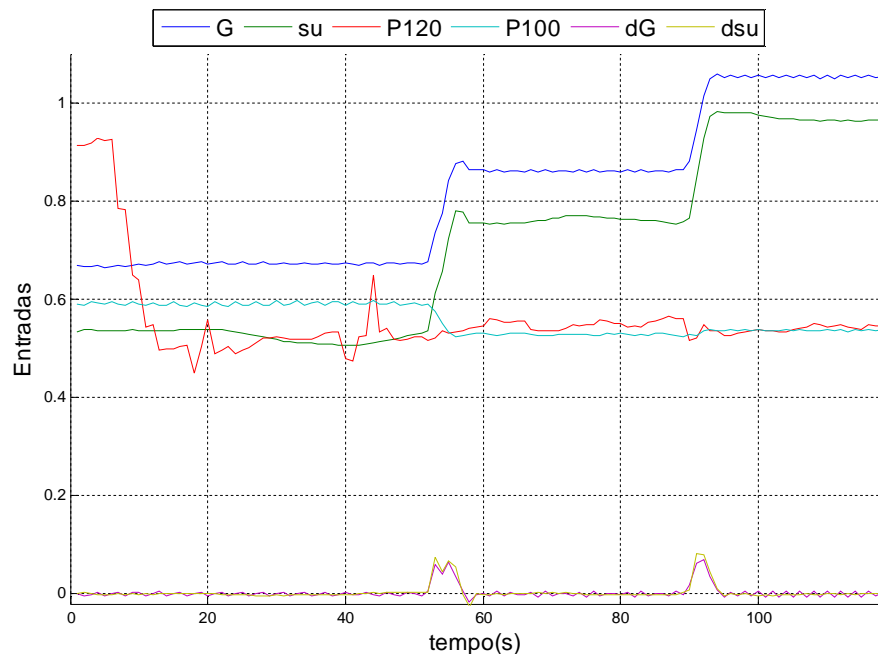


Fig. 5.1 - Variáveis de entrada para o DDF: variações normais de carga.

Fonte: autor.

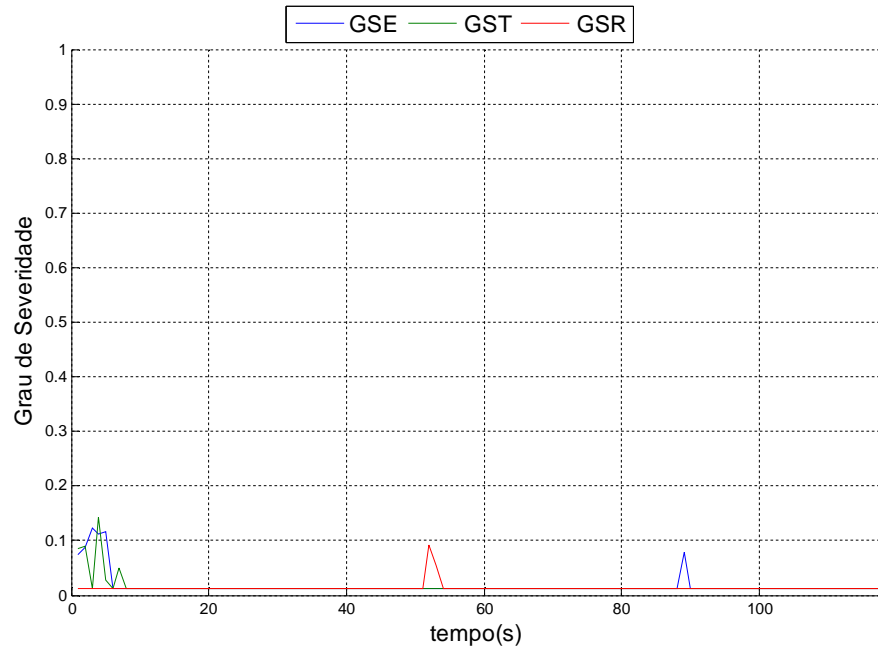


Fig. 5.2 - Variáveis de saída para o DDF: variações normais de carga.

Fonte: autor.

Cabe ressaltar que os graus de severidade obtidos tiveram picos muito pequenos, apenas nos transitórios e podem ser considerados desprezíveis para essa situação. Todos os graus de severidade resultaram na saída GS= “BOM”.

Estes resultados de severidade foram obtidos para valores médios de temperatura de serviço (T_s) igual a 55.22 °C, FDU de 0.8% e vibração global de 2.04 mm/s que são consideradas condições normais de operação.

Vários experimentos foram replicados, com incremento e decremento de carga, e os resultados obtidos para essa condição normal de operação foram considerados satisfatórios.

5.2 DESEQUILÍBRIO DE TENSÕES

Esta seção tem o objetivo principal de analisar a capacidade do DDF em detectar desequilíbrios de tensões da rede, perturbação que altera significativamente a temperatura de funcionamento, eficiência energética e vida útil do MI.

Na Fig. 5.3 observam-se os valores de entrada para o DDF em quatro condições diferentes de desequilíbrio: muito pequeno (~ 0), em torno de 1%, 2% e 3%. Esses dados foram obtidos para valor médios de $T_s = 56.64^\circ\text{C}$ e de uma vibração global de 1.76 mm/s.

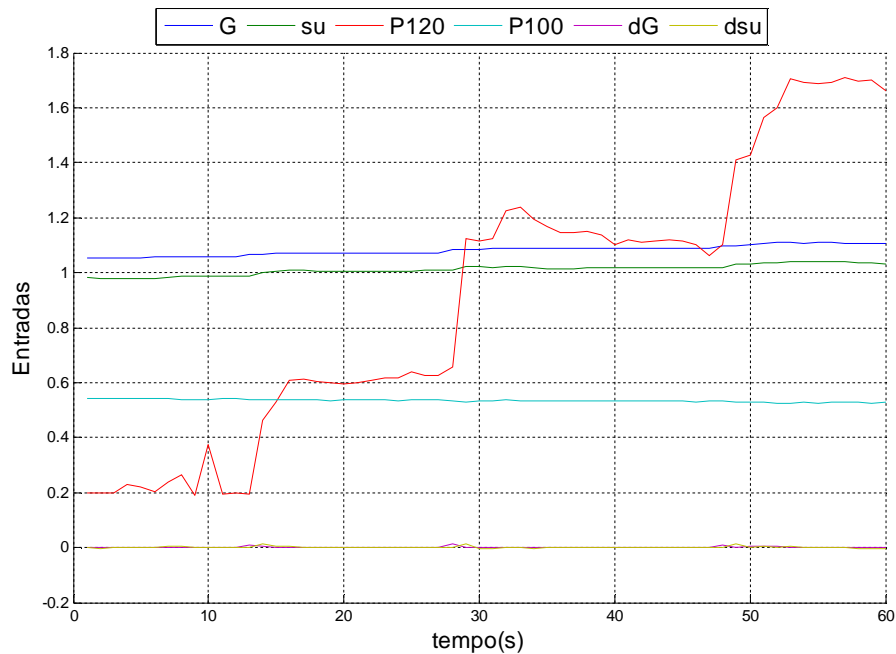


Fig. 5.3 - Variáveis de entrada para o DDF: desequilíbrio de tensões.

Fonte: autor.

Na Fig. 5.4 mostra-se a saída do DDF para essa condição. É importante observar que a única variável de saída ativada pelas regras foi o GSE que resultou no grau BOM para desequilíbrios até 1.5%, MODERADO para desequilíbrios entre 1.5 e 2.5% e GSE = GRAVE para valores acima de 2.5%.

Cabe salientar que vários experimentos foram replicados, em condições de carregamento e temperaturas de serviço diferentes e, os resultados obtidos foram satisfatórios.

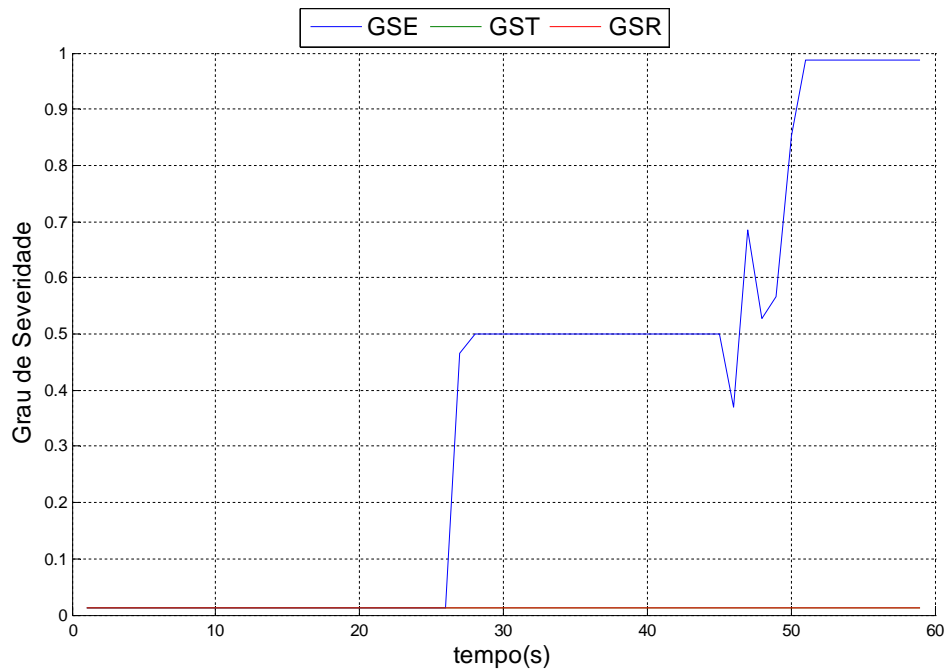


Fig. 5.4 - Variáveis de saída para o DDF: desequilíbrio de tensões.

Fonte: autor.

5.3 CURTO ENTRE ESPIRAS

Esta seção tem o objetivo principal de analisar a capacidade do DDF em detectar curto entre espiras provenientes de baixo isolamento. Esta perturbação provoca danos muitas vezes irreversíveis, mesmo após a recuperação do MI. Quando um pequeno curto entre espiras não é detectado com antecedência, gera um grande incremento de temperatura na região de curto que, sobrecarrega de forma localizada uma região de isolamento entre bobinas ou com relação ao núcleo, levando aos conhecidos curtos fase-terra e/ou fase-fase. O maior problema na recuperação do MI é o depósito de cobre fundido junto com o aço silício do núcleo sem a perda de capacidade magnética do núcleo.

Na Fig. 5.5 observam-se os valores de entrada para o DDF em três condições diferentes de curto entre espiras: 24 espiras, 12 espiras e 6 espiras. Esses dados foram obtidos para valor médios de $T_s = 59.44^\circ\text{C}$ e de uma vibração global de 2.02 mm/s. Também é fato importante que o sistema de monitoramento fica sujeito às oscilações

da rede e para o intervalo de análise considerado, 120 s, algumas perturbações provenientes de alterações das tensões da rede são inevitáveis. Este fato fica evidenciado através da observação da variável de entrada P_{120} .

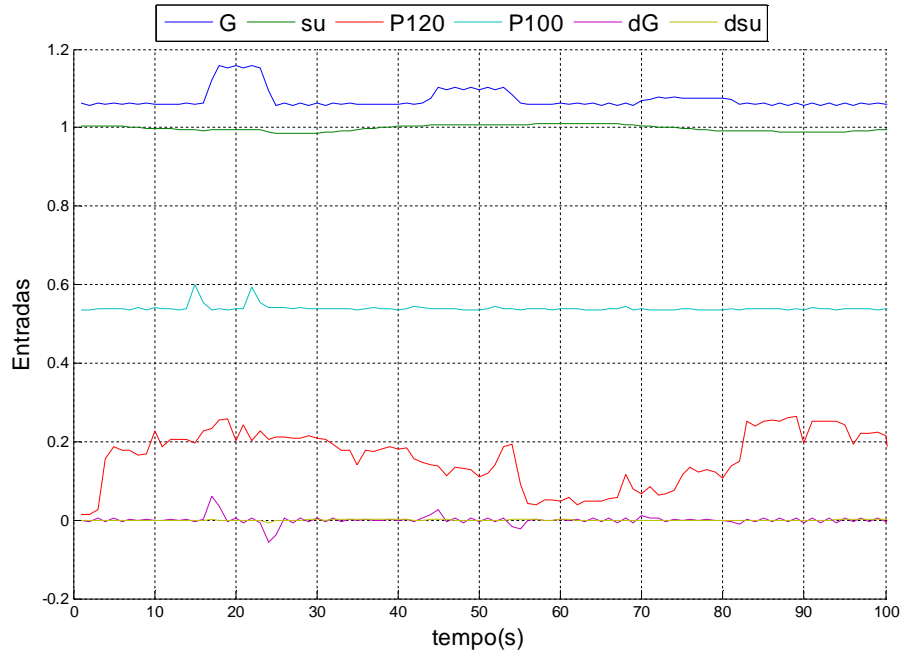


Fig. 5.5 - Variáveis de entrada para o DDF: curto entre espiras.

Fonte: autor.

Observa-se também que, o curto inserido é em apenas uma fase do MI e P_{120} não demonstra relacionar o desequilíbrio existente na intensidade das correntes das três fases. É possível que, de acordo com os níveis de tensão da rede, um pequeno desequilíbrio entre as correntes reduza a intensidade de P_{120} .

Na Fig. 5.6 mostra-se a saída do DDF para essa condição. Obviamente, a temperatura de serviço não é influenciada devido ao pequeno tempo de exposição ao curto.

