

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA**

**DETECÇÃO DE FALHAS EM MOTORES  
DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS COM ROTOR  
DE GAIOLA EM FUNCIONAMENTO**

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA  
CATARINA PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM  
ENGENHARIA ELÉTRICA**



0.265.551-1

UFSC-BU

**ROBERTO MEZA CUBILLA**

**FLORIANÓPOLIS, MARÇO DE 1997**

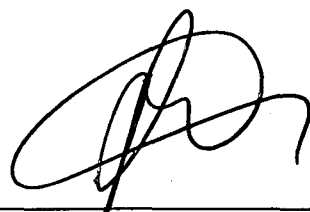
**DETECÇÃO DE FALHAS EM MOTORES DE INDUÇÃO  
TRIFÁSICOS COM ROTOR DE GAIOLA EM FUNCIONAMENTO**

**ROBERTO MEZA CUBILLA**

**ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA  
OBTENÇÃO DO TÍTULO DE**

**MESTRE EM ENGENHARIA**

**ESPECIALIDADE ENGENHARIA ELÉTRICA, CONCEPÇÃO E  
ANÁLISE DE DISPOSITIVOS ELETROMAGNÉTICOS, E  
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE  
PÓS-GRADUAÇÃO**



---

**Prof. Renato Carlson, Dr. Ing.**  
Orientador

---

**Prof. Adroaldo Raizer, Dr. INPG**  
Coordenador do Curso de Pós-Graduação  
em Engenharia Elétrica

**BANCA EXAMINADORA**

---

**Prof. Renato Carlson, Dr. Ing.**

---

**Prof. Nelson Sadowski, Dr. INPT**

---

**Prof. Enio Walmor Kassick, Dr. INPT**

---

**Prof. João Carlos dos Santos Fagundes, Dr. INPT - Supl.**

*A Dios;*

*A mi esposa Rute;*

*A mi familia: Papá,  
Mamá y Hnos.;*

*A los Hermanos de la  
Iglesia Adventista del  
Sétimo Día.*

## AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, Prof. Renato Carlson, pela motivação e pelas decisões sábias para a condução deste trabalho.

Aos colegas do GRUCAD, pelo ótimo ambiente de trabalho proporcionado.

Ao colega Jhoe (do LAESP) pela ajuda e paciência.

Ao colega Iverton Consentino de Lima, pela longa convivência harmoniosa e descontraída.

À todos os professores do GRUCAD pela apoio e disposição para aconselhar.

À todos os amigos, pela presença constante.

Aos membros da banca examinadora, pelo grande privilégio outorgado e observações importantes.

À WEG, na pessoa do Moacyr Rogério Sens, pelos motores fornecidos.

Ao Governo Brasileiro, pelo programa de pesquisa e extensão, que transpõe fronteiras. Assim como, pelo apoio financeiro através do CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico).

## RESUMO

Neste trabalho é proposta uma análise acurada dos métodos de diagnóstico de falhas em Motores de Indução Trifásicos (MIT) de rotor de Gaiola em funcionamento (On-Line).

Uma análise das falhas mais comuns em MIT e um estudo pormenorizado das suas origens, se mecânicas ou eletromagnéticas, e/ou ambos, levam ao desenvolvimento de modelos analíticos, que permitem definir o método ou estratégia a ser aplicado.

Os métodos de diagnósticos, que permite a detecção de falhas, não apenas em motores de indução, mas também em geradores, ou mesmo, em máquinas síncronas, são descritos de acordo com a sua aplicabilidade, bem como, a sua complexidade para a implementação.

Também são considerados os custos, tanto para a sua concepção, quanto para a sua instalação em escala industrial, ou na sua origem de fabricação.

São apresentados resultados de simulações, bem como as vantagens e desvantagens para cada método estudado. Os métodos aqui abordados, não necessariamente são os únicos que se conhecem, nem mesmo esgota-se a sua abrangência e aplicabilidade. Procurou-se sintetizar as estratégias de diagnósticos em MIT, para os métodos mais recentes e usuais encontrados.

Pode-se perceber uma área que está em crescimento progressivo, que tem futuro não distante, muito promissor, é a aplicação de Redes Neurais Artificiais, ou sistemas inteligentes, que permite através do aprendizado fazer uma análise muito precisa e detalhada.

Com uma simples observação da variação dos parâmetros da máquina, pode-se concluir que, este método apresenta muita eficiência, e isto, se deve à facilidade do aprendizado do sistema concebido.

Na parte experimental concebeu-se um dispositivo, com a finalidade de fazer uma análise espectral da corrente estatórica (nos eixos direto e de quadratura), em um MIT com rotor de gaiola defeituosa. Para isto, foi projetado um circuito observador (das correntes rotóricas -  $I_d/I_q$ ) e transformador do sistema (Trifásico/Bifásico - DQ). Os parâmetros da máquina foram obtidos por meio de ensaios (à vazio e rotor bloqueado para três motores idênticos), e então, simulado no PSPICE.

Na fase da implementação foi provocado intencionalmente um corte, em um dos lados do anel de curto-circuito. Depois outro corte no mesmo lado, mas diametralmente oposto. Posteriormente foram realizados ensaios a vazio e com carga nominal, usando o mesmo estator, apenas trocando os rotores, isto é, dois rotores sadios e um com defeito. Da mesma forma, provocou-se uma interrupção em uma das barras (depois, outras quebras nas barras adjacentes) da gaiola, e, repetiram-se os mesmos ensaios.

A implementação deste circuito simples e de baixo custo, baseou-se na resolução da transformada inversa de Park. A estratégia de detecção de corrente é descrita e analisada.

**Palavras chaves:** Motor de indução, falha em máquinas, método de detecção, etc.

## ABSTRACT

In this work is proposed a comprehensive analysis of the fault diagnostic method in on-line Cage Induction Motors (CIM).

The faults analysis more common in CIM and a detailed study background of mechanics or electromagnetic, and/or both carrying to development of analytic model which to permit thus determine the method or strategy to be applied.

The diagnostic of methods beyond to permit trouble detect, not only in IMC but also the generators same else in synchronous machines are described by accord with your applicability and the complexity for the implementation.

Are also to account the costs, as for your conception as the your installation in the factory, or on your origin manufacturing.

Are presented results of simulation, also the advantage and disadvantage for each method. The here studied methods aren't the only what if knowing neither same to drain at your emphasis and applicability. Was seek the strategy synthesis of diagnostic in IMC, of the modern and usually met.

An area discerned which is in progressive development and has future no much distant, very hopeful, is the application of Artificial Neural Network (ANN), or intelligent systems, because to permit perform a accurate and detailed analysis through of learning.

A simple observation of the parameters variation in the machines, if can to conclude with, this method present many efficiency, and this due the learning facility of the system performed.

In the experimental part was designed one device, with finality to make a spectral analysis of the stator current (in the quadrature and direct axis), in the IMC with faulty

rotor (broken bars and hewn endring).

In the beginning was obtained component values of the circuit observer (current rotor's -  $I_d / I_q$ ) and transformer system (Three-phase / Two-phase - DQ). The of machine's parameters was obtained through the tests (no-load and breakdown rotor in three identical motors) and then was dummy in the PSPICE software.

The implementation this simple circuit by low cost based at resolution inverter transformed Park's.

On implementation phase was intentionally provoked one cut in the ring and afterwards achieved no-load and rated load tests using the same stator, only changing rotor them, this is, two health rotors and one no-health.

Thus same, was doing one rupture in the bar of cage with ring torn and the same tests repeated. Was doing the spectral analysis this signal for the definition subsequent of anomaly.

**Keywords:** Induction motor, faults in machines, diagnostics method, protection etc.



## SIMBOLOGIA

$\theta_r$	Ângulo relativo à rotação do rotor em relação ao estator .
$\omega_r$	Frequência do Rotor.
$\omega_e$	Frequência do Estator.
$\beta$	Ângulo entre a força contra-eletromotriz e a corrente $I_s$ no motor.
$z$	Ângulo da corrente do Estator.
$\xi$	Ângulo da corrente do Rotor.
$\sigma$	Fator de dispersão do fluxo
$\mu_0$	Permeabilidade do ar.
$\phi_d, \phi_q$	Fluxos concatenados segundo os eixos D e Q do rotor.
$\mu_i$	Permeabilidade do ar.
$\omega_r$	Velocidade mecânica do rotor.
$\tau_s$	Constante de tempo elétrica do motor.
$\omega_s$	Velocidade angular elétrica.
$\phi_v$	Fluxo concatenado com o rotor.
$\delta_g$	Área efetiva do entreferro.
$C_{em}$	Conjugado eletromagnético do motor.
$C_L$	Conjugado de carga do motor.
D	Eixo de referência direto fixo no rotor.
$f_m$	Fluxo Mútuo.