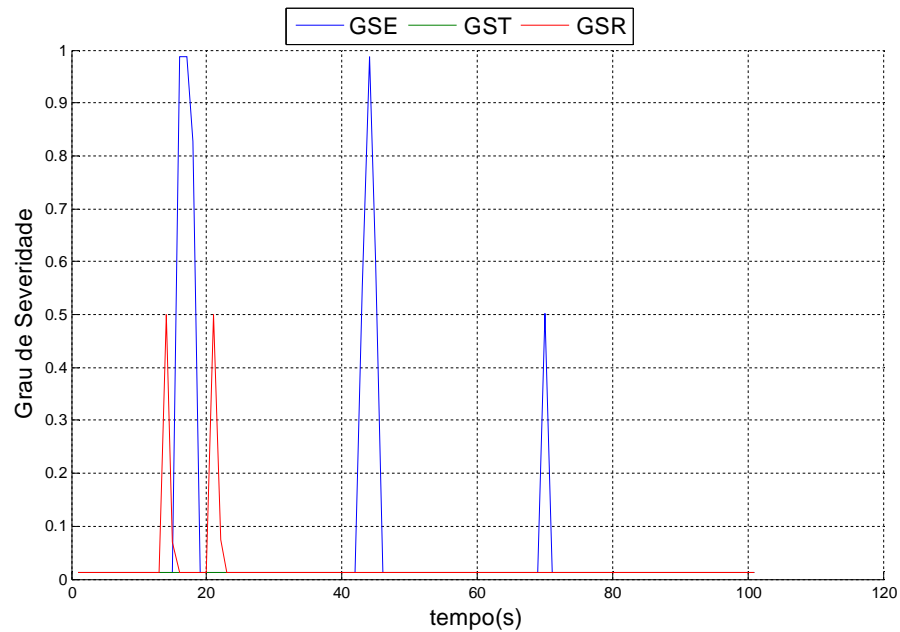


Fig. 5.6 - Variáveis de saída para o DDF: curto entre espiras.

Fonte: autor.

É importante observar que as variáveis de saída ativadas pelas regras foram o GSE e o GSR. Obviamente, qualquer curto entre espiras se configura numa condição relevante de defeito e o GSE de saída resultou, para o menor nível de curto (6 espiras), uma saída GSE= MODERADO. Essa saída pode ser alterada para GSE= GRAVE por meio da mudança das regras de inferência, por hora, optou-se por manter a saída como está para efeito da observação da sensibilidade do método de detecção pela variação da condutância. O GSR resultou na saída GSR = MODERADO somente para a o curto de 24 espiras, fato que revela a magnitude da oscilação da potência para esse nível de perturbação. A Fig. 5.7 mostra o detalhe do valor global de oscilação P100 e a correspondente ativação de GSR para as condições de curto.

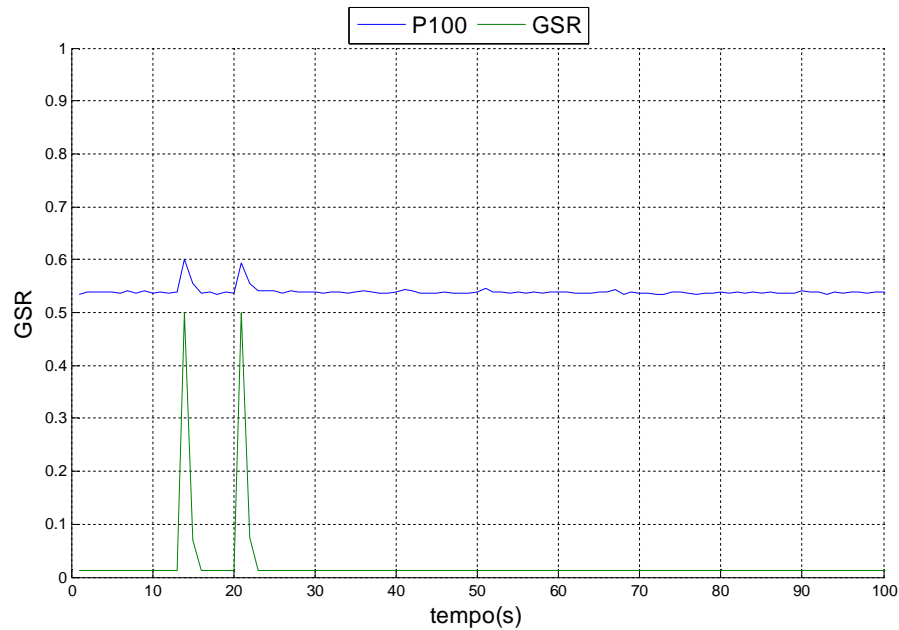


Fig. 5.7 - Variáveis de entrada P100 e GSR correspondente para o DDF.

Fonte: autor.

Cabe salientar que vários experimentos, nestas condições de curto, foram replicados, em condições de carregamento e temperaturas de serviço diferentes e, os resultados obtidos foram satisfatórios.

5.4 OBSTRUÇÃO DA VENTILAÇÃO DO MI

O principal objetivo desta seção é verificar a capacidade do DDF na inferência da condição térmica do MI sem a necessidade da utilização de sondas térmicas, através das variações e relações entre a condutância (G) e o escorregamento unitário (su).

Primeiramente, realizou-se um experimento com o MI na condição saudável e na Fig. 5.8 é possível observar os valores de entrada para o DDF para T_s , aproximadamente, igual a 60°C . Os dados mostrados foram obtidos para valores médios de $T_s = 59.81^\circ\text{C}$, $\text{FDU} = 0.13\%$ e de uma $\text{VIBGLOB} = 2.01 \text{ mm/s}$.

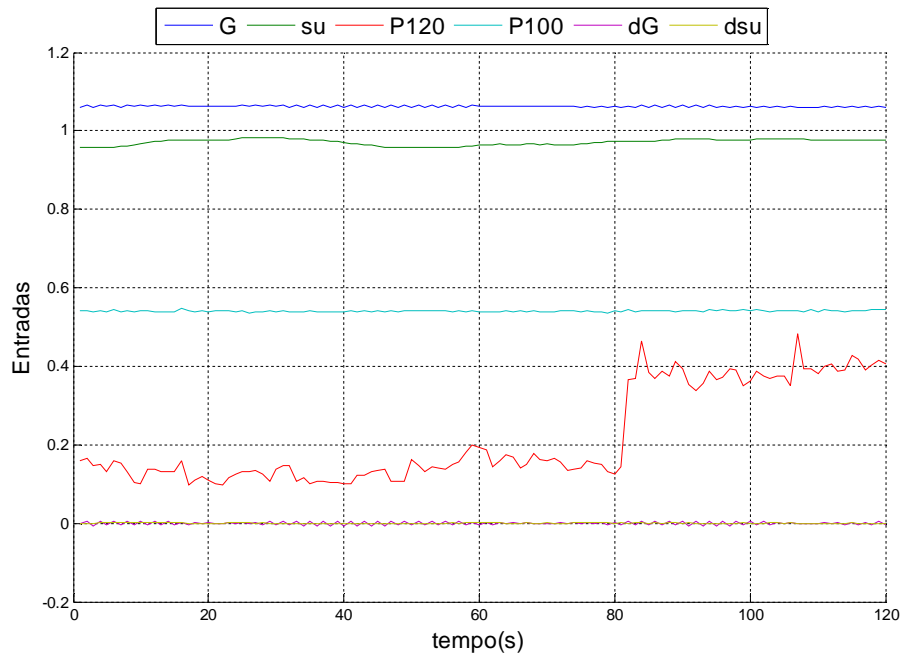


Fig. 5.8 - Variáveis de entrada para $T_s=60^\circ\text{C}$.

Fonte: autor.

Para essas condições de entrada o grau de severidade de saída do DDF permaneceu minimizado na condição de bom funcionamento.

Em seguida realizou-se a obstrução total da ventilação, por meio da colocação de uma folha de papel na entrada de ar da defletora do MI. Cabe salientar que, sem a movimentação do ar pelas aletas do estator do MI, a T_s começa a aumentar e, se o incremento de temperatura não detectado, ocasionará um defeito de isolamento no enrolamento estático e posterior falha do MI. É importante ressaltar que, a maioria dos MIs pequenos (<10 kW) utilizam ventiladores frágeis que normalmente são fabricados em polietileno e são suscetíveis a deformações, ressecamento e posterior quebras. Outro fator interveniente é a deposição de sujeira no MI como um todo, principalmente, nas entradas e saída de ventilação da tampa defletora.

Na Fig. 5.9 mostram-se as variáveis de entrada para a obstrução de ventilação do MI da BA1. Os dados mostrados foram obtidos para valores médios de $T_s = 74.9^\circ\text{C}$, $\text{FDU} = 0.16\%$ e de uma $\text{VIBGLOB} = 1.82 \text{ mm/s}$.

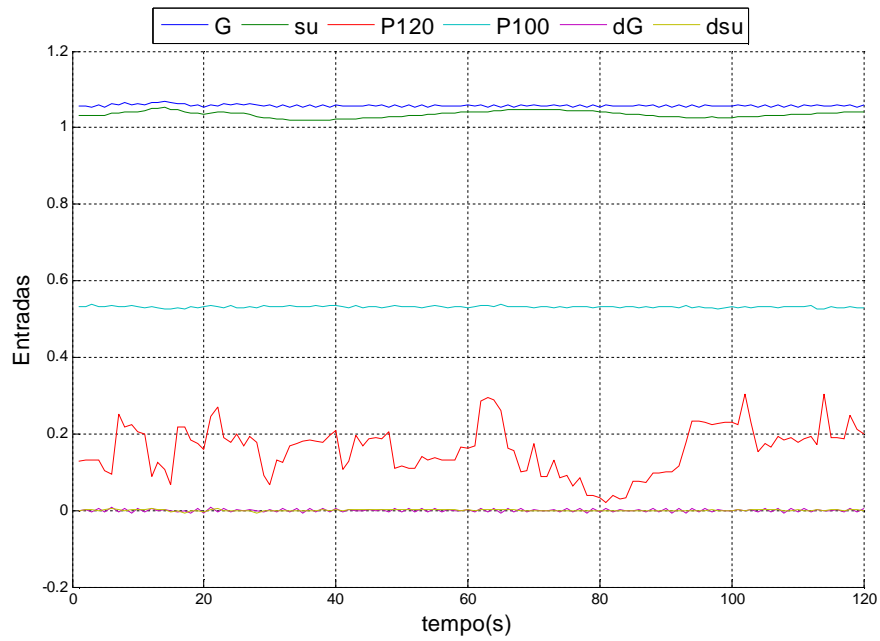


Fig. 5.9 - Variáveis de entrada para obstrução da ventilação do MI .

Fonte: autor.

Para as entradas obtidas no experimento o DDF inferiu as saídas de severidade mostradas na Fig. 5.10.

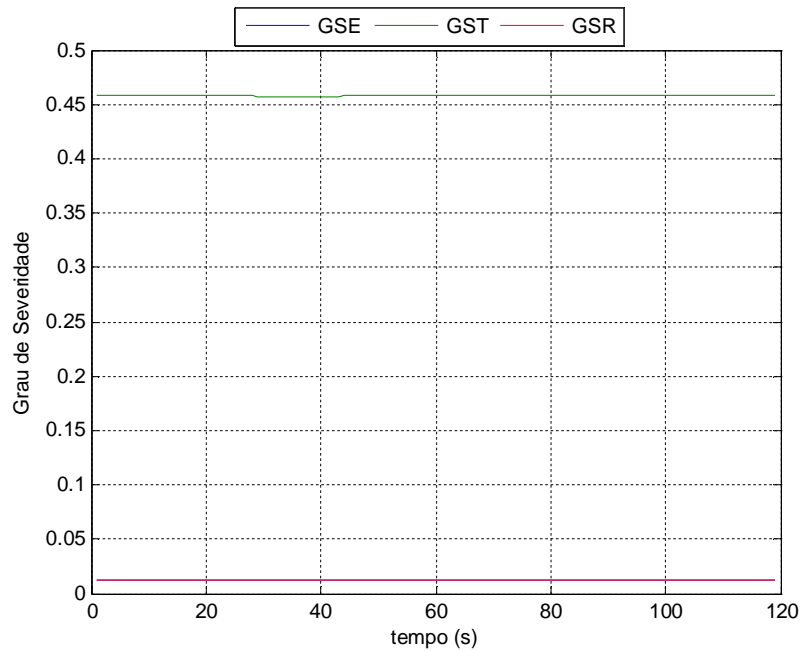


Fig. 5.10 - Variáveis de saída para obstrução da ventilação do MI .

Fonte: autor.

É importante observar que a única saída que sofreu alteração em relação à condição de bom funcionamento foi a da condição térmica, que resultou no GS moderado (GS=0.47).

5.5 MUDANÇA DA CONDIÇÃO DAS CORREIAS

O objetivo desta seção é verificar a capacidade do DDF na detecção de perturbações de origem mecânica tal como uma alteração na condição das correias de acoplamento utilizadas no experimento. Com esta finalidade, duas correias de fabricantes diferentes foram utilizadas, e o DDF foi testado com a manutenção das demais condições. Na Fig. 5.11, mostra-se as entradas do sistema para a correia Goodyear.

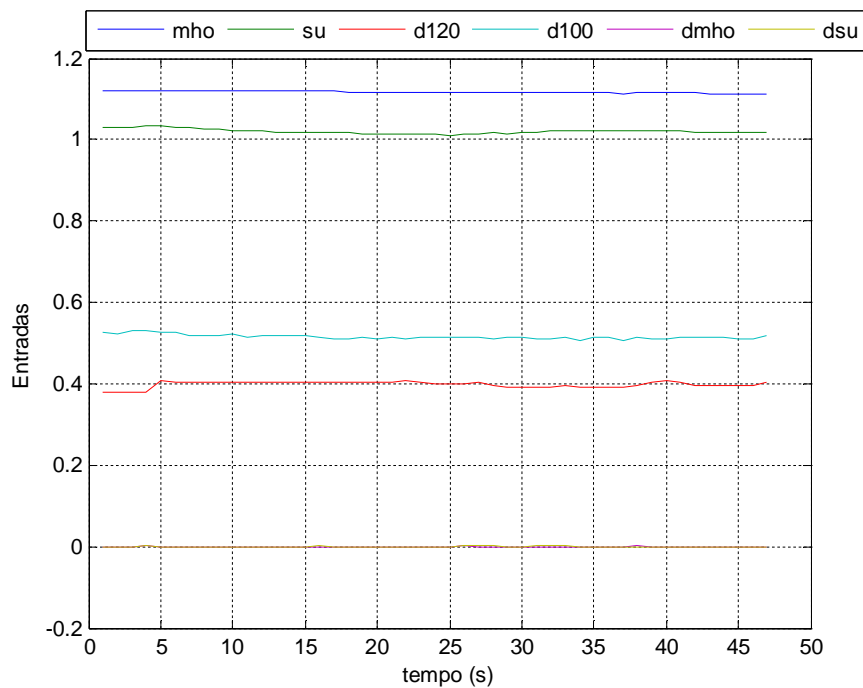


Fig. 5.11- Entradas do DDF para correia Goodyear.

Fonte: autor.

Nesta condição de funcionamento a saída do DDF não foi ativada, indicando uma condição de bom funcionamento. Na Fig. 5.12, mostra-se as entradas do sistema para a correia Balflex.

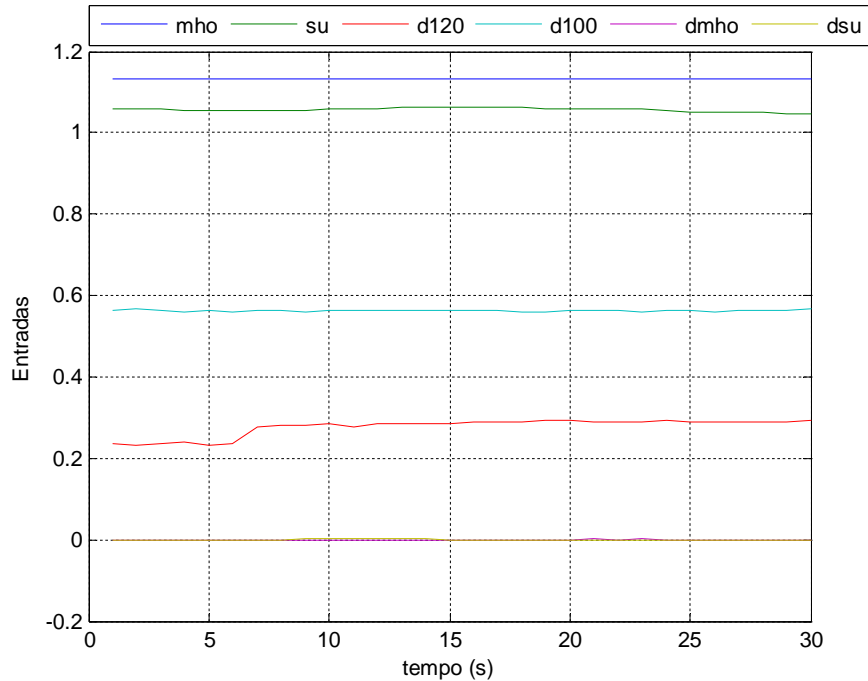


Fig. 5.12- Entradas do DDF para correia Balflex.

Fonte: autor.

Com a substituição da correia houve uma pequena alteração na condição de funcionamento do MI, evidenciada também pela alteração do nível de vibração, que provocou um aumento na oscilação da P_{100} (nível global de oscilação até a frequência de 100 Hz). Na Fig. 5.13, pode-se observar a saída do DDF que evidencia a capacidade da detecção deste tipo de perturbação.

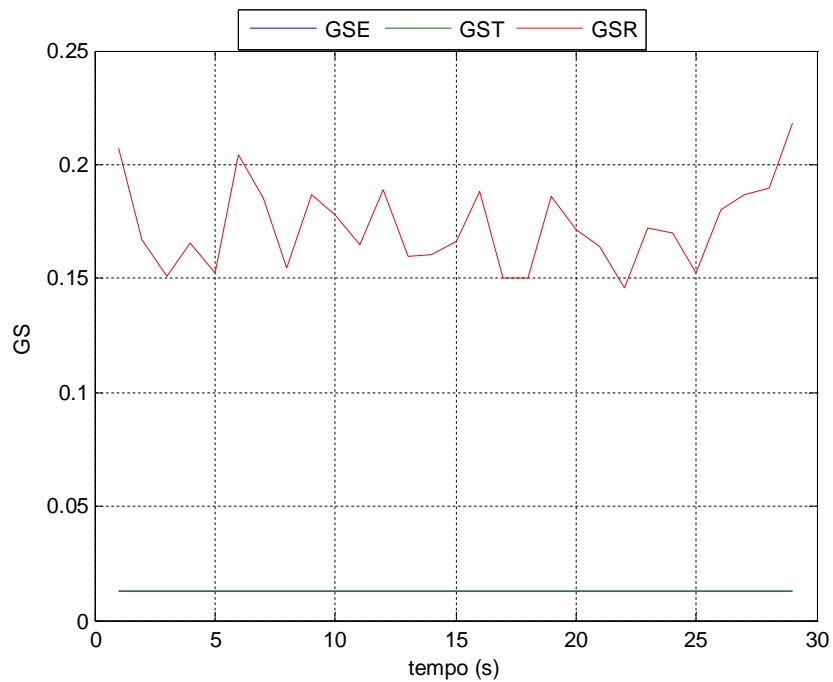


Fig. 5.13- Saída do DDF para correia Balflex.

Fonte: autor.

5.6 MUDANÇA DE POLIAS

O objetivo desta seção é verificar a capacidade do DDF na detecção de deformações nas polias utilizadas nos sistema de acoplamento. Com esta finalidade, a polia do gerador foi substituída por uma polia excêntrica (seção 4.3.2.2), e o DDF foi testado com a manutenção das demais condições.

Na Fig. 5.14, mostra-se as entradas do sistema para a polia excêntrica do gerador e na Fig. 5.15 as saída para as referidas entradas.

É importante observar que a única saída ativada no DDF foi o GSR, que detecta a anomalia de origem mecânica. A oscilação da saída pode ser suprimida com a utilização do valor média de GSR, porém, optou-se por manter a condição de monitoramento mostrando as oscilações desta saída.

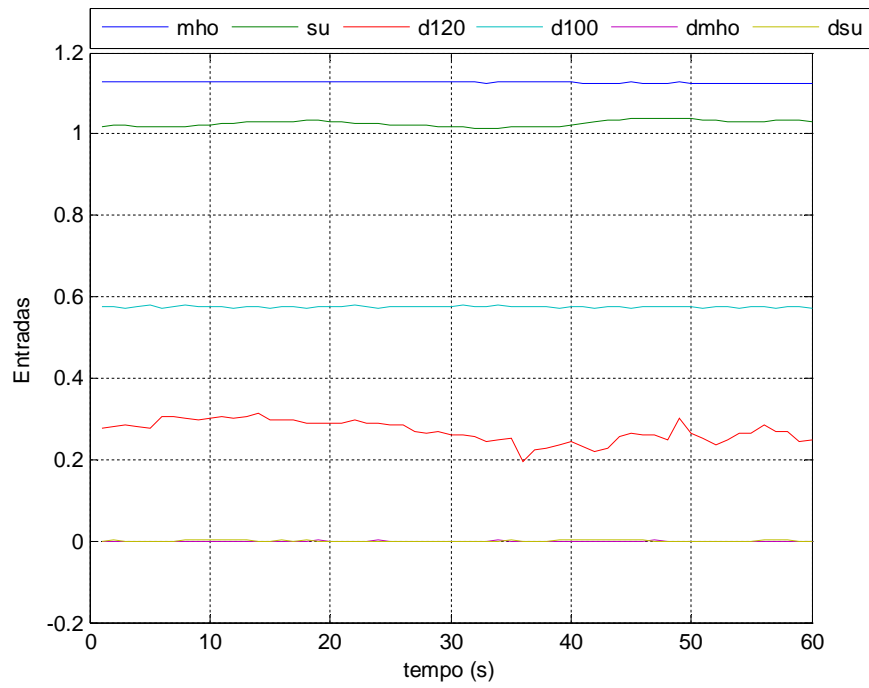


Fig. 5.14 - Entradas do DDF para mudança de polia no gerador.

Fonte: autor.

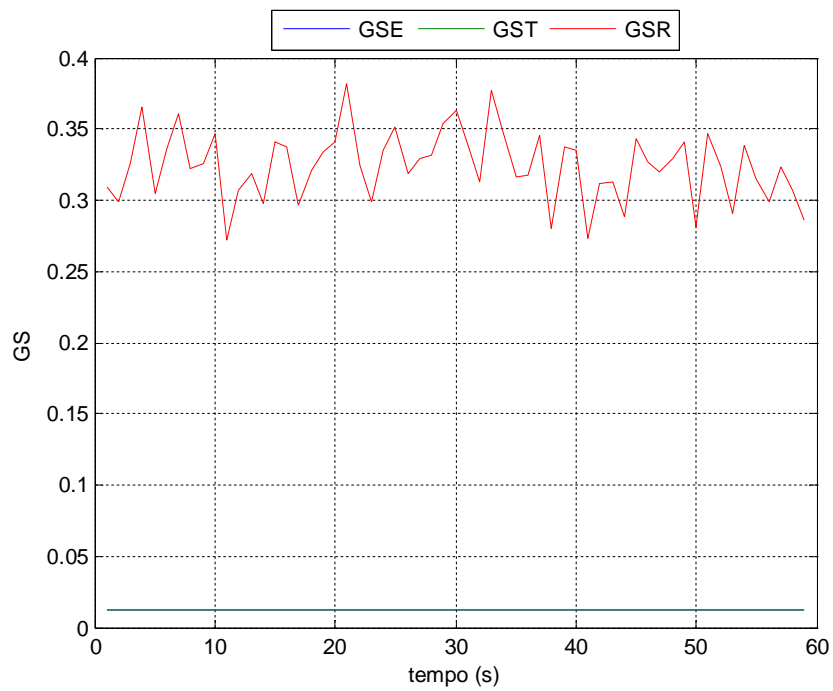


Fig.5.15- Saídas do DDF para mudança de polia no gerador.

Fonte: autor.

5.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Esta seção tratou, exclusivamente, dos resultados obtidos do sistema DDF proposto para algumas perturbações de natureza elétrica, térmica e mecânica. As perturbações de natureza elétrica utilizadas foram o desequilíbrio de tensões e o curto entre espiras. A perturbação de natureza térmica foi uma obstrução total da ventilação do MI. Nas perturbações de origem mecânica utilizaram-se correias de composição diferentes e uma polia excêntrica na carga.

As severidades provenientes das inserções das perturbações foram indicadas com sucesso pelo GSE, pelo GST e também pelo GSR.

CONCLUSÃO

Este trabalho comprova a eficiência da abordagem pela técnica de análise da potência absorvida pelos motores de indução trifásicos, principalmente, na relação pouco explorada, que existe entre as técnicas preditivas aplicadas na detecção de defeitos em motores de indução trifásicos e a eficiência energética dos mesmos.

Uma das premissas que fundamentou as análises apresentadas é a relação linear existente entre o escorregamento do campo magnético induzido no enrolamento rotórico em relação ao campo magnético alimentado pelo enrolamento estatórico que, pela absorção da potência elétrica da rede, fundamenta a condição de carregamento mecânico do motor e também estabelece sua condição operativa e de dissipação térmica. Em acréscimo, a oscilação relativa entre estes campos magnéticos rotativos é um fenômeno que gera uma perturbação na potência absorvida que carrega informações muito valiosas na área de predição do estado de funcionamento, principalmente, quando se trabalha com análise de tendências.

Cabe ressaltar a contribuição do trabalho, a partir da amostragem das tensões e correntes trifásicas, quanto ao lançamento de uma abordagem simplista, em relação à uma grandeza derivada da Potência Trifásica chamada Condutância Trifásica (G_{abc}). O valor de G_{abc} se relaciona de modo aproximadamente linear com o escorregamento para cada temperatura de serviço do MI. A avaliação dessa relação tem um alto potencial de identificação da alteração de características térmicas e elétricas de funcionamento do MI. O efeito da variação lenta de G_{abc} , causado pela alteração da temperatura de serviço do MI, indica a condição térmica de funcionamento do mesmo. O efeito de sua variação rápida para um mesmo valor de escorregamento, causado por descargas de corrente no enrolamento estatórico, indica a condição de isolamento do enrolamento.

Toda a abrangência da técnica de análise da potência elétrica, por meio também dos efeitos na condutância G_{abc} , foi colocada à prova na proposição de um sistema de detecção de defeitos em motores de indução utilizando a Lógica Fuzzy (LF). A partir das regras de inferência ou base de conhecimento, é possível a melhoria contínua no processo global de monitoramento de condição de funcionamento do MI. O DDF

proposto foi testado por meio da inserção de perturbações de origem elétrica, térmica e mecânica. Os resultados obtidos para essas perturbações foram adequados. Entretanto, perturbações de natureza mecânica, tais como desbalanceamento mecânico nos rotor do MI, não obtiveram uma boa resposta para o caso do acoplamento por correias, quando comparado aos resultados e à sensibilidade da análise de vibrações mecânicas.

A análise espectral da potência instantânea, em acréscimo a análise da potência média absorvida, utilizando-se da técnica de IPSA, englobam um novo conceito na área de detecção de defeitos no funcionamento de motores assíncronos de indução que podem ser estendidos, em trabalhos futuros, para outros tipos de máquinas.

São sugestões para desenvolvimento de trabalhos futuros:

- A generalização do uso de G_{abc} para MIs de maior potência;
- Estudos similares ao realizado nesse trabalho em MIs alimentados por inversores de frequência;
- Estudos em servomotores síncronos de ímã permanente com a utilização de G_{abc} .

REFERÊNCIAS

ALMEIDA, F. R. **Análises Estatísticas e Reconhecimento de Padrão Aplicados em Diagnósticos de Defeitos em Rolamentos Através da Análise de Vibração**. 2007.

Disponível em

<http://www.portal.unifei.edu.br/files/arquivos/PRPPG/Engenharia_mecanica/Projeto_fabrica%C3%A7%C3%A3o_doutorado/Fabiano%20Ribeiro%20do%20Vale%20Almeida.pdf>. Acesso em: 30 mai. 2011.

ANDRÉAS, J. C. **Energy Efficient Motors**. New York: Marcel Dekker, 1982.

ANEEL - Agência Nacional de Energia Elétrica, **PRODIST**, Módulo 8 - Qualidade da Energia Elétrica. Resolução Normativa nº 469, 2011.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 17094-1**: Máquinas Elétricas Girantes - Motores de Indução - Parte 1: Trifásicos. Rio de Janeiro, 2008.