$f_n$	Frequência nominal de Rede.
$f_{em}$	Força eletro-motriz.
$f_{mm}$	Força magneto-motriz.
$f_{cem}$	Força contra-eletromotriz
$H_a$	Intensidade do campo magnético
$i_a, i_b, i_c$	Correntes nas fases a, b e c da máquina.
$I_1, I_2$	Correntes estatóricas e rotóricas.
$I_m$	Corrente magnetizante.
$I_c$	Sinal de tensão proporcional a corrente $I_s$ .
$I_d, I_q$	Componentes da corrente nas fases, segundo os eixos D e Q do rotor.
$I_{slim}$	Corrente máxima
$J$	Coefficiente de inércia do motor.
$l_a$	comprimento do entreferro do motor.
$L_d, L_q$	Componentes da indutância nos eixos de referências D e Q do rotor.
$L_1$	Indutância por fase do estator.
$L_2$	Indutância por fase do rotor.
$L_m$	Indutância mútua.
$n$	Número de ordem das harmônicas.
$n_s$	Velocidade síncrona.
$N_1$	Número de Ranhuras do Estator.
$N_2$	Número de Ranhuras do Rotor.
$p$	Número de pólos do motor.
$P_u$	Permeância do entreferro.

- Q Eixo de referência de quadratura fixo no rotor
- $R_1$  Resistência por fase do estator.
- $R_2$  Resistência por fase do estator.
- s Escorregamento.
- $U_1$  Tensão induzida no estator.
- $V_a, V_b, V_c$  Tensões de fase do motor.
- $V_d, V_q$  componentes de tensão nos eixos D e Q.
- $V_{slim}$  Tensão limite da componente fundamental da fem.
- X Reatância.

## SUMÁRIO

RESUMO.....	V
ABSTRACT.....	VII
SIMBOLOGIA .....	IX

### CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO GERAL .....	1
------------------------	---

### CAPÍTULO 2

#### ORIGEM E DESCRIÇÃO DE FALHAS MAIS COMUNS EM MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DE ROTOR DE GAIOLA E MODELOS ANALÍTICOS

2.1 - INTRODUÇÃO.....	5
2.2 - ORIGENS E DESCRIÇÃO DAS AVARIAS RELATIVAS AO ESTATOR E ROTOR.....	7
2.2.1 - PRINCIPAIS CAUSAS E DESCRIÇÃO DAS FALHAS MAIS COMUNS NO ESTATOR.....	7
2.2.1.1 - SISTEMA DE ALIMENTAÇÃO DESEQUILIBRADO .....	7
2.2.1.1a - ANÁLISE DA COMPONENTE SIMÉTRICA .....	8
2.2.1.2 - PARTIDA DIRETA E REGIMES DE FUNCIONAMENTO SOBRECARREGADOS....	13
2.2.1.3 - SOBRETENSÃO NA ALIMENTAÇÃO E/OU FREQUÊNCIA ALTA OU BAIXA.....	13
2.2.1.4 - AGENTES AMBIENTAIS.....	15
2.2.1.5 - ESFORÇOS MECÂNICOS .....	16
2.2.1.6 - DESCARGAS PARCIAIS. ....	17
2.2.1.7 - ENVELHECIMENTO DO ISOLAMENTO .....	17
2.2.2 - PRINCIPAIS CAUSAS E DESCRIÇÃO DAS FALHAS REFERENTES AO ROTOR EM GAIOLA.....	19
2.2.2.1 - EXCENTRICIDADE .....	20
2.2.2.2 - ORIGENS DA EXCENTRICIDADE.....	20
2.2.2.3 - FRATURAS NO EIXO .....	21
2.3 - MODELOS ANALÍTICOS .....	21

## CAPÍTULO 3

### MÉTODOS DE DIAGNÓSTICOS DE AVARIAS EM MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DE GAIOLA (ON-LINE) E EXEMPLOS

3.1 - INTRODUÇÃO.....	25
3.2 - MÉTODOS BASEADOS NA ANÁLISE DA CORRENTE ELÉTRICA .....	27
3.2.1 - GENERALIDADES .....	27
3.2.2 - ANÁLISE ESPECTRAL DA CORRENTE ELÉTRICA ESTATÓRICA .....	33
3.2.2.1 - SISTEMA DE ALIMENTAÇÃO DESEQUILIBRADO .....	41
3.2.2.2 - MÁQUINA ALIMENTADA POR PWM.....	44
3.2.3 - APLICAÇÃO DA TRANSFORMADA DE FOURIER E O VETOR DE PARK.....	45
3.2.3.1 - GENERALIDADES.....	45
3.3 - MÉTODO BASEADO NA ANÁLISE DO FLUXO MAGNÉTICO.....	49
3.4 - MÉTODO BASEADO NA ANÁLISE DE VIBRAÇÕES.....	53
3.5 - MÉTODO BASEADO NA ANÁLISE DE VELOCIDADE.....	59
3.6 - MÉTODO BASEADO NA ANÁLISE DA TEMPERATURA .....	60
3.7 - MÉTODO BASEADO NA ANÁLISE DE FLUÍDOS DE REFRIGERAÇÃO OU DE LUBRIFICAÇÃO.....	61
3.8 - APLICAÇÃO DO CIRCUITO NEURAL ARTIFICIAL.....	61
3.9 - EXEMPLO DA ESTRATÉGIA DE MONITORIZAÇÃO MULTIPARAMÉTRICA.....	66
3.10 - CONCLUSÃO .....	72

## CAPÍTULO 4

### IMPLEMENTAÇÃO DO MÉTODO DE ANÁLISE ESPECTRAL DAS CORRENTES (ESTATÓRICAS E ROTÓRICAS) E RESULTADOS

4.1 - INTRODUÇÃO.....	73
4.2 - MODELAMENTO DE UM MIT E SEU CORRESPONDENTE OBSERVADOR .....	73
4.2.1 - GENERALIDADES .....	73
4.3 - ANÁLISE TEÓRICA DAS COMPONENTES DA CORRENTE .....	80
4.4 - ESTUDO DAS FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA DO MODELO DO MIT PARA A OBTENÇÃO DAS CORRENTES DO ROTOR $I_{D2}$ E $I_{Q2}$ .....	81
4.5 - CORRENTES OBSERVADAS ( $I_b/I_q$ ) PARA O ESTATOR E ROTOR.....	83

4.6 - CONCLUSÃO .....	88
-----------------------	----

## CAPÍTULO 5

CONCLUSÃO GERAL .....	89
REFERÊNCIAS .....	92
ANEXO .....	108

# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO GERAL

O desenvolvimento de métodos de diagnósticos de avarias reveste-se de singular importância, considerando a sua aplicabilidade, quer seja no domínio da manutenção dos equipamentos, quer na do controle de qualidade durante o seu processo de fabricação.

A utilização do motor de indução trifásico (MIT) à escala mundial é sem dúvida uma verdade bem presente. O advento dos controladores cada vez mais sofisticados e de baixo custo, bem como, o desenvolvimento de novos métodos de controle, tem possibilitado o uso deste tipo de motores, devido à pouca (ou nenhuma) manutenção exigida e aplicabilidade do mesmo, por exemplo (níveis mais críticos): nas Centrais térmicas e nucleares de produção de energia elétrica, nas Plataformas marítimas de exploração petrolífera, nas Refinarias, Minas e Linhas de produção industriais em geral.

Em se tratando de anomalias, a predição de uma falha é de fundamental importância pois as aplicações do MIT são diversas, podendo também ser simultaneamente mais críticos. Devemos também considerar suas implicações, ao nível econômico (interrupção da produção, reparações dispendiosas, etc.), e até da própria segurança, que uma tal situação originaria. Isto conduz à necessidade de precaver-se quanto à ocorrência intempestiva de avarias.

Outros aspectos que ainda podem ser mencionados são a Robustez, o Baixo custo e Rendimento aceitável dos MIT. Os aspectos construtivos e circuitos equivalentes de um MIT, podem ser vistos no anexo 2.

Estudos estatísticos de fiabilidade (dec. 60), demonstram um conhecimento apenas qualitativo [167]. Relatórios da IEEE, isto é, 1973/74 [168-173]: IEEE 493-1980 [174] apresentam a manutenção inadequada (17%) e defeitos de fabricação (15%) como principais fatores que influenciam a ocorrência de avarias em motores elétricos, sendo as partes mais afetadas o Isolamento dos enrolamentos (50%) e Mancais (29%).

Relatórios de 1984 - IEEE [175] revelam uma condição mais acurada e explícita das anomalias: avarias relativas aos mancais (41%), avarias relativas ao estator (37%), avarias relativas ao rotor (10%) e outras avarias (12%). Assim, os mancais e os enrolamentos do estator constituem as áreas mais afetadas, de acordo com a figura 1.1.