_____. **NBR 5462**: Confiabilidade e Manutenibilidade. Rio de Janeiro, 1994.

_____. **NBR5383-1**: Máquinas Elétricas Girantes - Parte 1: Motores de Indução Trifásicos - Ensaios. Rio de Janeiro, 2002.

BACCARINI, Lane Maria Rabelo. **Deteção e Diagnóstico de Falhas em Motores de Indução**. 2006. 207f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica).- Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2005.

BARBETTA, P. A.; REIS, M. M.; BORNIA, A. C. - **Estatística para cursos de engenharia e informática**. 3. ed. São Paulo: Atlas, 2010.

BARBI, Ivo. **Teoria Fundamental do Motor de Indução**. ed. do autor. Disponível em <<http://www.ivobarbi.com/teoria-fundamental-do-motor-de-inducao/>>. Acesso em: 9 abr. 2012.

BDMOTOR: Software para viabilizar economia de energia em motores de indução. Versão 4.2. Disponível e baixado em

<http://www.eletrabras.com/pci/main.asp?TeamID={796B68CB-2559-401F-A481-DC3D145F572E}>. Acesso em abr. 2012.

BONALDI, Erik Leandro. **Manutenção Preditiva em Motores de Indução Trifásicos através do Espectro da Corrente do Estator**. 2002. 96f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica).- Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Escola Federal de Engenharia de Itajubá, Itajubá, 2002.

_____. **Diagnóstico Preditivo de Avarias em Motores de Indução Trifásicos com MCSA e Teoria de Conjuntos Aproximados**. 2005. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Escola Federal de Engenharia de Itajubá, Itajubá, 2005.

BORTONI, Edson da Costa; SANTOS, Afonso H. M. **Conservação de Energia: Eficiência Energética de Equipamentos e Instalações**. 3 ed. Itajubá: Eletrobrás, 2006.

BRANCO FILHO, Gil. **Dicionário de Termos de Manutenção, Confiabilidade e Qualidade**. 2 ed. Rio de Janeiro: Ciência Moderna, 2000.

COPPE- Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa em Engenharia. **Relatório Final de Avaliação dos Índices de Eficiência Energética para Motores Trifásicos de Indução**. Rio de Janeiro, 2005. Disponível em: <http://clasponline.org/Resources/Resources/StandardsLabelingResourceLibrary/2005/Assessment-of-proposed-motor-standards-in-Brazil>. Acesso em jun. 2012.

CRUZ, Sérgio M. Ângelo da. **Diagnóstico e Análise de Avarias nos Enrolamentos Estatóricos de Motores de Indução Trifásicos através da Aplicação do Método dos Referenciais Múltiplos**. Tese de Doutorado em Engenharia Eletrotécnica-Sistemas de Energia, Universidade de Coimbra, Coimbra, Portugal, 2004.

CRUZ, S. M. A.; CARDOSO, A. J. M. **Rotor Cage Fault Diagnosis in Three-Phase Induction Motors by the Total Instantaneous Power Spectral Analysis**. Industry Applications Conference, 1999. Vol. 3, pp. 1929-1934.

CSI Technology, Inc., Wilmington, Del. Ronald G. Canada; F. Pardue; James C. Robinson. **Electric Motor Monitor**. Pat. n. 5.726.911, Mar. 10, 1998.

DE ABREU, J. P. G; EMANUEL, A. E. **Induction motor thermal aging caused by voltage distortion and imbalance: loss of useful life and its estimated cost**. IEE Transactions on Industry Applications, 2002, vol. 38, pp. 12-20.

DRIF, M; CARDOSO, A.J.M. **Airgap eccentricity fault diagnosis, in three-phase induction motors, using the instantaneous power factor signature analysis**. Power Electronics, Machines and Drives, 2008.

ELETROBRÁS. **PROCEL**: Indústrias. Disponível em:
<http://www.eletronbras.com/elb/main.asp?TeamID={FBFB8D50-65B6-4135-9477-B0B2711D7AD8}#>. Acesso em 30 jun. 2011.

FINLEY, W. R. **Troubleshooting Induction Motors, Large Motors & Pumps**, Siemens Energy & Automation, 2002.

FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY, C.; UMANS, S. D.; **Máquinas Elétricas**. 6. ed. Porto Alegre: Bookman, 2006.

GASSEMZADEH, M.; TRZYNADLOWSKI, A.M; LEGOWSKI, S.F. **Detection of speed oscillation in induction motor stator power**. Applied Power Electronics Conference and Exposition, 1996, vol. 1, pp. 394-398.

GEAQUINTO, Helton D; ASSUNÇÃO, José T. **Desenvolvimento de um algoritmo para simulação do motor de indução trifásico**. Anais do 12º Encontro de Iniciação Científica e Pós-Graduação do ITA- *XII ENCITA*, 2006.

GOLDEMBERG, José; VILLANUEVA, Luz D. **Energia, meio ambiente e desenvolvimento**. 2. Ed. São Paulo: Edusp, 2003.

HABETLER, T. G.; HARLEY, R. G.; TALLAM, R. M.; SAMG-BIN LEE; OBAID, R.; STACK, J. **Complete current-based induction motor condition monitoring: stator, rotor, bearings, and load**, Power Electronics Congress 2002.

IEC - International Electrotechnical Commission, Rotating electrical machines - Part 26: **Effects of unbalanced voltages on the performance of three-phase cage induction Motors**, IEC 60034-26, 2006.

IEEE - Institute of Electrical and Electronics Engineers, **Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators**, IEEE Standard, 1991.

JOUANNE, A; BANERJEE, B. **Assessment of Voltage Unbalance**. IEEE Trans. On Power Delivery, vol. 16, nº 4, PP. 782-790, 2001.

KARDEC, Alan; NASCIF, Júlio. **Manutenção: Função Estratégica**. 2. ed. Rio de Janeiro: Qualitymark, 2002.

KARDEC, Alan; NASCIF, Júlio; BARONI, Tarcísio. *Gestão Estratégica e Técnicas Preditivas*. 1. ed. Rio de Janeiro: Qualitymark, 2002.

LEE, C. Y; CHEN, B. K; LEE, W. J; HSU, Y. F. **Effects of Various Unbalanced Voltages on the Operation Performance of an Induction Motor under the Same Voltage Unbalance Factor Condition**. In Proc Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference, Philadelphia, United States, May 1997, pp. 51-59.

LEGOWSKI, S. F; TRZYNADLOWSKI, A. M. **Instantaneous Stator Power as a Medium for the Signature Analysis of Induction Motors**. Industry Applications Conference. 1995, Vol. 1, PP. 619-624.

MACIEL, Ednilson S; CORAIOLA, José A. **Transformadores e motores de indução**. 1. ed. Curitiba: Base, 2010.

MACIEL, E. S; ROCHA, J. E; LEANDRO, G. V. **Efeitos do Desequilíbrio para Diferentes Valores Médios de Tensão em Motor de Indução**. X CBQEE- Conferência Brasileira de Qualidade de Energia Elétrica, Minas Gerais, 2013.

_____. **Detecção do Desequilíbrio de Tensões em Motor de Indução pelo Padrão Concórdia de Correntes Utilizando Lógica Fuzzy**. X CBQEE- Conferência Brasileira de Qualidade de Energia Elétrica, Minas Gerais, 2013.

MAIER, R. **Protection of Squirrel-Cage Induction Motor Utilizing Instantaneous Power and Phase Information**. Industry Applications, IEEE Transactions on. 1992, Vol. 28, nº 2, pp. 376-380.

MOTORMASTER+: Software para viabilizar economia de energia em motores de indução. Versão 4.01. Disponível e baixado em:

<http://www.eletrabras.com/pci/main.asp?View={E6B1AB72-B50E-4099-8939-6DAFA57BBC2A}>. Acesso em abr. 2012.

NEMA - National Electrical Manufacturers Association, **Motors and Generators**, NEMA MG1- 2006.

ONS - Operador Nacional do Sistema Elétrico, Submódulo 2.8, **Gerenciamento dos indicadores de desempenho da rede básica e de seus componentes**, 2008.

PENROSE, Howard W. **Motor Circuit Analysis: Theory, application and energy analysis.** Success by Design Publishing: 2002.

_____, **Electrical Motor Diagnostics.** Success by Design Publishing: 2008.

PILLAY, Pragasen. MANYAGE, Marubini. **Loss of Life in Induction Machines Operating With Unbalanced Supplies.** IEEE TRANSACTIONS ON ENERGY CONVERSION, VOL. 21, NO. 4, 2006.

SIDDIQUE, A; YADAVA, G. S; SINGH, B. **Effects of Voltage Unbalance on Induction Motors,** Conference Record of the 2004 IEEE International Symposium on Electrical Insulation, Indianapolis, USA, p. 19-22, September 2004

SILVA, J. G. **Aplicação da análise de componentes principais (PCA) no diagnóstico de defeitos em rolamentos através da assinatura elétrica de motores de indução.** 2008. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica).- Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Escola Federal de Engenharia de Itajubá, Itajubá, 2008.

Disponível em

<<http://adm-netna.unifei.edu.br/ohl/pdf/0032606.pdf>>. Acesso em: 30 mar. 2011.

TRZYNADLOWSKI, A. M. **Detection of Mechanical Abnormalities in Induction Motors by Electric Measurements.** International Journal of Rotating Machinery. 1999, Vol. 5, N° 1, pp. 41-52.

TRZYNADLOWSKI, A. M; LEGOWSKI, S. F. **Diagnostics of Mechanical Abnormalities in Induction Motors Using Instantaneous Electric Power.** IEEE Transactions on Energy Conversion. 1999, Vol. 14, n° 4, PP. 1417-1423.

WANG, Y. J. Analysis of Effects of Three-Phase Voltage Unbalance on Induction Motors with Emphasis on the Angle of the Complex Voltage Unbalanced Factor. IEEE Trans. on Energy Conversion, vol 16, n° 3, p. 270-275, 2001.

WEG - **Guia de Especificação de Motores Elétricos.** Disponível em <http://ecatalog.weg.net/files/wegnet/WEG-guia-de-especificacao-de-motores-eletricos-50032749-manual-portugues-br.pdf>. Acesso em: abr 2012.

WEG - **Catalogo Geral de Motores Elétricos.**

Zeraoulia et al. **A Simple Fuzzy Logic Approach for Induction Motors Stator Condition Monitoring.** Journal of Electrical Systems, pp. 15-25, 2005.

APÊNDICE A - ARTIGO Nº 1 PUBLICADO NA CBQEE- 2013

Efeito do Desequilíbrio para Diferentes Valores Médios de Tensão em Motor de Indução

Ednilson Soares Maciel e Joaquim Eloir Rocha
 UTFPR - Av. Sete de Setembro, 3165 - CEP 80230-901 - Curitiba - PR

Gideon Villar Leandro
 UFPR - Centro Politécnico - CEP 81531-990 - Curitiba - PR

Resumo — Apresenta-se, neste trabalho, uma análise experimental dos efeitos do desequilíbrio de tensão nas perdas de um motor de indução mantendo a tensão média constante quando da ocorrência dos desequilíbrios. Os ensaios no motor são realizados com três amplitudes de tensões diferentes e, para cada nível das tensões, são gerados três fatores de desequilíbrios diferentes. As análises das variações das perdas são realizadas em duas situações de carga mecânica e para três fatores de desequilíbrio. Os resultados dos ensaios são analisados e o comportamento do motor passa a ser conhecido. Os ensaios permitem medir as variações nas perdas do motor dependendo do grau de desequilíbrio nas tensões associadas ao nível médio das amplitudes das tensões.

Palavras-chaves — Desequilíbrio das tensões, motor de indução, qualidade de energia, perdas no motor de indução.

I. INTRODUÇÃO

As tensões produzidas pelos geradores síncronos trifásicos do sistema elétrico são senoidais, defasadas de 120° e iguais em amplitude. Contudo, as tensões do sistema de distribuição, no ponto de acoplamento entre a Concessionária e o Consumidor, podem estar desequilibradas.

O desequilíbrio do sistema de alimentação pode ter como causa a incompleta transposição de linhas de transmissão, cargas desequilibradas, conexão de transformadores em delta aberto, fusíveis queimados em banco de capacitores trifásicos e assim por diante [1].

A natureza do desequilíbrio inclui magnitudes de tensões diferentes na frequência fundamental do sistema, desvios no ângulo de fase e diferentes níveis de distorção harmônica entre as fases [2].

A principal causa do desequilíbrio de tensão é a distribuição desigual das cargas monofásicas que variam continuamente ao longo do sistema elétrico. Mesmo que a distribuição das cargas monofásicas esteja bem equilibrada no projeto elétrico, o acionamento destas cargas é feito de maneira aleatória.

O desequilíbrio de tensão tem efeitos deletérios nos motores de indução trifásicos incluindo sobreaquecimento, correntes de linha desequilibradas, redução da capacidade de transferir potência, pulsação no torque, baixo rendimento, etc.[3].

Existem três definições bastante usadas para desequilíbrios de tensão que variam em função das organizações que as propõem.

A definição proposta pela NEMA [4] é também conhecida como fator de desequilíbrio das tensões de linha (*LVUR - line voltage unbalance rate*). Nessa definição, o desequilíbrio das tensões é obtido pela relação entre o máximo desvio da média e essa média. Nessa análise, são usadas apenas as amplitudes das tensões de linha, ignorando-se os ângulos dos fasores. Esse método é conveniente para medidas no ambiente industrial porque seu cálculo envolve somente a amplitude das tensões de linha.

A definição proposta pelo IEEE [5] é similar à proposta defendida pela NEMA, no entanto, o IEEE usa as tensões de fase no lugar das tensões de linha. Essa definição é conhecida como fator de desequilíbrio das tensões de fase (*PVUR - phase voltage unbalance rate*). Os ângulos dos fasores também são ignorados. Esse método não costuma ser usado, pois a maioria das cargas industriais é trifásica a três fios.

A terceira definição para o desequilíbrio requer que as amplitudes e as fases das tensões de linha sejam conhecidas e isso torna esse método mais difícil de ser adotado em um ambiente industrial sem o uso de instrumentos mais sofisticados. Essa definição se utiliza das componentes simétricas e é a adotada pela ANEEL [6]. O fator de desequilíbrio é obtido pela relação entre a componente de tensão de sequência negativa e a componente de tensão de sequência positiva. Nesse método de cálculo, os ângulos dos

fasores das tensões originais são considerados para se obter as componentes simétricas. Existe uma expressão matemática, conhecida por expressão da CIGRE, que conduz a resultados em consonância com aqueles obtidos pelo método das componentes simétricas. Essa expressão não utiliza fasores e pode ser encontrada em [6].

A ABNT define que motores trifásicos de corrente alternada devem estar aptos para operar num sistema de tensões trifásicas tendo uma componente de sequência negativa que não exceda 1% da componente de sequência positiva durante um período prolongado, ou 1,5% durante um período curto, não superior a alguns minutos [7]. É estranho uma norma utilizar a frase “durante um período prolongado” ou ainda “não superior a alguns minutos”, no entanto, a definição da norma utiliza esses termos.

A mesma norma descrita em [7] diz: “a percentagem de desequilíbrio das tensões é calculada facilmente pelo usuário do motor a partir da medição das tensões nas três fases e utilizando a equação...”. A equação a que se refere a norma [7] é a descrita em [4], ou seja, a ABNT é tolerante quanto ao método utilizado para calcular o desequilíbrio.

É interessante observar que o desequilíbrio das tensões de uma instalação elétrica é um indicador obtido através de uma análise estatística. Como exemplo, pode-se citar o método de avaliação do desequilíbrio das tensões nos barramentos da rede básica definido pelo Operador Nacional do Sistema (ONS) [8]. O ONS define que o valor do indicador a ser comparado com o valor limite, identificado como KS95%, é assim obtido: (a) determina-se o valor que foi superado em apenas 5% dos registros obtidos no período de 1 dia (24 horas), considerando os valores dos indicadores integralizados em intervalos de 10 (dez) minutos, ao longo de 7 (sete) dias consecutivos; e (b) o valor do indicador corresponde ao maior entre os sete valores obtidos anteriormente, em base diária.

Na realidade, existem diversas situações de desequilíbrio das tensões que apresentam o mesmo valor de fator de desequilíbrio [1]. Se somente o fator de desequilíbrio das tensões é mencionado, não é possível saber o impacto verdadeiro que este causará no sistema elétrico. Por exemplo, é possível ter o mesmo fator de desequilíbrio considerando que duas tensões sejam iguais e uma diferente e outra situação onde as três tensões são diferentes resultando o mesmo fator de desequilíbrio anterior.

A maioria das pesquisas tem analisado o desequilíbrio das tensões na condição de tensões abaixo do valor nominal. Isso porque desequilíbrios com tensões superiores à nominal só ocorrem em períodos de baixa exigência de potência da instalação elétrica [9].

O desequilíbrio na condição de tensão superior à nominal é definido quando a componente de tensão de sequência positiva é superior à tensão nominal do sistema [1]. No caso de desequilíbrio das tensões na condição de tensão abaixo do

valor nominal, a sua componente de tensão de sequência positiva é inferior à tensão nominal do sistema [1].

Neste trabalho, mostra-se o efeito do desequilíbrio das tensões nas perdas de um motor de indução mantendo a tensão média usada constante durante a aplicação de diversos fatores de desequilíbrio. O ensaio é repetido para três valores diferentes de tensão e analisado os resultados com duas tensões menores que o valor nominal e uma tensão superior ao valor nominal.

No próximo tópico são abordados os efeitos da aplicação de uma tensão diferente da nominal no motor de indução. Em seguida é discutida como foi realizada a montagem dos ensaios e o método adotado para criar os desequilíbrios, bem como, são descritas as características nominais das máquinas utilizadas. Após essa etapa, os resultados dos ensaios são apresentados e discutidos. Por fim, as conclusões são enunciadas.

II. EFEITOS DA VARIAÇÃO DA TENSÃO NO MOTOR

Existe uma variação de tensão normal em uma instalação industrial dependendo da quantidade de carga que está sendo alimentada. Por essa razão, um motor pode estar submetido a uma tensão superior à nominal em determinado horário e sujeito a uma tensão menor do que a nominal em outro horário. Essa variação de tensão será tanto maior quanto maior for a variação de carga e a impedância do transformador de entrada.

Além do problema da variação de tensão sobre os motores, existe o efeito do desequilíbrio de tensão sobre os mesmos. Portanto, os motores ficam sujeitos aos efeitos combinados da não adequação ótima da tensão e do desequilíbrio. Em geral, a variação da tensão não supera os 10% aceitáveis pela norma brasileira, como verificado em [7], embora nesses extremos e com carga nominal o motor estará perdendo vida útil devido à elevação de temperatura. Também, o desequilíbrio de tensão costuma estar dentro dos 2% preconizados pelo IEC [10], embora os fabricantes de motores garantam as características nominais somente para desequilíbrios até 1%. Neste artigo são analisadas as perdas em um motor de indução na presença combinada dos efeitos do desequilíbrio e não adequação ótima da tensão.

A aplicação de tensão inferior à nominal durante um longo período aumenta as perdas por aquecimento nos motores devido ao aumento da corrente solicitada pelo motor. O sobreaquecimento é gradual (exponencial) e segue a curva térmica do motor, portanto, uma proteção térmica convencional pode ser usada. A continuidade da operação do motor quando a tensão está abaixo de 90% do seu valor nominal poderá levar o mesmo à condição de parada conhecida como *stall*.

O torque em um motor de indução é proporcional a tensão aplicada elevada ao quadrado. Se a tensão de uma instalação é 90% da tensão nominal, então o motor teria seu torque

reduzido para 81% se a corrente permanesse no valor nominal. Como a carga continuará solicitando o mesmo torque, a corrente terá de aumentar. O aumento da corrente aumentará as perdas e elevará a temperatura dos enrolamentos causando perda de vida útil destes.

Quando o motor é alimentado por uma tensão 10% superior ao seu valor nominal, as perdas no ferro aumentam entre 20% e 30% [11]. Em geral, nessa condição de tensão e para uma carga nominal, a corrente será menor que a nominal compensando o aumento das perdas no ferro. No entanto, para uma condição de carga superior a nominal, a corrente pode ser nominal e a proteção de sobrecorrente não vai atuar. Somente um sensor colocado no enrolamento do estator detectará o aumento de temperatura.

III. MONTAGEM DO ENSAIO

Para a realização dos ensaios é necessário variar as tensões das fases de forma individualizada e isso é feito com a utilização de três variadores de tensão monofásicos. A carga mecânica é aplicada ao eixo do motor através do acoplamento deste a outro motor de indução que funciona como um gerador de indução. Na Fig. 1 pode ser observado o acoplamento realizado entre os motores de indução. São usadas polias com diâmetros diferentes fazendo com que o gerador de indução rotacione com uma velocidade superior à síncrona. O gerador de indução é ligado à rede elétrica através de um variador de tensão trifásico para se controlar a potência que esse gerador solicita do motor de indução. O motor é de 1 cv e o gerador de indução é de 2 cv. Ambos os motores são de 4 pólos, 220/380 V e 60 Hz.

Para os ensaios são utilizados três níveis de tensões diferentes do valor nominal, mas dentro do intervalo admissível de 10% de tolerância. Os valores adotados são 205 V, 215 V e 225 V. Também, para cada um desses valores de tensão foram criados desequilíbrios nas tensões em torno de 2%, 4% e 6%. Ainda, para cada situação de nível de tensão e de desequilíbrio são realizados ensaios com 50% de carga mecânica e 100% de carga mecânica.

Os ensaios permitem medir as variações nas perdas do motor dependendo do grau de desequilíbrio nas tensões associadas ao nível médio das amplitudes das tensões. Um aspecto importante adotado nos ensaios é manter o valor médio das tensões ao se criar os desequilíbrios. Por exemplo, no caso do ensaio com valor de tensão 215 V e desequilíbrio de 6% é necessário diminuir uma das tensões de fase e aumentar as outras duas tensões criando o desequilíbrio desejado sem alterar o valor médio das tensões que é 215 V. Esse método foi adotado com o objetivo de minimizar o efeito concomitante nas perdas do motor devido ao desequilíbrio com a redução da tensão. A redução da tensão média teria ocorrido se o desequilíbrio fosse gerado, por exemplo, somente reduzindo a tensão de uma das fases ou de duas delas. Neste caso, o efeito do aumento das perdas no

motor devido ao desequilíbrio seria somado ao efeito do aumento das perdas devido à redução da tensão no motor.

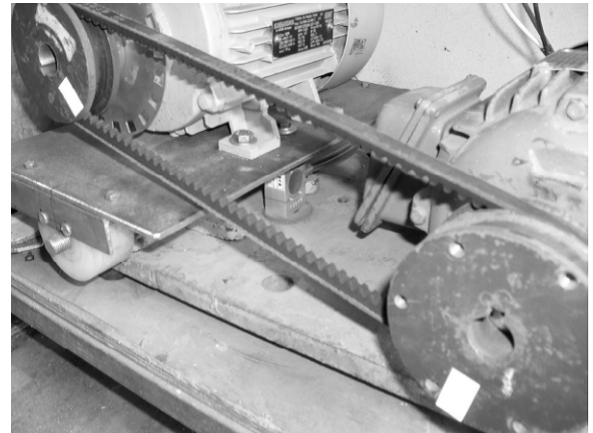


Fig. 1. Acoplamento realizado entre os motores de indução

Para o início das medições realizadas no ensaio, tomou-se o cuidado de deixar o motor de indução funcionando com carga nominal e tensão nominal durante uma hora com o objetivo de se atingir o equilíbrio térmico no motor e, assim, iniciar os ensaios e as medições com a mesma resistência ôhmica no cobre dos enrolamentos.

O torque não foi medido diretamente, mas obtido através da análise do escorregamento, medição da potência do gerador de indução e se conhecendo os demais dados nominais dos motores. A alteração no valor do torque foi feita pelo controle da tensão sobre o gerador de indução.

IV. RESULTADOS

O método de cálculo adotado neste trabalho para o fator de desequilíbrio das tensões é o proposto pela NEMA [4]. Foram elaborados gráficos para facilitar a leitura e interpretação dos resultados. Na Fig. 2, mostram-se os resultados do ensaio com aplicação de tensão de 205 V, com 100% de carga e desequilíbrios de 2%, 4% e 6%. No eixo vertical é apresentado o valor da potência de entrada no motor e no eixo horizontal estão os desequilíbrios. É importante ressaltar que para todos os ensaios foi mantida constante a potência do gerador de indução com o variar do fator de desequilíbrio. Assim, a variação da potência de entrada no motor é devido ao aumento das perdas no mesmo devido ao aumento do desequilíbrio. Foi possível manter constante a potência de saída do gerador de indução, pois havia um variador de tensão entre o gerador e a rede permitindo ajustes quando necessário.

Observa-se, na Fig. 2, que a potência de entrada era de 954W para um desequilíbrio praticamente nulo e aumentou para 992 W para um fator de desequilíbrio de 6%. Portanto, houve um acréscimo nas perdas do motor de 38 W devido ao

aumento do desequilíbrio. Outra característica observada nos resultados da Fig. 2 é o comportamento quadrático do aumento das perdas com o fator de desequilíbrio.

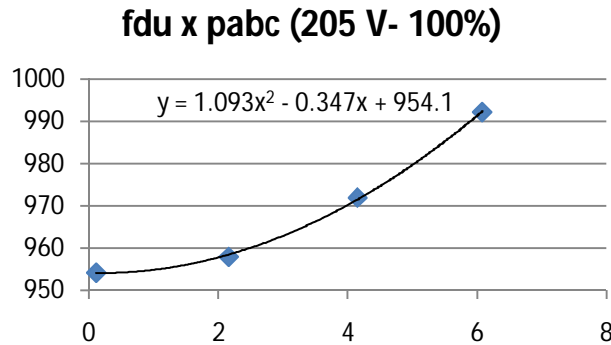


Fig. 2. Aumento da potência de entrada para 205 V e 100% de carga

Na Fig. 3 são mostrados os resultados do ensaio com aplicação de tensão de 205 V, com 50% de carga e desequilíbrios de 2%, 4% e 6%.

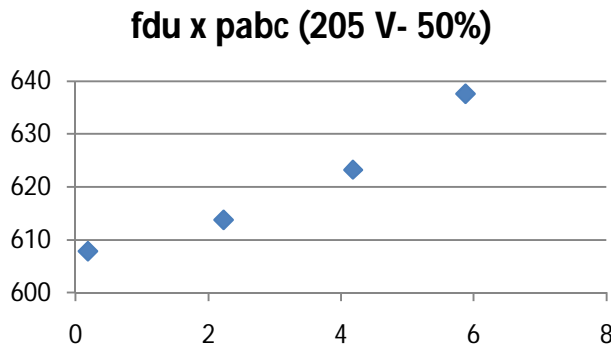


Fig. 3. Aumento da potência de entrada para 205 V e 50% de carga

Na Fig. 3, tem-se que a potência de entrada era de 608 W para um desequilíbrio praticamente nulo e aumentou para 638W para um fator de desequilíbrio de 6%. Portanto, houve um acréscimo nas perdas do motor de 30 W devido ao aumento do desequilíbrio. Comparando esse aumento de perdas de 30 W para 50% da carga com os 38 W para 100% da carga, conclui-se que a condição de carregamento do motor tem pouca influência no aumento das perdas com determinado fator de desequilíbrio. Caso a análise fosse feita com valores relativos à potência de entrada e não com valores absolutos, pode-se afirmar que há um aumento percentual nas perdas com um menor carregamento do

motor. No caso analisado, o aumento das perdas é de 40% para a condição de carga nominal e de 49% para a carga mecânica de 50% da nominal.

A próxima curva, observada na Fig. 4, mostra os resultados do ensaio com aplicação de tensão de 215 V, com 100% de carga e desequilíbrios de 2%, 4% e 6%. Essa tensão é próxima ao valor nominal do motor e representa uma situação típica encontrada em pequenas empresas.