Fig.1.1.- Sectograma representativo da distribuição de falhas, segundo o estudo publicado pelo EPRI [10].

A área de pesquisa será definida pelas estratégias de manutenção, que são: a curativa (corretiva), a periódica (preventivo) e a condicionada (preditiva). Esta última permite estabelecer, para cada parâmetro considerado, níveis limite correspondentes à situação de ocorrência de avarias, com base nos quais se torna possível avaliar a gravidade da condição de funcionamento dos equipamentos em cada instante.

A detecção de avarias constitui o objetivo primordial da monitorização de parâmetros indicadores da sua ocorrência. Na figura 1.2. é apresentado o esquema de diagnóstico.

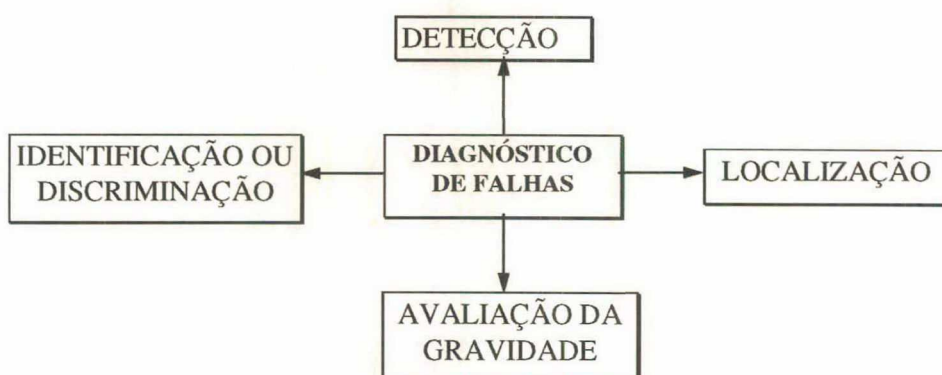


Fig.1.2.- Aspectos intrínsecos ao processo de diagnóstico.

Entende-se por avarias como a condição de um equipamento, material ou sistema, caracterizada pela cessação da possibilidade do desempenho cabal das funções requeridas. Assim, visualiza-se as catastróficas, evolutivas e as intencionais. Isto possibilitará a observação dos tipos de anomalias e os seus efeitos.



Nos MIT de rotor de gaiola podem observar-se avarias nos mancais relativas ao estator. Estas avarias podem ser ocasionadas por um sistema de alimentação desequilibrada, partida direta e sobrecargas, sobretensão, agentes ambientais, esforços mecânicos, descargas parciais; envelhecimento do isolamento de enrolamento, etc.

As relativas ao rotor são: excentricidade, fratura no eixo, barras quebradas, etc..

As de natureza mecânica, decorrem da montagem imprópria, de regimes de funcionamento excepcionais e da lubrificação relativas (falta ou excesso). E os fenômenos associados a estes podem ser: a vibração, o ruído, os impulsos de choque, o sobreaquecimento, e a produção de partículas de desgaste.

A corrente de circulação que passa pelos mancais induz tensões nos eixos que dão origem aos chamados: assimetria no circuito magnético, variações na largura do entreferro, excentricidade do rotor, deformações do estator, materiais de diferentes permeabilidades, distribuições assimétricas de correntes (estator e rotor), distorção do campo magnético (radial, circunferencial ou axial), tensões cuja amplitude exceda a tensão de isolamento da película de lubrificante: formação de crateras na superfície dos mancais; degradação do lubrificante; produção de partículas metálicas. Formação de estrias, particularmente nas pistas dos mancais de rolamentos. As técnicas de prevenção mais simples, seriam: o isolamento dos suportes dos mancais e/ou a ligação do eixo à terra.

Nos enrolamentos do estator podem-se registrar avarias por fadiga de natureza térmica, elétrica, mecânica e ambiental. Podendo ocorrer outras falhas, tais como enrolamento do estator em aberto (single-phasing), bem como, a interrupção de uma fase na alimentação, etc..

No capítulo 2 são descritas as falhas (relativas ao rotor e estator) mais comuns em MIT de gaiola. Estas falhas podem ser definidas como: operação assimétrica, curto-circuito entre fases, curto-circuito entre fase e terra, curto-circuito entre espiras, partida direta e regimes sobrecarregados, excentricidade estática e dinâmica do entreferro,

‘stress’ térmico, bem como barras quebradas e anéis de curto-circuito falhados. Também serão discutidos os modelos analíticos a fim de analisar os motores sob a influência de avarias.

No capítulo 3 são apresentados os métodos de diagnósticos de avarias em MIT (On-Line) que buscam atender ou abranger os tipos de falhas mencionadas acima. Assim surgem os métodos de diagnósticos baseados na análise da corrente elétrica, que se subdividem em: análise espectral da corrente elétrica e a aplicação da Transformada Complexa de Fourier; os baseados na análise do fluxo magnético; os da análise espectral do conjugado desenvolvido; os da análise de vibrações; os da análise da velocidade; os baseados na análise da temperatura; os da análise de fluidos de refrigeração ou de lubrificação; os da estratégia da monitorização multiparamétrica e o mais recente, o método baseado no circuito neural artificial.

As metodologias citadas acima não obedecem necessariamente uma concepção cronológica, porém, foram surgindo de acordo com as necessidades e disponibilidade de ferramentas para a sua consecução, bem como as exigências de respostas para as análises cada vez mais acuradas e de menor custo, devido aos equipamentos que elas envolvem.

No capítulo 4 serão mostrados as características do sistema simulado para a verificação da falha nos anéis de curto-circuito do rotor de gaiola em MIT, e sua implementação. Serão descritos também os ensaios, os sinais observados, bem como o funcionamento do MIT nos planos D e Q.

Finalmente as conclusões gerais do trabalho, também, as sugestões para a continuidade do trabalho são apresentados no capítulo 5.

## CAPÍTULO 2

### ORIGEM E DESCRIÇÃO DE FALHAS MAIS COMUNS EM MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DE ROTOR DE GAIOLA E MODELOS ANALÍTICOS

#### 2.1.- INTRODUÇÃO

A análise de alguns dos mais importantes estudos estatísticos relativos à fiabilidade de motores, apresentada no Capítulo 1, permitiu concluir que, no que se refere ao motor de indução, as avarias relativas aos mancais e aos enrolamentos estatóricos constituem, em conjunto, cerca de  $\frac{3}{4}$  do número total registrado, enquanto as relativas ao rotor apresentam aproximadamente 10% desse valor. A percentagem restante abrange um conjunto diversificado de manifestações.

Com o objetivo de se proceder à análise dos diversos fenômenos relativos à ocorrência de falhas é necessário, porém, abordar isoladamente os principais tipos de anomalias que compõem as áreas identificadas.

As avarias relativas aos mancais são de natureza caracteristicamente mecânica. Com efeito, existem problemas de alinhamento resultantes fundamentalmente *da montagem imprópria dos mancais e/ou da imposição de regimes de funcionamento excepcionais*, bem como problemas de *lubrificação* relativos.

As falhas relativas ao estator dos MIT de gaiola encontram-se associadas aos respectivos enrolamentos. A ocorrência de avarias localizadas no núcleo ferromagnético representam um acontecimento muito menos freqüente. A degradação do isolamento existente na região interlaminar, resulta, fundamentalmente, de esforços mecânicos diversos. Estes apresentam um conjunto diversificado de manifestações possíveis, podendo ainda verificar-se a ocorrência simultânea de diversas combinações.

As condições de funcionamentos para as quais a ação dos referidos mecanismos e representativos processos de degradação se tornam mais acentuadas, são:

- Sistema de alimentação desequilibrada [12,13,19,22,23,24,29,30];
- Arranque direto e regimes de funcionamento sobrecarregados [39,40];

- Sobretensões na alimentação [19,22];
- Agentes ambientais [20];
- Esforços mecânicos [37,43,56];
- Descargas parciais [42-46,51];
- Envelhecimento [15,16,17,51].

Diversos mecanismos de fadiga de natureza térmica, eletromagnética, residual (do processo de fabricação), dinâmica, mecânica e ambiental, interagindo no rotor em gaiola dos motores de indução trifásicos, constituem os principais fatores responsáveis pela ocorrência de falhas, tais como:

- Fraturas nas barras rotóricas [58-65,73];
- Anel de curto-circuito interrompido [35,36];
- Excentricidade estática e dinâmica [85,111];
- Fraturas no eixo do motor.

As conseqüências são sempre maiores do que se imagina, para os casos de desequilíbrio no sistema de alimentação. As perdas por efeito Joule no rotor apresentam valores superiores aos observados em situação de funcionamento normal. Isto sobreaquece o rotor e os mancais, bem como o estator, afetando o isolamento dos respectivos enrolamentos. Observa-se também uma variação das perdas por efeito Joule na estator (devido ao aumento das correntes). As perdas não são distribuídas uniformemente devido ao desequilíbrio das correntes.

Deve-se ainda considerar que a aplicação de um sistema desequilibrado de tensões aos terminais de um MIT origina, para pequenos valores de escorregamento, um desequilíbrio percentual bastante mais acentuado nas respectivas correntes (6 a 10 vezes superiores). O aumento da temperatura chega aproximadamente ao dobro do quadrado da percentagem do desequilíbrio da tensão [23-25, 28]. Por exemplo, um desequilíbrio de 3,5% da tensão traduzir-se-á num aumento de cerca de 25% do valor da temperatura. A vida útil dos enrolamentos é reduzida em cerca de 50% sempre que o aumento exceda em 8 a 10°C o seu valor nominal [25,28-29].

A estratégia de proteção destes fenômenos, é realizada através de diversos tipos de reles ou dispositivos baseados nas variações registradas no fluxo de dispersão axial dos motores, ou ainda na variação simultânea da corrente de alimentação e do respectivo defasamento relativo à tensão.

## **2.2.- ORIGENS E DESCRIÇÃO DAS AVARIAS RELATIVAS AO ESTATOR E ROTOR**

### **2.2.1.- PRINCIPAIS CAUSAS E DESCRIÇÃO DAS FALHAS MAIS COMUNS NO ESTATOR**

Os enrolamentos das máquinas elétricas girantes encontram-se sujeitos à ação perniciosa de diversos mecanismos de fadiga de natureza térmica, elétrica, mecânica e ambiental [15]. As falhas associadas aos enrolamentos do estator apresentam um conjunto diversificado de manifestações possíveis, conforme ilustra a figura 2.1, podendo ainda verificar-se a ocorrência simultânea de diversas combinações daquelas [16].

Na figura 2.1 ilustra-se algumas falhas mais comuns nos enrolamentos estatóricos de uma máquina qualquer, podendo dar-se a ocorrência de mais de uma falha simultaneamente.

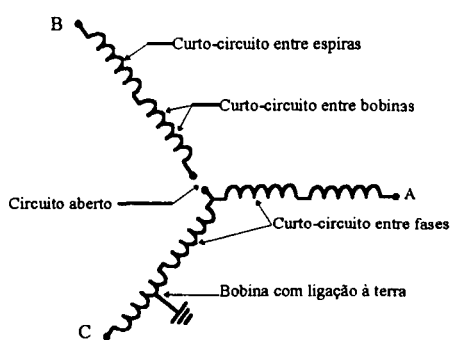


Fig.2.1.- Estator ligado em estrela, evidenciando possíveis modos de ocorrência de avarias nos enrolamentos.

#### **2.2.1.1 - Sistema de alimentação desequilibrado:**

O caso limite de desequilíbrio corresponde à situação de interrupção de uma fase na alimentação, ou quando um dos enrolamentos do estator encontra-se em circuito

aberto [18,22], (single-phasing). O método das componentes simétricas constitui a ferramenta matemática usualmente utilizada na análise detalhada das condições de funcionamento de motores alimentados por sistemas de tensão desequilibrados [13,16-24,45].

O efeito de desequilíbrio no sistema de alimentação é, assim, representado pela introdução de uma componente de tensão de seqüência negativa, responsável pela criação do fluxo magnético no entreferro girando em sentido oposto ao do rotor.

Tal distribuição de fluxo induz no rotor a circulação de corrente, cuja freqüência ( $f_r$ ) é aproximadamente o dobro da componente fundamental da freqüência do sistema de alimentação ( $f_n$ ) para pequenos valores de escorregamento ( $s$ ). Deste modo, devido à elevada freqüência desta corrente, a resistência do circuito rotórico correspondente à componente de seqüência negativa, apresenta sob a influência do efeito pelicular, um valor superior ao correspondente à componente de seqüência positiva [15-18,20,22,23].

Globalmente, as perdas por efeito Joule no rotor apresentam, assim, valores superiores aos observados em situação de funcionamento normal. O sobreaquecimento resultante, além de afetar o rotor e os mancais, transmite-se também ao estator, afetando o isolamento dos respectivos enrolamentos [18]. Este efeito é especialmente desastroso nos motores 'standard', nos quais grande parte do calor gerado no rotor é dissipado através do estator.

Precisa-se ainda considerar, por sua vez, a variação das perdas por efeito Joule no estator resultantes do aumento registrado na corrente [18,21,23]. A aplicação de um sistema desequilibrado de tensões aos terminais de um motor de indução trifásico origina, para pequenos valores de deslizamento [17], um desequilíbrio percentual bem mais acentuado nas respectivas correntes.

#### 2.2.1.1a - Análise da Componente Simétrica:

A existência de assimetrias no circuito magnético devido às variações na largura do entreferro (saturação, abertura de ranhuras, etc.), bem como a utilização de materiais de diferentes permeabilidades ou ainda outras assimetrias relativas ao processo de

fabricação das máquinas [17], constituem causas principais do aparecimento de uma diferença de potencial (ddp) entre as extremidades do eixo [13,24,44].

Analogamente, as distribuições assimétricas de correntes, quer no estator quer no rotor, resultantes da ocorrência de defeitos (curto-circuito entre espiras do enrolamento, barras rompidas, sistema de alimentação desequilibrados, etc.), conduzem, também, à distorção do campo magnético segundo os planos radial e circunferencial, ou ainda segundo a direção axial [18].

Um estudo detalhado sobre as componentes simétricas [18] mediante o auxílio do diagrama vetorial, proporcionará uma poderosa ferramenta para o estudo do desbalanceamento ou desequilíbrio dos enrolamentos estáticos.

As expressões para três fasores desbalanceados como uma função das componentes de fasor balanceado são:

$$V_A = V_{A0} + V_{A1} + V_{A2} \quad (2.1a)$$

$$V_B = V_{B0} + V_{B1} + V_{B2} \quad (2.1b)$$

$$V_C = V_{C0} + V_{C1} + V_{C2} \quad (2.1c)$$

As componentes de seqüência positiva, negativa e zero de qualquer fase, sempre têm uma relação angular com respeito a um outro, através do operador:  $a = \exp(j2\pi/3)$ .

Assim,

$$V_{A0} = (V_A + V_B + V_C) / 3 \quad (2.2a)$$

$$V_{A1} = (V_A + aV_B + a^2V_C) / 3 \quad (2.2b)$$

$$V_{A2} = (V_A + a^2V_B + aV_C) / 3 \quad (2.2c)$$

Relações semelhantes podem ser escritas para as componentes B e C.

As relações das tensões com as correntes são:

$$V_A = I_A(Z_e + Z_n - 2Z) + I_B(Z_m + Z_n - 2Z) + I_C(Z_m + Z_n - 2Z) \quad (2.3a)$$

$$V_B = I_A(Z_m + Z_n - 2Z) + I_B(Z_e + Z_n - 2Z) + I_C(Z_m + Z_n - 2Z) \quad (2.3b)$$

$$V_C = I_A(Z_m + Z_n - 2Z) + I_B(Z_m + Z_n - 2Z) + I_C(Z_e + Z_n - 2Z) \quad (2.3c)$$

As componentes simétricas das tensões aplicadas podem agora ser determinadas, como:

$$V_{A0} = (V_A + V_B + V_C) / 3 = I_{A0} Z_0 \quad (2.4a)$$

$$V_{A1} = (V_A + aV_B + a^2V_C) / 3 = I_{A1} Z_1 \quad (2.4b)$$

$$V_{A2} = (V_A + a^2V_B + aV_C) / 3 = I_{A2} Z_2 \quad (2.4c)$$

Onde:

$$Z_0 = (Z_e + 3Z_n + 2Z_m - 6Z) : \text{Impedância de seqüência zero}; \quad (2.5a)$$

$$Z_1 = (Z_e - Z_m) \quad (2.5b)$$

$$Z_2 = (Z_e - Z_m) \quad (2.5c)$$

Na figura 2.2 é apresentado um circuito simplificado do enrolamento de um motor, ligado à fonte de alimentação.

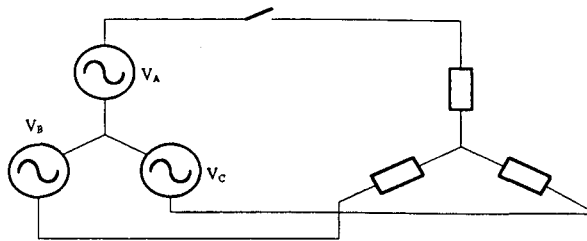
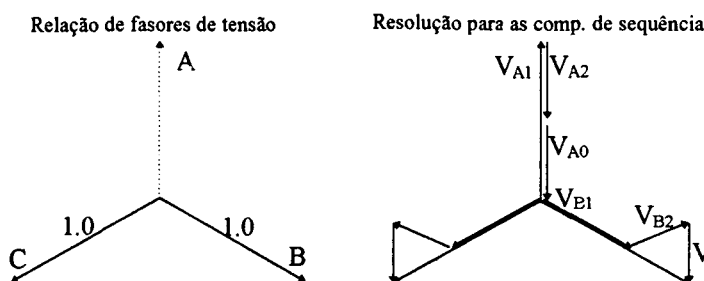


Fig. 2.2.- Configuração de uma fonte senoidal trifásica acoplada ao enrolamento estático ligado em estrela.