Os resultados encontrados na Fig. 4 mostram que a potência de entrada era de 975 W para um desequilíbrio praticamente nulo e aumentou para 997 W para um fator de desequilíbrio de 6%. O acréscimo nas perdas do motor, devido ao desequilíbrio de 6%, foi de 22 W. Comparando esse aumento de perdas na condição de alimentação de tensão de 215 V com os resultados obtidos na Fig. 2, com 205 V, em que o aumento das perdas foi de 38 W, conclui-se que o comportamento do motor é menos afetado na condição de desequilíbrio quando próximo do valor da tensão nominal e com carga nominal.

Se for comparado os 22 W de acréscimo nas perdas, devido ao desequilíbrio de 6% e na condição de 100% da carga, observado na Fig. 4, com o aumento das perdas na mesma condição de 6% de desequilíbrio, mas com tensão de 205 V e 50% de carga, visto na Fig.3, em que o acréscimo foi de 30W, verifica-se que o desempenho do motor é melhor com carga nominal e tensão próxima à nominal.

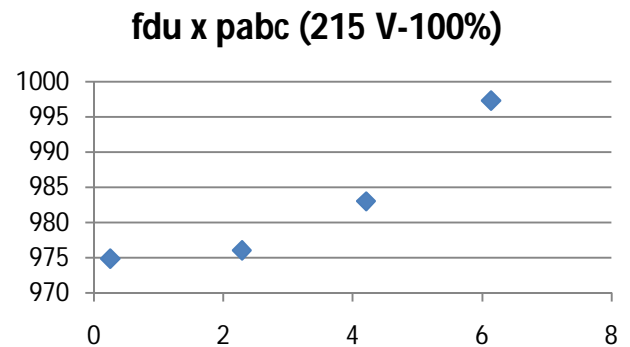


Fig. 4. Aumento da potência de entrada para 215 V e 100% de carga

Na Fig. 5, mostram-se os resultados do ensaio com aplicação de tensão de 215 V, com 50% de carga e desequilíbrios de 2%, 4% e 6%. Observa-se que a potência de entrada era de 623 W para um desequilíbrio praticamente nulo e aumentou para 674 W para um fator de desequilíbrio de 6%. O acréscimo nas perdas do motor foi de 51 W devido ao aumento do desequilíbrio.

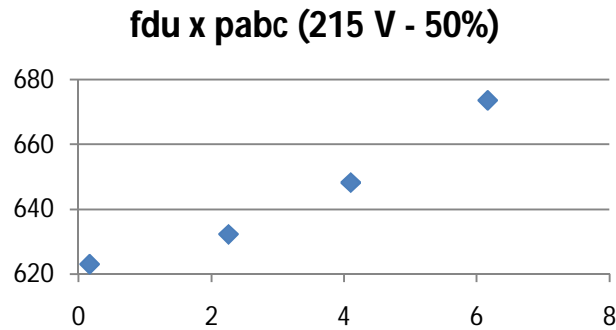


Fig. 5. Aumento da potência de entrada para 215 V e 50% de carga

Comparando os resultados obtidos na Fig. 5 com os obtidos na Fig. 3, observa-se que a variação das perdas foi de 30 W para 51 W. Assim, o comportamento do motor é mais afetado na condição de desequilíbrio quando próximo do valor da tensão nominal e com meia carga. É um comportamento diferente do observado na condição de carga plena.

A última análise a ser feita é sobre os resultados obtidos com o motor alimentado com uma tensão um pouco acima da nominal e com os mesmos fatores de desequilíbrios e condições de carga já utilizadas.

Os resultados do ensaio com aplicação de tensão de 225 V, com 100% de carga e desequilíbrios de 2%, 4% e 6%, são mostrados na Fig. 6. Nessa figura, pode-se observar que a potência de entrada era de 992 W para um desequilíbrio praticamente nulo e aumentou para 1031 W para um fator de desequilíbrio de 6%. O acréscimo nas perdas do motor devido ao desequilíbrio de 6% foi de 39 W. Esse valor é praticamente igual ao observado na Fig. 4 em que o aumento foi de 38 W.

É interessante observar que para todas as condições de desequilíbrio, as perdas com tensão de 225 V superam as perdas na tensão de alimentação de 215 V.

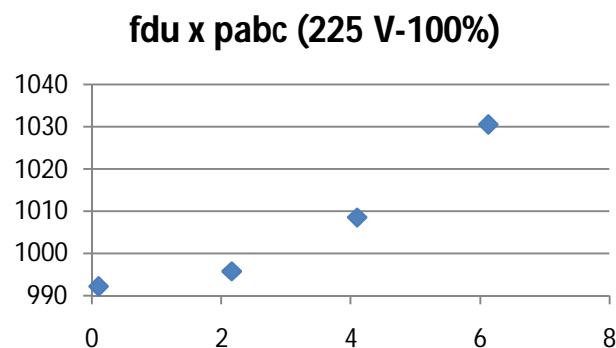


Fig. 6. Aumento da potência de entrada para 225 V e 100% de carga

Os últimos resultados são mostrados na Fig. 7. O ensaio foi realizado com a aplicação de tensão de 225 V, com 50% de carga e desequilíbrios de 2%, 4% e 6%.

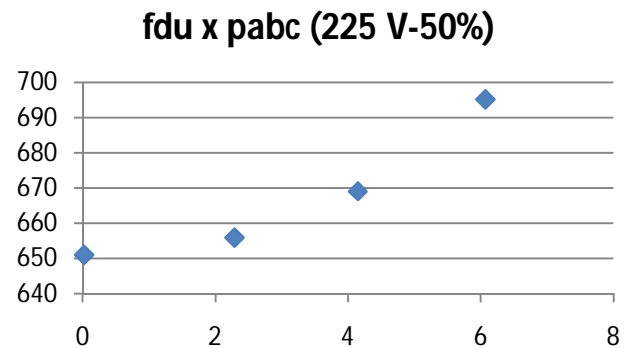


Fig. 7. Aumento da potência de entrada para 225 V e 50% de carga

A potência de entrada era de 651 W para um desequilíbrio praticamente nulo e aumentou para 695 W para um fator de desequilíbrio de 6%. O acréscimo nas perdas do motor foi de 44 W devido ao aumento do desequilíbrio. Esse resultado mostra que houve um acréscimo maior nas perdas com 50% da carga quando comparado com a aplicação de 100% da carga para os mesmos 6% de desequilíbrio. No entanto, na condição da Fig. 7, o aumento das perdas é menor quando comparado com a condição de tensão de 215 V, 50% da carga e desequilíbrio de 6%.

Com o intuito de facilitar a análise dos dados, são elaboradas três tabelas para sistematizar e agrupar os resultados. Essas tabelas indicam os aumentos das perdas observadas para cada situação referenciando esse aumento das perdas a condição de fator de desequilíbrio praticamente nulo.

Na Tabela I, pode-se observar o acréscimo de perdas no motor de indução com a introdução de um fator de desequilíbrio de 2%, com a variação da amplitude da tensão aplicada e com o variar da carga mecânica. Verifica-se que o menor aumento de perdas ocorre para a tensão de 215 V e com carga mecânica nominal.

TABELA I. COMPARAÇÃO ENTRE AS PERDAS ADICIONAIS COM 2% DE DESEQUILÍBRIO

	Desequilíbrio de	
	2%	
	50% de carga	100% de carga
205 V	6 W	4 W
215 V	9 W	1 W
225 V	5 W	4 W

A tabela II tem as mesmas variáveis da Tabela I com a diferença de que, neste caso, a análise das variáveis é feita com um fator de desequilíbrio das tensões de 4%.

Novamente, verifica-se que o menor aumento de perdas ocorre para a tensão de 215 V e com carga mecânica nominal.

Na Tabela III, observa-se a situação mais crítica aplicada ao motor de indução sob ensaio. Nela, utilizou-se um fator de desequilíbrio de 6%. Mais uma vez, verifica-se que o melhor desempenho do motor, em termos de perdas, ocorre para a tensão de 215 V e com carga mecânica nominal.

TABELA II. COMPARAÇÃO ENTRE AS PERDAS ADICIONAIS COM 4% DE DESEQUILÍBRIO

Desequilíbrio de 4%		
	50% de carga	100% de carga
205 V	15 W	18 W
215 V	25 W	8 W
225 V	18 W	17 W

TABELA III. COMPARAÇÃO ENTRE AS PERDAS ADICIONAIS COM 6% DE DESEQUILÍBRIO

Desequilíbrio de 6%		
	50% de carga	100% de carga
205 V	30 W	38 W
215 V	51 W	22 W
225 V	44 W	39 W

Pode-se observar em todas as tabelas que o ponto de operação de menor elevação de perdas é na condição de 215V e carga nominal. Isso se deve ao motor ser projetado e construído para ser operado na condição de tensão nominal e com carga nominal. É verdade que a tensão de 215 V é 5 V menor que a nominal e a condição de 225 V tem os mesmos 5V de diferença, apenas que numa condição superior a nominal. No entanto, o ensaio mostra que o comportamento do motor é melhor na condição de uma pequena redução de tensão do que uma tensão superior.

Os autores observaram que o motor ensaiado atinge as condições nominais de torque e rendimento para 215 V e não para 220 V. É verdade que o laboratório utilizado não possui condições ideais como, por exemplo, conseguir manter a tensão totalmente estável e equilibrada. No entanto, os autores acreditam que a razão principal para obter as condições nominais com uma tensão inferior a nominal se deve ao ensaio ter sido realizado em uma temperatura inferior a 40°C. Assim sendo, a menor resistência do cobre favorece atingir a condição nominal com uma tensão inferior.

V. CONCLUSÕES

Observa-se, neste estudo, que o comportamento do motor de indução ensaiado é difuso e não permite, com os poucos ensaios realizados, identificar uma regra geral para os resultados alcançados. A regra que se manteve para todas as situações foi a de que o melhor desempenho do motor, na presença de desequilíbrios, ocorre para as condições nominais de tensão e carga mecânica.

O método de geração dos fatores de desequilíbrio buscou isolar o efeito no aumento das perdas apenas devido ao desequilíbrio e não devido à alteração da tensão para gerar o desequilíbrio. Pelo aumento pequeno observado nas perdas, é possível inferir que o objetivo foi alcançado, pois efeitos combinados levariam a aumentos de perdas maiores.

VI. REFERÊNCIAS

- [1] C. Y. Lee, B. K. Chen, W. J. Lee and Y. F. Hsu, "Effects of Various Unbalanced Voltages on the Operation Performance of an Induction Motor under the Same Voltage Unbalance Factor Condition," in *Proc. Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference*, Philadelphia, United States, May 1997, pp. 51-59.
- [2] A. Jouanne and B. Banerjee, "Assessment of Voltage Unbalance," *IEEE Trans. On Power Delivery*, vol. 16, no. 4, pp. 782-790, 2001.
- [3] Y. J. Wang, "Analysis of Effects of Three-Phase Voltage Unbalance on Induction Motors with Emphasis on the Angle of the Complex Voltage Unbalance Factor," *IEEE Trans. on Energy Conversion*, vol. 16, no. 3, pp. 270-275, 2001.
- [4] NEMA - National Electrical Manufacturers Association, *Motors and Generators*, NEMA MG1-2006.
- [5] IEEE - Institute of Electrical and Electronics Engineers, *Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators*, IEEE Standard, 1991.
- [6] ANEEL - Agência Nacional de Energia Elétrica, *PRODIST, Módulo 8 - Qualidade da Energia Elétrica. Resolução Normativa nº 469*, 2011.
- [7] ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas. *NBR 17094-1: Máquinas Elétricas Girantes - Motores de Indução - Parte 1: Trifásicos*. Rio de Janeiro, 2008.
- [8] ONS - Operador Nacional do Sistema Elétrico, *Submódulo 2.8, Gerenciamento dos indicadores de desempenho da rede básica e de seus componentes*, 2009.
- [9] A. Siddique, G.S.Yadava and B. Singh, *Effects of Voltage Unbalance on Induction Motors*, *Conference Record of the 2004 IEEE International Symposium on Electrical Insulation*, Indianapolis, IN USA, 19-22 September 2004.
- [10] IEC - International Electrotechnical Commission, *Rotating electrical machines - Part 26: Effects of unbalanced voltages on the performance of three-phase cage induction Motors*, IEC 60034-26, 2006.
- [11] W. R. Finley, *Troubleshooting Induction Motors, Large Motors & Pumps*, *Siemens Energy & Automation*, 2002.

APÊNCICE B - ARTIGO Nº 2 PUBLICADO NA CBQEE- 2013

Detecção do Desequilíbrio de Tensões em Motor de Indução pelo Padrão Concórdia de Correntes Utilizando Lógica Fuzzy

Ednilson Soares Maciel e Joaquim Eloir Rocha
 UTFPR - Av. Sete de Setembro, 3165 - CEP 80230-901-Curitiba-PR

Gideon Villar Leandro
 UFPR - Centro Politécnico - CEP 81531-990 - Curitiba - PR

Resumo — Este trabalho aborda o problema da detecção do desequilíbrio de tensões aplicadas ao estator do motor de indução utilizando a estratégia da lógica fuzzy. A proposta da abordagem fuzzy está baseada no Padrão Concórdia das correntes do motor. As correntes de linha são medidas e utilizadas para obter os diferentes padrões de funcionamento com carga nominal e meia carga. Os resultados dos experimentos são apresentados em termos da avaliação do grau de severidade de saída do sistema fuzzy e sua relação com a detecção dos distúrbios da rede que alimenta o motor. Os resultados obtidos mostram que a abordagem proposta pode ser utilizada para um diagnóstico preciso do desequilíbrio das tensões medindo-se apenas as correntes de linha.

Palavras-chaves — Diagnóstico, detecção de distúrbios, lógica fuzzy, desequilíbrio de tensão, qualidade de energia, motor de indução.

I. INTRODUÇÃO

As tensões produzidas pelos geradores síncronos trifásicos do sistema elétrico são senoidais, defasadas de 120° e iguais em amplitude. Contudo, as tensões do sistema de distribuição, no ponto de acoplamento entre a Concessionária e o Consumidor, podem estar desequilibradas alterando as condições de funcionamento de máquinas e equipamentos trifásicos conectados a este sistema.