A relação de fasores, assim como, a resolução para as componentes de seqüência (positiva, negativa e zero), são mostrados na figura 2.3.





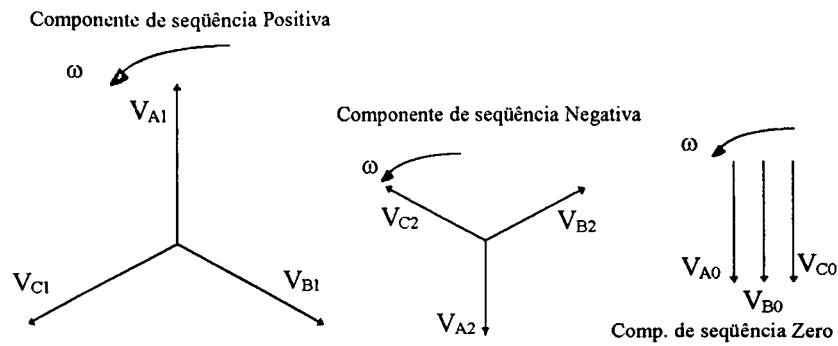


Fig. 2.3.- Impedâncias do circuito.

Para o estudo e análises das componentes simétricas é apresentado na figura 2.4, um esquema básico, para suas respectivas impedâncias.

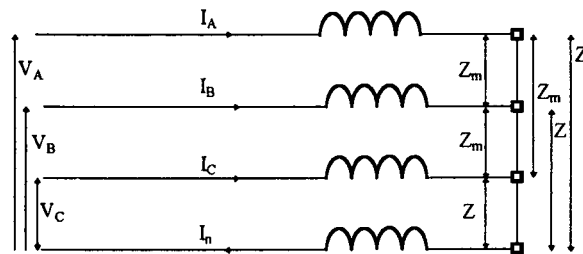


Fig. 2.4.- Análises das Componentes simétricas.

Um diagrama esquemático de um motor ligado em estrela, com uma falta de fase (single-phasing), é demonstrado na figura 2.5 abaixo.

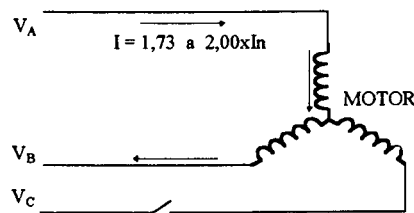


Fig. 2.5.- Diagrama trifilar do motor.

Um MIT quando alimentado por um sistema desequilibrado de tensões origina, para pequenos valores de escorregamentos [18], um desequilíbrio percentual muito mais acentuado (aproximadamente igual ao dobro do quadrado da percentagem de desequilíbrio da tensão) nas respectivas correntes [18,39,43,45,49].

O diagrama de fasores para as componentes de seqüências, para o caso de tensões desequilibrados e a resolução para as correntes, são mostrados nas figuras 2.6 e 2.7 respectivamente.

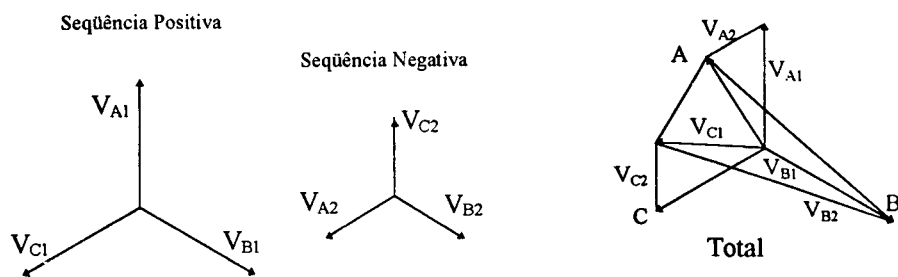


Fig. 2.6.- Diagrama do Vetor Resolução para a Tensão.

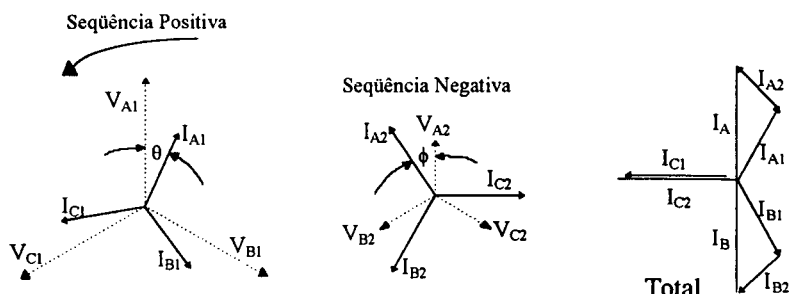


Fig. 2.7.- Diagrama do Vetor Resolução para a Corrente.

A corrente de seqüência negativa é causada pelo motor ou pelo sistema de alimentação durante uma situação de desequilíbrio de tensão (por exemplo, fase aberta, falha monofásica ou carga desequilibrada), ou quando há espiras curto-circuitadas no enrolamento do estator. Estas correntes, induzem correntes no rotor que fluem com o dobro da freqüência da rede. A amplitude desta corrente depende da localização da falha, do número de espiras curto-circuitadas, da indutância mútua e das impedâncias do motor e do sistema. O perigo para as partes do rotor é uma função do desequilíbrio da corrente do estator.

Embora as tensões ou correntes de fase desequilibradas sejam facilmente identificadas, é a componente de seqüência negativa que expõe o motor a riscos. Então, a simples medição do desequilíbrio pode não fornecer o grau de proteção necessária ao motor.

As correntes de fase de seqüência negativa produzem um fluxo que gira numa direção oposta aquela da rotação do motor. Este fluxo corta as barras do rotor numa velocidade muito alta e gera uma tensão pronunciada, resultando numa grande corrente no rotor. Além disso, a corrente de 120 Hz induzida, produz um acentuado efeito “Skin” (pelicular) nas barras do rotor, aumentando significativamente a resistência do rotor. O

aquecimento do rotor é considerável para desequilíbrios de tensão insignificantes. O aquecimento excessivo pode ocorrer com correntes de fase menores do que a corrente nominal do motor.

#### 2.2.1.2 - Partida Direta e Regimes de Funcionamento Sobrecarregados

Em máquinas de indução trifásicas, sobretudo as de grande potência [22-25], desenvolvem-se durante o período de arranque forças de natureza eletrodinâmica de grande amplitude entre as bobinas constituintes dos enrolamentos do estator [26], onde as cabeças de bobinas constituem a área mais afetada pela ação de referidas forças. Pode-se verificar nesta região terminal, deflexões capazes de danificarem o isolamento das bobinas, ou ainda provocarem fraturas nos condutores utilizados em motores de potências e tensões nominais elevadas [22,26-28].

A configuração complicada destas forças, a geometria tridimensional do campo eletromagnético nesta região, bem como as dificuldades em quantificar as características mecânicas das próprias estruturas, têm conferido ao estudo do comportamento dinâmico desta área um caráter bastante complexo [26,27].

A situação pode se agravar muito mais ainda, quando ocorrem, simultaneamente, regimes de funcionamento sobrecarregados. Podem ser mencionadas conseqüências, tais como fadiga; sobreaquecimento prolongado devido à impossibilidade de dissiparem todo calor gerado e ação das forças eletromagnéticas exercidas na região das cabeças das bobinas, pelo aumento da temperatura nas características dinâmicas [29].

#### 2.2.1.3.- Sobretensão na Alimentação e/ou freqüência alta ou baixa

São resultantes, fundamentalmente, da ocorrência de descargas elétricas atmosféricas, ou do funcionamento da aparelhagem de proteção e manobra (ex.: disjuntores de vácuo) existente nos circuitos de alimentação dos motores, principalmente de tensões nominais elevadas. Para a minimização das referidas sobretensões deverão ser considerados os modos de propagação através dos enrolamentos, fazer uma avaliação da robustez intrínseca do isolamento, e os elementos capacitivos e indutivos para uma

maior uniformização da amplitude da tensão entre as espiras dos enrolamentos [19,30-34].

O efeito da sua distribuição ao longo dos enrolamentos resulta acentuadamente não linear, constituindo as bobinas mais próximas dos terminais de alimentação dos motores, a área mais afetada pela ocorrência destes fenômenos transitórios [18,19,31-33]. Amplitude elevada de tensão leva à degradação do isolamento por ruptura, particularmente na região entre as espiras onde o nível de isolamento é, geralmente, inferior ao do adotado no revestimento exterior dos enrolamentos [18,30,31,33].

As sobrecargas podem elevar a temperatura do estator acima dos limites térmicos projetados para o sistema de isolamento do enrolamento. Contudo, em todos os casos onde ocorre uma sobretemperatura, o tempo é um fator importante. A capacidade de um motor de indução armazenar calor é relativamente grande. Sobrecargas leves por curtos períodos de tempo não causarão aumentos de temperaturas prejudiciais, porque o excesso de calor é armazenado nas massas dos condutores, núcleo e partes da estrutura. Por outro lado, para condições de rotor bloqueado, a taxa de aumento da temperatura será muito rápida devido às grandes correntes envolvidas.

Conjuntamente com a aplicação de dispositivo de descarga de sobretensões, elementos capacitivos e indutivos poderão ser também utilizados na proteção de motores na ocorrência de tais fenômenos, com o propósito de contribuírem para uma maior uniformização da amplitude da tensão entre as espiras dos enrolamentos [23,40,41,44,46].

Segundo as Normas Brasileira (NBR) e Americana (IEC), os motores devem operar perfeitamente na condição nominal com uma variação de mais ou menos 10% da tensão nominal, ou mais ou menos 5% da frequência nominal, ou uma combinação das duas que forneçam a soma do valor absoluto dos desvios que não exceda 10% e a variação da frequência não exceda mais ou menos 5%.

As variações na tensão ou na frequência, ou em ambas, geralmente resultam num aumento da temperatura do enrolamento do estator acima daquela esperada em condições nominais de operação. Dentro dos limites definidos, o aumento na

temperatura de operação é permissível desde que seja de curta duração e que seja considerado como não prejudicial à isolação.

Contudo, se as variações de tensão e frequência são previstas para ocorrer frequentemente ou de forma contínua por longos períodos, a expectativa de vida da isolação do motor será diminuída. Em tais situações pode-se optar por motores com aumento de temperaturas maior que a normal em condições nominais para compensar as condições adversas de operação.

Um pequeno desequilíbrio de tensão produz um grande fluxo de corrente de seqüência negativa. A impedância de seqüência negativa é aproximadamente igual a impedância de rotor bloqueado, de modo que uma pequena tensão de seqüência negativa produzirá grandes correntes de seqüência negativa. Então, a impedância de seqüência negativa em p.u. é aproximadamente igual ao inverso da corrente do rotor bloqueado com tensão nominal, em p.u. A severidade desta condição é indicada pelo fato de que com esta corrente extra, o motor pode experimentar um aumento percentual de 40 a 50% na temperatura. O aumento nas perdas será muito maior no rotor.

Além dos mecanismos de fadiga associados às condições de funcionamento anteriormente analisadas, distinguem-se, ainda, diversos fatores de degradação do isolamento dos enrolamentos.

#### 2.2.1.4.- Agentes Ambientais

Trata-se da contaminação resultante da infiltração de umidade, óleos, areias, etc., ou da acumulação de poeiras, ferrugem ou resíduos diversos, bem como a ação corrosiva de alguns produtos químicos, ou de ambientes com elevado teor de salinidade ou, ainda, a deterioração decorrente da exposição a radiações ou temperaturas ambientais elevadas [27,32,35,36]. Por exemplo se o motor está instalado em locais onde a temperatura ambiente pode ser maior ou muito menor que a temperatura nominal, considerações especiais como a descritas a seguir devem ser observadas.

Como a temperatura ambiente é normalizada ( $40^{\circ}\text{C}$ ) e levada em consideração para o cálculo da temperatura final do motor, nas condições nominais de operação, com

o aumento da temperatura do meio onde o motor está instalado, a temperatura do enrolamento do motor aumentará na mesma quantidade. Isto significa que um motor que opera em uma temperatura ambiente maior que a nominal, mesmo com carga nominal, pode submeter o enrolamento a uma sobre-temperatura similar àquela que resultaria se o motor estivesse sobrecarregado numa temperatura ambiente normal. A potência de operação do motor pode ser reduzida adequadamente de forma que ele possa operar em ambientes com temperaturas mais alta ou em altitudes mais elevadas. Entretanto, a vida da isolação do motor é uma função da sua temperatura em um período de anos. Um motor com carga nominal que alcança uma temperatura alta anormal por um curto tempo, somente nos dias quentes de verão, mas trabalha em temperatura normal ou menor o resto do ano, não terá a vida da sua isolação seriamente encurtada.

#### 2.2.1.5.- Esforços Mecânicos

Danos físicos consideráveis no isolamento dos enrolamentos poderão resultar da existência de peças soltas no interior dos motores ou da penetração de corpos contundentes. Vibrações mecânicas de origem diversa, ou ainda o contato entre o rotor e a superfície interna do estator, constituem outros exemplos de situações envolvendo esforços mecânicos de caráter destrutivo [27,32,35,36].

A ventilação inadequada é causada pela redução do fluido refrigerante sobre as partes do motor, das quais o calor deve ser removido. Os motores que operam com os caminhos do fluido refrigerante total ou parcialmente obstruídos podem ter o fluxo de ar restringido de forma a ficarem quentes. De forma similar, telas, filtros, ou outros dispositivos no circuito de ar do motor podem ficar entupidos e podem reduzir o fluxo refrigerante.

Motores projetados para aplicações especiais, tais como motores selados em bombas submersas, envolvem condições ambientais não usuais, as quais necessitam de considerações especiais. Estes casos devem ser avaliados individualmente. Partes mecânicas tais como eixos e mancais devem ser adequados para as condições de falhas que possam ocorrer.

#### 2.2.1.6.- Descargas Parciais

Constituindo um fator de degradação do isolamento dos enrolamentos, particularmente em motores de tensões nominais elevadas, ocorrem descargas elétricas parciais, associadas à existência de um campo elétrico local cuja intensidade exceda a rigidez dielétrica do meio, resultando, assim, na ionização deste.

Estas ocorrências resultam, da formação em serviço de cavidades na estrutura isolante. Também é responsável pela ativação de processos de erosão de natureza eletroquímica. Com efeito, descargas parciais internas poderão ainda ocorrer como resultado da introdução de corpos estranhos no interior da camada isolante, ou da formação de espaços ociosos, durante o processo de fabricação [27,32,33].

#### 2.2.1.7.- Envelhecimento do Isolamento

O envelhecimento normal dos materiais constitui um fator de degradação natural do isolamento dos enrolamentos. Análise quantitativa das variações registradas em diversos parâmetros intrínsecos ao funcionamento dos motores, permite o adequado estabelecimento de níveis de atuação das proteções baseadas na medição de alguns desses parâmetros, constituindo ainda, um importante suporte para o desenvolvimento de métodos de diagnósticos viáveis.

O envelhecimento do isolante podem produzir alterações significativas no comportamento de parâmetros como a intensidade de corrente, as vibrações, ou o binário eletromecânico, quando analisados globalmente ou apenas em relação a determinados harmônicos, ou ainda, no caso da corrente, em função das suas componentes simétricas [27,32,35,37].

A deterioração do sistema de isolação elétrica dos enrolamentos do estator é uma causa comum de falha e redução da vida útil do motor. Isto pode ser o resultado de inúmeras causas, tais como:

- Isolação exposta a umidade;
- “Stress” excessivo do dielétrico;

- Danos devidos a causas mecânicas;
- Danos devidos a causas térmicas.

As propriedades físicas e dielétricas de um sistema de isolamento se deterioram com o tempo, e como qualquer outra atividade química, o processo de deterioração é acelerado por uma elevação de temperatura. Uma regra empírica obtida através de testes experimentais indica que a vida de um sistema de isolamento reduz-se aproximadamente pela metade para cada aumento de 10°C (uma faixa de 7 a 12°C é indicada para modernos sistemas de isolamento) da temperatura do enrolamento e aproximadamente dobra para cada diminuição de 10°C. Assim, a vida da isolamento está relacionada com o tempo que a isolamento é mantida numa dada temperatura.

Na prática, as falhas do enrolamento resultantes da decomposição (química) do dielétrico são atribuídas geralmente a condições tais como:

- Surto elétrico (descargas);
- Umidade;
- Penetração de elementos contaminantes condutores;
- “Stress” mecânico devido a forças de vibração ou distorção que ocorrem durante a partida.

Desconsiderando-se as razões associadas com a falha, o efeito da elevação de temperatura é o de reduzir a capacidade da isolamento resistir a solicitações abusivas, tanto elétricas quanto mecânicas.