O monitoramento da condição da rede que alimenta cargas como, por exemplo, os motores de indução, pode ser executado pelo registro das correntes de linha e o uso do vetor concórdia das correntes. A transformação concórdia pode ser usada de forma didática, pois estabelece uma maneira visual de verificação da qualidade de energia que alimenta o motor e também da condição intrínseca de equilíbrio das impedâncias dos três enrolamentos [1,2].

O desequilíbrio de tensão tem efeitos deletérios nos motores de indução trifásicos incluindo sobreaquecimento, correntes de linha desequilibradas, redução da capacidade de transferir potência, pulsação no torque, baixo rendimento, etc.[3].

A definição para o desequilíbrio das tensões proposta pela NEMA [4] é também conhecida como fator de desequilíbrio das tensões de linha (LVUR - line voltage unbalance rate). Nessa definição, o desequilíbrio das tensões é obtido pela relação entre o máximo desvio da média e essa média. Nessa análise, são usadas apenas as amplitudes das tensões de linha, ignorando-se os ângulos dos fasores. Esse método é conveniente para medidas no ambiente industrial porque seu cálculo envolve somente a amplitude das tensões de linha.

Outra definição para o desequilíbrio requer que as amplitudes e as fases das tensões de linha sejam conhecidas e isso torna esse método mais difícil de ser adotado em um ambiente industrial sem o uso de instrumentos mais sofisticados. Essa definição se utiliza das componentes simétricas e é a adotada pela ANEEL [5]. O fator de desequilíbrio é obtido pela relação entre a componente de tensão de sequência negativa e a componente de tensão de sequência positiva. Nesse método de cálculo, os ângulos dos fasores das tensões originais são considerados para se obter as componentes simétricas. Existe uma expressão matemática, conhecida por expressão da CIGRE, que conduz a resultados em consonância com aqueles obtidos pelo

método das componentes simétricas. Essa expressão não utiliza fasores e pode ser encontrada em [5].

A ABNT define que motores trifásicos de corrente alternada devem estar aptos para operar num sistema de tensões trifásicas tendo uma componente de sequência negativa que não exceda 1% da componente de sequência positiva durante um período prolongado, ou 1,5% durante um período curto, não superior a alguns minutos [6]. A mesma norma descrita em [6] diz: “a percentagem de desequilíbrio das tensões é calculada facilmente pelo usuário do motor a partir da medição das tensões nas três fases e utilizando a equação...”. A equação a que se refere a norma [6] é a descrita em [4], ou seja, a ABNT é tolerante quanto ao método utilizado para calcular o desequilíbrio.

A norma IEC [7] preconiza que o desequilíbrio das tensões deve permanecer no limite de 2%, embora os fabricantes de motores garantam as características nominais somente para desequilíbrios até 1%.

Como se observa em [6], apesar da definição de limites para o desequilíbrio, o tempo de duração do distúrbio não é quantificado. Devido a estas incertezas nas definições de limites, a lógica Fuzzy pode ser aplicada no processo de monitoramento. Quanto ao desequilíbrio de tensões e seus efeitos em motores de indução, os parâmetros que definem o comportamento da máquina são imprecisos, principalmente pela variação do valor da resistência elétrica dos enrolamentos estáticos que depende do ciclo de torque e velocidade de rotação da máquina, da geometria eletromecânica e dos materiais de fabricação da máquina.

De acordo com [1], uma das técnicas mais utilizadas para obter o estado de saúde do motor de indução está baseada no processamento das correntes de linha do estator. É importante ressaltar que, recentemente, o monitoramento de defeitos em máquinas elétricas tem se movido para a aplicação de técnicas de inteligência artificial (por exemplo, redes neurais, lógica fuzzy e algoritmos genéticos). Tais técnicas são de grande importância para a automação e controle de processos, pois exigem um mínimo de configuração inteligente uma vez que nenhuma análise detalhada do mecanismo de defeito e modelagem matemática do sistema é necessária.

No ramo da engenharia industrial, é comum engenheiros experientes apresentarem dificuldades na interpretação de dados de medição inconclusivos. Nessas situações, uma abordagem fuzzy pode ser útil no tratamento deste tipo de dados e obtenção de um diagnóstico (por exemplo, na detecção de defeitos em motores de indução). Além disso, um sistema baseado em lógica fuzzy permite a transformação de termos lingüísticos em termos numéricos através de regras de inferência fuzzy e funções de pertinência. A lógica fuzzy permite que os itens a serem descritos tenham um determinado grau de pertinência em um conjunto. Ao realizar o diagnóstico de defeitos, várias

situações podem ocorrer em que um objeto não é, precisamente, “bom” ou “ruim”, mas pode estar entre esses limites. Considerando que a interpretação da condição de funcionamento de um motor é um conceito fuzzy, este artigo descreve a aplicação de uma abordagem da lógica fuzzy (LF) para o diagnóstico do estator do motor de indução e condições das fases. A proposta da abordagem fuzzy é baseada no padrão Concórdia das correntes do estator do motor de indução. Ele usa o padrão de erros para superar o efeito do tempo de varredura de correntes no processo de diagnóstico [1]. Neste trabalho são apresentados resultados experimentais em um motor de 1 cv com relação à precisão na detecção de desequilíbrios de tensões comprovando a eficácia do sistema Detector de Defeitos Fuzzy (DDF).

II. ABORDAGEM DO VETOR CONCORDIA

Na maioria das aplicações industriais dos motores de indução trifásicos é comum não se utilizar o neutro na conexão à rede. Sem a ligação do neutro a corrente de rede não tem componente homopolar e a representação bidimensional (2D) pode então ser utilizada para descrever os fenômenos no motor. Uma representação bidimensional adequada é baseada no vetor Concórdia, às vezes chamado inadequadamente de vetor Park [1].

As componentes de corrente do vetor Concórdia (I_α e I_β) podem ser obtidas das correntes de rede (I_a , I_b e I_c) como segue:

$$\begin{cases} I_\alpha = \sqrt{\frac{2}{3}} I_a - \frac{1}{\sqrt{6}} I_b - \frac{1}{\sqrt{6}} I_c \\ I_\beta = \frac{1}{\sqrt{2}} I_b - \frac{1}{\sqrt{2}} I_c \end{cases} \quad (1)$$

Em condições ideais, as correntes trifásicas originam um vetor Concórdia com os seguintes componentes:

$$\begin{cases} I_\alpha = \frac{\sqrt{6}}{2} I_M \sin(w_s t) \\ I_\beta = \frac{\sqrt{6}}{2} I_M \sin(w_s t - \frac{\pi}{2}) \end{cases} \quad (2)$$

Onde I_M é o valor máximo da corrente de linha e w_s é a frequência da rede.

As componentes de Park da corrente são calculadas pela seguinte expressão:

$$\begin{bmatrix} I_d \\ I_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta_s & \sin\theta_s \\ -\sin\theta_s & \cos\theta_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_\alpha \\ I_\beta \end{bmatrix} \quad (3)$$

Onde $\theta_s = w t_s$ representa o ângulo entre o estator e os eixos rotativos de referência. No regime estacionário as

componentes de Park da corrente são valores contínuos “DC” e a plotagem no plano d-q é um ponto.

$$\begin{cases} I_d = 0 \\ I_q = \frac{\sqrt{6}}{2} I_M \end{cases} \quad (4)$$

Em contrário, o vetor Concórdia das correntes é um padrão circular centrado na origem das coordenadas como mostrado na Fig. 1. Esta é uma figura muito simples que permite, além de uma interface visual do problema, o monitoramento através dos desvios de forma dos padrões de correntes adquiridos.

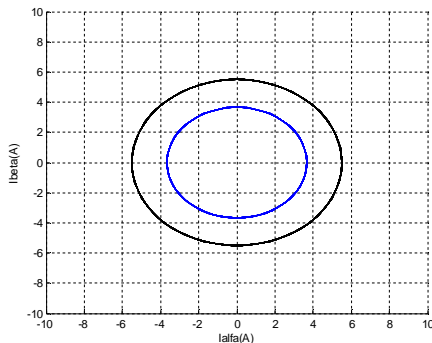


Fig. 1. Padrão concórdia de correntes para sinais senoidais.

III. MONTAGEM DO ENSAIO

Para a realização dos ensaios é necessário variar as tensões das fases de forma individualizada e isso é feito com a utilização de três variadores de tensão monofásicos. A carga mecânica é aplicada ao eixo do motor através do acoplamento deste a outro motor de indução que funciona como um gerador de indução. A Fig. 2 mostra o acoplamento realizado entre os motores de indução. São usadas polias com diâmetros diferentes fazendo com que o gerador de indução rotacione com uma velocidade superior à síncrona. O gerador de indução é ligado à rede elétrica através de um variador de tensão trifásico para se controlar a potência que esse gerador solicita do motor de indução. O motor é de 1 cv e o gerador de indução é de 2 cv. Ambos os motores são de 4 pólos, 220/380 V e 60 Hz.

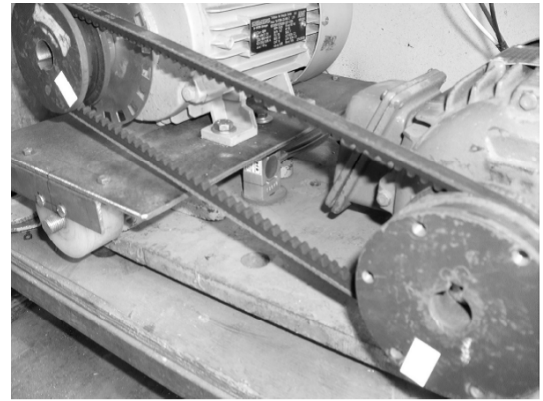


Fig. 2. Acoplamento realizado entre os motores de indução

Para os ensaios foram criados desequilíbrios nas tensões em torno de 2%, 4%, 6% e falta de fase. Ainda, para cada nível de desequilíbrio são realizados ensaios com 50% e 100% de carga mecânica.

Os ensaios permitem monitorar as variações do padrão Concórdia de correntes dependendo do grau de desequilíbrio nas tensões. Um aspecto importante adotado nos ensaios é manter o valor médio das tensões ao se criar os desequilíbrios. Por exemplo, para o valor de tensão 215 V e desequilíbrio de 6% é necessário diminuir uma das tensões de fase e aumentar a outra, mantendo a terceira e criando o desequilíbrio desejado sem alterar o valor médio das tensões que é 215 V. Não é possível manter essa condição na situação em que se simula a falta de fase.

Para o início das medições realizadas no ensaio, tomou-se o cuidado de deixar o motor de indução funcionando com carga nominal e tensão nominal durante uma hora com o objetivo de se atingir o equilíbrio térmico no motor e, assim, iniciar os ensaios e as medições com a mesma resistência ôhmica no cobre dos enrolamentos.

O torque não foi medido diretamente, mas obtido através da análise do escorregamento, medição da potência do gerador de indução e se conhecendo os demais dados nominais dos motores. A alteração no valor do torque foi feita pelo controle da tensão sobre o gerador de indução.

As correntes de linha que alimentam o estator são amostradas numa taxa de 6 kHz e a interface com o computador é feita através de uma placa de aquisição de dados NI USB-6009 da *National Instruments*. Para obtenção dos resultados, os dados são processados e tratados no *Matlab*.

IV. ABORDAGEM DO DIAGNÓSTICO FUZZY

Os sistemas fuzzy dependem de um conjunto de regras. Estas regras, do tipo se ‘antecedente’, então ‘consequente’ se aproximam a maneira do ser humano expressar seu

pensamento. Assim, um engenheiro pode se referir a uma máquina elétrica como “pouco segura” ou “pouco sobrecarregada”. Esta entrada linguística pode ser expressa por um sistema fuzzy, sendo sua arquitetura um agente facilitador na interface entre o conhecimento do engenheiro e domínio do sistema especialista. Além disso, são permitidas formas infinitas de verdade, uma característica que reflete a imprecisão do mundo real, onde as decisões são raramente precisas [1].

A Fig. 3 resume, de maneira genérica, a abordagem do DDF (abordagem do diagnóstico Fuzzy) adotado neste trabalho.

A. Projeto do detector de defeitos fuzzy

Na implementação prática do DDF utilizando o padrão Concórdia, o procedimento de diagnóstico é baseado em um conjunto adequado de regras, provenientes do conhecimento especialista do motor e dos experimentos, como pode ser visto nas Fig. 4, Fig. 5 e Fig. 6.

1) Variáveis de entrada e saída:

Neste trabalho, o padrão Concórdia das correntes estatóricas do MI saudável, ou seja, com fator de desequilíbrio de tensões (FDU) mínimo e motor sujeito aos desequilíbrios, aqui chamado de defeituoso (Fig. 4, 5 e 6) são usados para calcular as variáveis de entrada do DDF, cujos erros são definidos como segue:

$$\begin{cases} e_1(k) = P_s(k) - P_d(k) \\ e_2(k) = e_1(k) - e_1(k-1) \end{cases} \quad (5)$$

Onde P_s é considerado como referência do “Padrão Saudável” do motor e P_d é o “Padrão Defeituoso”. Estes padrões se alteram de acordo com as condições de operação e, por simplicidade se adota somente os rótulos *negativo* (N), *zero* (Z) e *positivo* (P) para as variáveis de entrada. A variável e_2 , que mede a variação do erro, dá exatamente o limiar entre as condições saudável e com defeito considerando a continuidade do incremento ou decremento do erro.

Com relação a duas amostras com FDU próximo de zero, não se observam diferenças entre os padrões de corrente, entretanto, como se observa na fig. 4, quando se compara o padrão saudável (FDU=0) com um padrão de defeito que tem FDU em torno de 2% tem-se uma alteração significativa no padrão concórdia de correntes.