As curvas de capacidade térmica do motor são difíceis de serem obtidas e variam consideravelmente com o tamanho e projeto do motor. Estas curvas são a média aproximada de uma região térmica imprecisa, onde podem ocorrer danos e diminuição da vida do isolante em graus muito variados.



## 2.2.2.- PRINCIPAIS CAUSAS E DESCRIÇÃO DAS FALHAS REFERENTES AO ROTOR EM GAIOLA

Diversos mecanismos de fadiga de natureza térmica, eletromagnética, residual, dinâmica, mecânica e ambiental, interagindo no rotor em gaiola de esquilo dos MIT, constituem os principais fatores responsáveis pela ocorrência de avarias [36,41,39].

Fraturas nas barras rotóricas, particularmente na região dos anéis de curto-circuito, constitui uma das situações mais frequentes. Partida direta, bem como a operação sujeita a regimes de funcionamento sobrecarregados, contribuem significativamente para a ocorrência de uma tal situação [27, 39,40-43].

Seus efeitos devido às correntes rotóricas de elevada amplitude ( $\sim 10I_n$ ) numa refrigeração mínima, ocasionarão além de esforços mecânicos consideráveis (forças de ação centrífuga [27,36,39], vibrações [39,42,44,45], forças de natureza eletrodinâmica [42], etc.), um aumento significativo da temperatura, sendo mais grave no caso de rotores de barras profundas, devido à formação de gradientes térmicos [36,39,41]. Assim também, arranque consecutivos e prolongados, bem como oscilações de carga [27,39,45], como exemplos de regimes de funcionamento sobrecarregados, são capazes de exacerbar os efeitos resultantes do mesmo.

Ainda estão associados os fatores tecnológicos relativos aos defeitos oriundos de fábrica, e também as assimetrias residuais resultantes da aplicação de determinados processos construtivos [18,27,39,42,44,45].

A barra em defeito sofrerá um sobreaquecimento na região próxima da fenda, fomentando o seu desenvolvimento. Uma vez fraturada a barra, estabelecer-se-á um arco elétrico através da fratura, o qual poderá causar danos significativos no núcleo laminado rotórico. As barras adjacentes suportarão uma corrente de valor mais elevado e, portanto, mecanismos de fadiga mais intensos, resultando no desenvolvimento de novos processos de fratura. Finalmente, as barras fraturadas poderão soltar-se por ação de forças centrífugas atuando no rotor, causando danos físicos em outras barras, ou ainda nos enrolamentos do estator (ver itens 2.2.7 e 2.2.9).

### 2.2.2.1.- Excentricidade

Traduzindo-se na introdução de assimetrias no circuito magnético [36,58] (entreferro não uniforme), a excentricidade do rotor constitui um problema particularmente significativo no domínio dos MIT, em virtude da reduzida largura do entreferro.

#### *a) Excentricidade estática:*

O centro de rotação ( $O_R$ ), coincidente com o centro geométrico do rotor ( $O_r$ ), encontra-se deslocado relativamente ao centro geométrico do perímetro interno do estator ( $O_s$ ) [59,60]. A posição correspondente à largura mínima radial do entreferro apresenta-se fixa no espaço, como na figura 2.8a. [18,57,61-63].

#### *b) Excentricidade dinâmica:*

O centro geométrico do rotor ( $O_r$ ) encontra-se deslocado relativamente ao centro de rotação ( $O_R$ ) [57,59-63]. A posição correspondente à largura mínima radial do entreferro roda ao longo do perímetro interno do estator, caracterizando-se, assim, a excentricidade dinâmica em função do espaço e do tempo (Fig.2.8b).

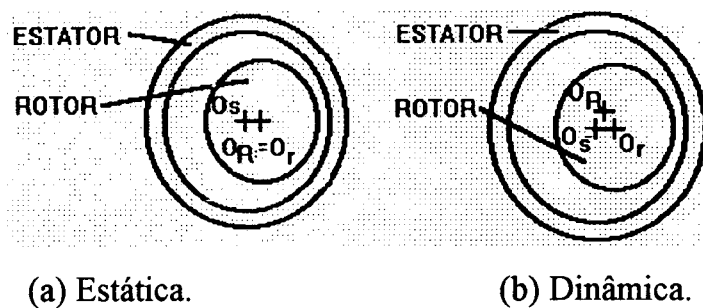


Fig. 2.8.- Excentricidade estática (a) e dinâmica (b).

### 2.2.2.2.- Origens da Excentricidade

As excentricidades aparecem devido às tolerâncias dimensionais das diversas componentes das máquinas: o posicionamento incorreto do rotor relativamente ao estator, a deformação de eixos, assim como, avarias relativas aos mancais (posicionamento incorreto, folgas, desgaste excessivo, etc.). Ainda podem ser citados como causadores da excentricidade o desalinhamento dos acoplamentos, o desequilíbrio dinâmico do rotor, a ressonância mecânica à velocidade crítica, bem como as

deformações do rotor resultantes de sobreaquecimentos ou da existência de gradientes térmicos.

As variações na largura do entreferro, resultam numa distribuição assimétrica de fluxo magnético nessa região, que por sua vez, desencadeia uma série de efeitos adversos: desequilíbrio das forças radiais no entreferro (unbalanced magnetic pull) [57,59,64-76]; passagem da corrente elétrica induzida através do eixo e mancais [13,18,57,59](v. 2.2.7), resultante da criação de fluxo homopolar [58,72-74]; Vibrações [57,59,70,71,76-79] e ruído [57,59,70,71,80-85].

### 2.2.2.3.- Fraturas no Eixo

Resultam dos esforços mecânicos a que é submetido, particularmente intensos durante a ocorrência de severos regimes transitórios de funcionamento resultantes de perturbações não só no sistema mecânico ao qual se encontra acoplado, mas também no sistema elétrico de alimentação da máquina [13,18,45].

Durante o período de arranque de MIT de tensões nominais elevadas, devido ao caráter pulsatório e à elevada amplitude do conjugado eletromecânico desenvolvido, ele é solicitado com esforços mecânicos consideráveis, atuando no eixo, podendo conduzir ao desenvolvimento de fraturas [36], bem como situações de ressonância, em virtude da possibilidade de ocorrência de oscilações envolvendo esforços de torção [13,18,45].

As forças de ação centrífuga exercidas sobre o eixo contribuem, por sua vez, para a propagação das fraturas [13,18,45].

## 2.3.- MODELOS ANALÍTICOS

Diversos modelos analíticos têm sido desenvolvidos também a fim de analisar os motores sob a influência de avarias localizadas na gaiola rotórica, para o desenvolvimento de métodos de diagnóstico apropriados [40,42,47-49,50-56].

Efetivamente, *esquemas equivalentes relativos* ao regime estacionário de funcionamento de MIT afetados por diversos tipos de assimetrias na gaiola rotórica, entre as quais a correspondente à fratura de barras, encontram-se desenvolvidos com

base na aplicação às correntes estatóricas do *método das componentes simétricas* (ver 2.2.3). A validação experimental dos resultados obtidos através da consideração destes esquemas equivalentes, requerendo a medição das correntes rotóricas, envolve a utilização de um tipo especial de motor, de geometria invertida, isto é, com o rotor colocado externamente.

Do mesmo modo os efeitos decorrentes da existência de tal assimetria (investigados isoladamente) e das correspondentes grandezas características do funcionamento em regime permanente na ausência de defeitos podem ser sobrepostos. Desta forma, observa-se que o efeito resultante da existência de barras fraturadas se traduz na circulação de correntes de amplitude igual àquelas que circulariam na ausência de defeito, mas com sentidos opostos.

A distribuição de correntes rotóricas assim obtida, origina alterações do campo magnético no entreferro, que poderão ser detectadas através das variações registradas na envoltória da curva da tensão induzida em duas bobinas de teste, ligadas em série e colocadas diametralmente opostas no estator de forma a eliminar a influência da componente fundamental do fluxo.

A análise baseada na consideração de *um modelo de malhas para o circuito rotórico* [47-49], estabelece uma relação entre as correntes estatóricas e rotóricas, e a tensão aplicada ao estator (supostamente a partir de um sistema de alimentação equilibrado) com base na definição de uma matriz de impedâncias de acoplamento. O modelo matemático assim concebido, possibilita uma análise bastante genérica do funcionamento de MIT afetados pela ocorrência de uma ou mais fraturas nas barras rotóricas e/ou nos anéis de curto-circuito, independentemente da disposição dessas fraturas [47-49].

Efetuada no domínio espectral, *a análise da corrente estatórica* poderá ser utilizada eficazmente na detecção de assimetria no rotor. *A análise espectral das vibrações* produzidas na carcassa dos motores, ou ainda a medição das oscilações registradas na sua velocidade, poderão também ser utilizadas com idêntica finalidade [49].