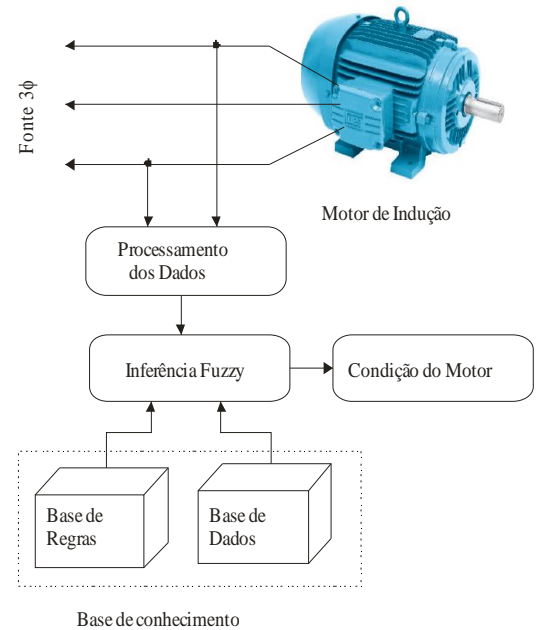


Fig. 3. Esquema da abordagem do diagnóstico Fuzzy.

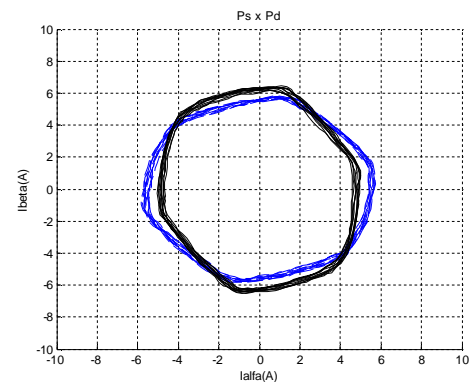


Fig. 4. Com carga nominal e com FDU=2%.

Com relação à Fig. 5 é possível observar uma grande variação nos padrões para a condição de defeito (FDU=4%), sendo essa condição tolerável desde que se reduza a potência fornecida pelo motor.

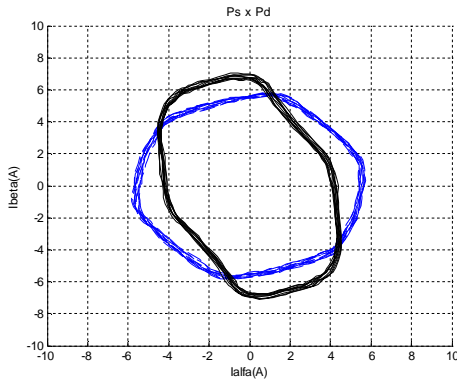


Fig. 5. Com carga nominal e com FDU=4%.

A Fig. 6, onde se tem a maior variação de padrão, mostra uma condição de funcionamento não permissível relativa à falta de uma fase na rede de alimentação.

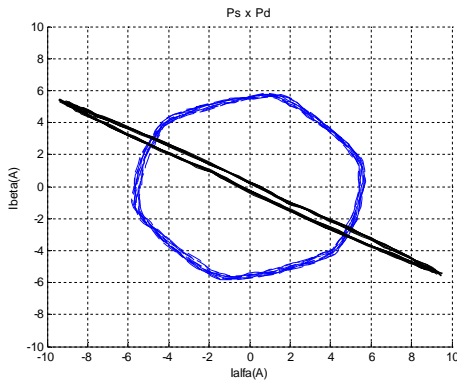


Fig. 6. Com carga nominal e com falta de fase.

Utilizando o DDF proposto, não é considerada a sensibilidade aos erros de medição no diagnóstico. Na verdade, o uso do erro nas variáveis de entrada reduz a influência dos erros de medição, aumentando a robustez da abordagem proposta em relação às incertezas do sistema. Quando uma falha incipiente ou um distúrbio na rede se desenvolve no sistema de acionamento, a corrente do motor, o torque e a velocidade são afetadas de forma periódica, provocando uma modulação simultânea das correntes das três fases. A intensidade da modulação depende da gravidade da anomalia.

O processo de fuzificação das entradas erro e desvio do erro do padrão Concordia de correntes, foi feito com base no conhecimento subjetivo do processo e, para tal, utilizou-se as funções de pertinência *negativo* (N), *zero* (Z) e *positivo* (P). As funções podem ser vistas na Fig. 7.

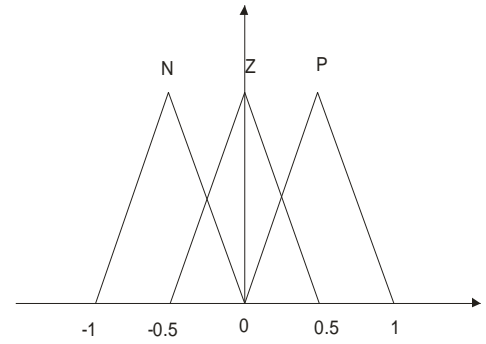


Fig. 7. Funções de pertinência das variáveis de entrada.

Para os fins deste estudo, a saída DDF é o grau de severidade (GS) que deve ser capaz de avaliar a gravidade do defeito.

As funções de pertinência para a saída da lógica nebulosa são mostradas na Figura 8. Nela é possível observar que a saída foi dividida em 4 graus de severidade: *muito-baixo* (MB); *baixo* (B), *médio* (M) e *alto* (A).

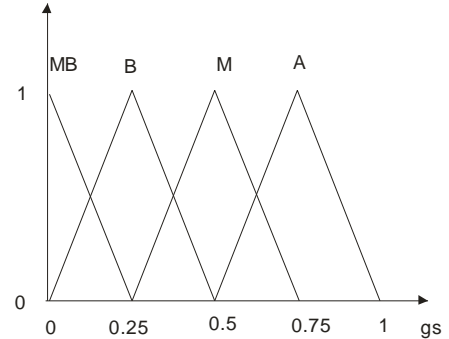


Fig. 8. Funções de pertinência das variáveis de saída.

2) *Conhecimentos Extraídos*: Uma vez que as funções foram escolhidas, as regras fuzzy (se, então) podem ser derivadas. A lista de regras é apresentada na Tabela I.

TABELA I. REGRAS LINGUISTICAS		
Se e_1 é	E e_2 é	Então GS é
N	N	M
Z	N	B
P	N	M
N	Z	A
Z	Z	MB
P	Z	M
N	P	A
Z	P	B
P	P	A

Como ilustração:

- Se (e_1 é N e e_2 é P) então (GS é alto): Esta regra define que se o erro entre o padrão saudável e o defeituoso é negativo e se o erro aumenta a severidade é alta;

- Se (e_1 é P e e_2 é N) então (GS é médio): Quando o erro entre o padrão saudável e o defeituoso é positivo e se este erro diminui, então a severidade na saída é média;
- Se (e_1 é Z e e_2 é P ou N) então (GS é pequeno): Este caso indica a presença de falha incipiente, em que os padrões são iguais, mas o erro tem aumento ou diminuição.

V. RESULTADOS

O método de cálculo adotado neste trabalho para o fator de desequilíbrio das tensões (FDU) é o proposto pela NEMA, descrito na Eq. (6). Foram elaborados gráficos da saída para o GS do DDF proposto para facilitar a leitura e interpretação dos resultados.

$$FDU (\%) = \frac{Max[|V_{ab}-V_{Lm}|, |V_{bc}-V_{Lm}|, |V_{ca}-V_{Lm}|]}{V_{Lm}} \cdot 100 \quad (6)$$

A Fig. 9 mostra o grau de severidade (GS) obtido para o sistema DDF para pequenas alterações do padrão saudável. Cabe salientar que o sistema dinâmico das correntes adquiridas torna difícil a obtenção de uma saída sem oscilações e mesmo para pequenas perturbações o grau de severidade fuzzy (GSF) não resultou no atributo “muito baixo” (MB). Os valores numéricos apresentados neste trabalho foram obtidos pelo método de defuzzificação do Centro da Área (C-o-A) ou Centro de Gravidade devido à melhor adequação dos resultados.

Com desequilíbrio de 2%, tanto o valor máximo (0.45) como a oscilação do GS aumentam, como se observa na Fig. 10, resultando num GSF “médio” (M) que pode ser considerado aceitável [7].

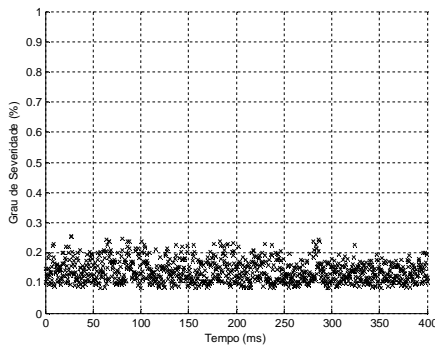


Fig. 9. Carga nominal, FDU=0.03%.

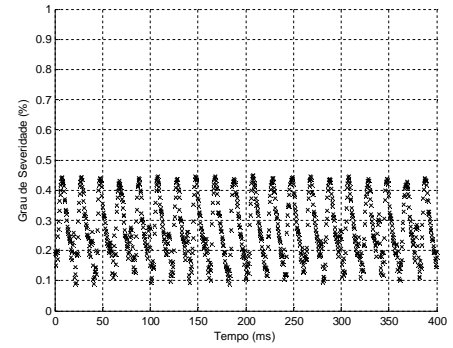


Fig. 10. Carga nominal, FDU=2%.

Na Fig. 11, tem-se o caso de FDU de 4%, com um valor máximo do GS acima de 0.5, saída do GSF “alta” (A), que configura uma condição não permissível para carga nominal [6,7].

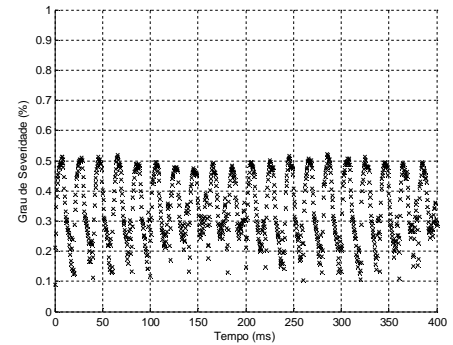


Fig. 11. Carga nominal, FDU=4%.

Os resultados demonstram a capacidade do sistema de diagnóstico para a correta identificação da condição de desequilíbrio. A severidade maior, como era de se esperar é para o caso da falta de uma fase com GSF “Alto” e valor máximo da defuzzificação próximo de 0,75.

A Tabela II organiza os dados relevantes obtidos do sistema proposto.

TABELA II. GRAU DE SEVERIDADE PARA DIFERENTES FDU.

Carga (%)	FDU (%)	GS	GSF
50	0	0.26	B
50	2	0.45	M
50	4	0.52	A
50	6	0.69	A
50	Falta de fase	0.75	A
100	0	0.31	B
100	2	0.47	M
100	4	0.55	A
100	6	0.67	A
100	Falta de fase	0.75	A

Para facilitar a comparação entre a relação entre o GS e o FDU foram plotados na Fig. 12, os valores obtidos para as duas condições de carregamento. Observa-se a similaridade do comportamento do DDF proposto para as duas condições. Ainda com relação ao GS é possível observar a linearidade entre a variação do FDU e o GS para os desequilíbrios de 2, 4 e 6%. É conveniente salientar que o valor permitido é até 2% [7] e para valores acima deste, deve-se reduzir a potência requerida do motor para evitar danos.

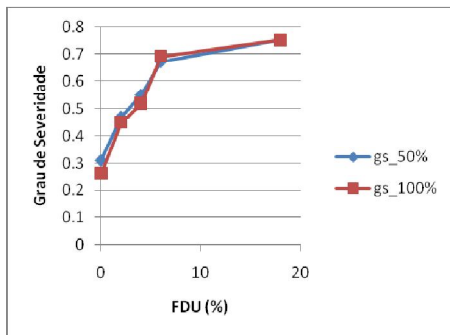


Fig. 12. Grau de severidade para diferentes FDU com 50% e 100% de carga.

VI. CONCLUSÕES

Este trabalho está voltado para a detecção e diagnóstico do desequilíbrio de tensões em motores de indução por meio aquisição e medição das correntes de linha. A abordagem pela Lógica Fuzzy está baseada no padrão Concórdia de correntes do motor em duas condições predefinidas de carregamento, 50% de carga e com carga nominal.

Os resultados do ensaio foram apresentados em termos da precisão na detecção e na extração de conhecimento para condições diferentes de desequilíbrio de tensões.

Estes resultados indicam que é possível a detecção e diagnóstico do desequilíbrio através do sistema proposto sem a necessidade de medir as tensões de linha, pois o padrão

obtido pela transformação Concórdia é sensível tanto às variações dos parâmetros da rede como das variações dos parâmetros internos ao motor.

Para a generalização da proposta para outros motores com especificações diferentes é necessário apenas adaptar os ganhos de normalização do DDF proposto no universo de discurso de entrada e saída para a potência do motor. Essa adaptação foi comprovada por este trabalho que utilizou um motor de 0.75 kW diferente do MI de 4 kW utilizado por [1].

Além disso, a qualidade de fornecimento de energia com relação a outros fatores, tais como a distorção harmônica, afetará o padrão saudável, mas como a abordagem proposta está baseada na diferença entre a condição saudável e a condição de defeito ainda assim, será válida.

VII. REFERÊNCIAS

- [1] F. Zidani et al. "Induction Motor Faults Diagnosis by a Current Concordia Pattern-Based Fuzzy Decision System". *IEEE Trans. On Energy Conversion*, Vol. ED-18, pp. 469-475, 2003.
- [2] Zeraouia et al. "A Simple Fuzzy Logic Approach for Induction Motors Stator Condition Monitoring", *Journal of Electrical Systems*, pp. 15-25, 2005.
- [3] Y. J. Wang, "Analysis of Effects of Three-Phase Voltage Unbalance on Induction Motors with Emphasis on the Angle of the Complex Voltage Unbalanced Factor," *IEEE Trans. on Energy Conversion*, vol. 16, no. 3, pp. 270- 275, 2001.
- [4] NEMA - National Electrical Manufacturers Association, Motors and Generators, NEMA MG1-2006.
- [5] ANEEL - Agência Nacional de Energia Elétrica, PRODIST, Módulo 8 - Qualidade da Energia Elétrica. Resolução Normativa nº 469, 2011.
- [6] ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas. NBR 17094-1: Máquinas Elétricas Girantes - Motores de Indução - Parte 1: Trifásicos. Rio de Janeiro, 2008.
- [7] IEC - International Electrotechnical Commission, Rotating electrical machines - Part 26: Effects of unbalanced voltages on the performance of three-phase cage induction Motors, IEC 60034-26, 2006.