A existência de assimetrias na gaiola rotórica de MIT, originando uma distribuição não uniforme de fluxo magnético no entreferro, provoca ainda um desequilíbrio das forças radiais atuando nessa região “unbalanced magnetic pull (ump)” [57]. Isto permite concluir que o desequilíbrio das forças radiais no entreferro será tanto mais elevado quanto maior for o valor das correntes nas barras rotóricas, o que significa que a situação mais crítica ocorrerá durante o período de arranque dos motores [55].

Tais assimetrias poderão ser caracterizadas através da presença de uma componente espectral específica na corrente estatórica, quando o motor se encontre alimentado por um sistema de tensões de seqüência negativa (a componente fundamental de seqüência negativa da corrente rotórica  $f_1 = (2-s) f_n$ ), induzirá no estator uma corrente correspondente, cuja freqüência é  $f = |(3-2s)f_n$ , bastando, para o efeito, relacionar a amplitude da componente inversa da tensão aplicada ao estator com a referida componente espectral [56]. Ainda existe a possibilidade de existência de correntes fluindo entre as barras rotóricas de motores de tensões nominais elevadas quando afetadas pela ocorrência de fraturas na gaiola (podendo também existir em gaiolas não fraturadas), particularmente intensas na região adjacente da fratura [41,43]. A *análise dos harmônicos* introduzidos na corrente do estator por aquela componente se mostra inconclusiva no que diz respeito à detecção de tais defeitos.

A análise espectral das vibrações produzidas segundo a direção axial é, por sua vez, apontada como uma alternativa eficaz. A circulação não uniforme de correntes tangenciais entre uma barra fraturada e aquelas adjacentes originará o aparecimento de uma distribuição assimétrica de fluxo axial, responsável pela produção de tais vibrações.

O fenômeno da circulação de correntes entre as barras rotóricas se apresenta fortemente condicionado pelo valor do escorregamento, devido à influência do efeito pelicular no comportamento de parâmetros como a impedância intrínseca das barras ou as resistências de contato entre estas e o núcleo rotórico. Conclui-se, assim, que para pequenos valores de escorregamento, a percentagem de corrente que circula numa barra fraturada em função daquela que circula na ausência de defeito se apresenta

suficientemente reduzida para que modelos analíticos tais como apresentado acima, se considerem representativos da situação em análise [40,47,49]. Igualmente, o abordado para o estudo do comportamento de MIT de gaiola afetados pela existência de assimetrias no rotor, devido ao fato de envolver a consideração de um sistema de tensões de alimentação de seqüência negativa e, portanto, de correntes rotóricas de freqüência aproximadamente dupla da componente fundamental da freqüência de alimentação [55].

Pode-se concluir que os fenômenos aqui relacionados e descritos indicam ou relacionam claramente as possibilidades do desenvolvimento de métodos de diagnósticos confiáveis e direcionados para as falhas mais comuns em motores de indução trifásicos de rotor de gaiola.

## CAPITULO 3

### MÉTODOS DE DIAGNÓSTICOS DE AVARIAS EM MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DE GAIOLA (On-line) E EXEMPLO

#### 3.1 - INTRODUÇÃO

A manutenção de máquinas elétricas girantes representa, no contexto global da manutenção industrial, uma área de acentuada importância. Com efeito, a vasta utilização industrial das máquinas elétricas [1,2,4-7], em particular o Motor de Indução Trifásico (MIT), motivada pela sua robustez e baixo preço, torna essencial, por razões de caráter econômico e de segurança, o desenvolvimento de métodos de detecção de avarias numa fase precoce da sua formação. Assim, a máquina poderá ser retirada de serviço e reparada no momento mais conveniente, de maneira a evitar graves interrupções no sistema de produção, permitir a intervenção dos técnicos de acordo com a sua disponibilidade e a possibilitar a aquisição dos componentes avariados, atenuando eficazmente a necessidade de grandes quantidades em reserva.

Traçar a evolução verificada no domínio da detecção de avarias, que pode ser uma grande ferramenta para uma fábrica, na linha de produção, implica necessariamente a referência aos métodos que caracterizam a sua gênese.

O período inicial da utilização industrial das máquinas elétricas [1,4], caracterizado por um relacionamento fortemente personalizado do homem com a máquina, desperta nele uma apurada sensibilidade, que lhe permite conhecer pelo tato e pela audição do ruído emitido, o estado de funcionamento das máquinas [74,76]. Porém, quando se requer otimizar o produto, ou diagnosticar, precisa-se de métodos mais acurados.

Com a crescente complexidade das instalações industriais, tais métodos de caracterizar predominantemente empíricos (ou apenas sensitivos), tornam-se insuficientes, já que por um lado não é economicamente viável um tal acompanhamento do funcionamento das máquinas [71,72], por outro, elas próprias, mercê das elevadas

velocidades atingidas, remetem para valores de frequência superiores, possíveis indicações do seu estado de funcionamento. Só a utilização de equipamentos adequados permitirá a aquisição dessa informação.

Uma observação importante convém, no entanto, desde já registrar. É a vibração da máquina, ainda que aqui de uma forma indireta através do ruído ou da sensibilidade pelo tato, o parâmetro indicador da condição de funcionamento da máquina. Com o objetivo de evidenciar, através de critérios quantitativos, a existência de anomalias em relação ao correto funcionamento das máquinas elétricas, são desenvolvidos e sucessivamente aperfeiçoados equipamentos no domínio da medição do ruído acústico e das vibrações [110,131]. As vibrações têm constituído assim, o elemento indicador por excelência, dos sintomas de avaria nas máquinas elétricas [33,75,83,84,89,104,105, 110,125]. Métodos baseados na sua monitorização, têm sido largamente utilizados com êxito na detecção de problemas de índole dinâmica, tais como: alinhamento deficiente de transmissões mecânicas, desequilíbrios anormais, eixos empenados, etc., e ainda na detecção de desgastes excessivos dos mancais, fugas de óleo de lubrificação e outras.

Também a medição da temperatura em diversas partes da máquina tem permitido a detecção de sobreaquecimentos, com o ocasionamento de avarias. São pois as avarias mecânicas, aquelas que tradicionalmente têm beneficiado a aplicação destes métodos, [77] em regra desenvolvidos por engenheiros mecânicos. Do mesmo modo, também os engenheiros eletrotécnicos têm se debruçado sobre os problemas que afetam o correto funcionamento das máquinas, do ponto de vista das suas características intrinsecamente elétricas: deterioração do isolamento elétrico entre enrolamentos; tensões induzidas nos eixos e correntes nos mancais; problemas no rotor, etc..

Contudo, constituindo o funcionamento das máquinas elétricas girantes o resultado de complexos fenômenos eletromagnéticos e eletromecânicos, torna-se difícil distinguir com exatidão a origem elétrica ou mecânica das avarias ocasionadas, muito embora ao nível dos seus efeitos exteriores tal indefinição se desvaneça. Assim, torna-se imperioso o desenvolvimento de novos métodos de diagnóstico do seu estado de operacionalidade.



Com efeito, estudos realizados neste domínio [78], com o intuito de efetuar um levantamento dos métodos existentes e da frequência de ocorrências dos diferentes tipos de defeitos, mostram que os métodos comumente utilizados nem sempre têm conduzido aos resultados pretendidos com a sua aplicação.

É pois a partir daqui, que se começa a generalizar a idéia de que, só a correlação dos resultados de vários métodos permite alcançar com pleno sucesso o objetivo final - a detecção inequívoca dos defeitos suscetíveis de ocorrerem em máquinas elétricas.

Atualmente, assiste-se assim, no domínio da investigação, ao desenvolvimento de métodos que incorporando a idéia [79] de uma estratégia de monitorização unificada, permitem efetuar um diagnóstico exaustivo do estado de operacionalidade das máquinas, ao mesmo tempo que se investiga novos parâmetros indicadores dos sintomas de avarias.

Nesta dissertação, são inicialmente apresentados de uma forma sucinta alguns dos métodos conhecidos.

## **3.2 - MÉTODOS BASEADOS NA ANÁLISE DA CORRENTE ELÉTRICA:**

### **3.2.1 - GENERALIDADES**

Assimetrias relativas ao rotor de Motor de Indução Trifásica (MIT) se traduzem em oscilações dos valores da corrente absorvida, que podem ser constatadas pelo movimento do ponteiro de um simples amperímetro inserido no circuito de alimentação [32,11,13,80-87]. Porém, as flutuações na carga poderão resultar, ainda, em um fenômeno idêntico [82,85]. Assim, considera-se fundamental uma análise mais detalhada da corrente.

Considere-se o sinal de uma fonte senoidal trifásica, simétrica (Fig.3.1), apenas para a fundamental, com a finalidade da análise espectral da forma de onda. As janelas espectrais da onda de corrente estatórica de um MIT, são apresentados na Fig.3.2.

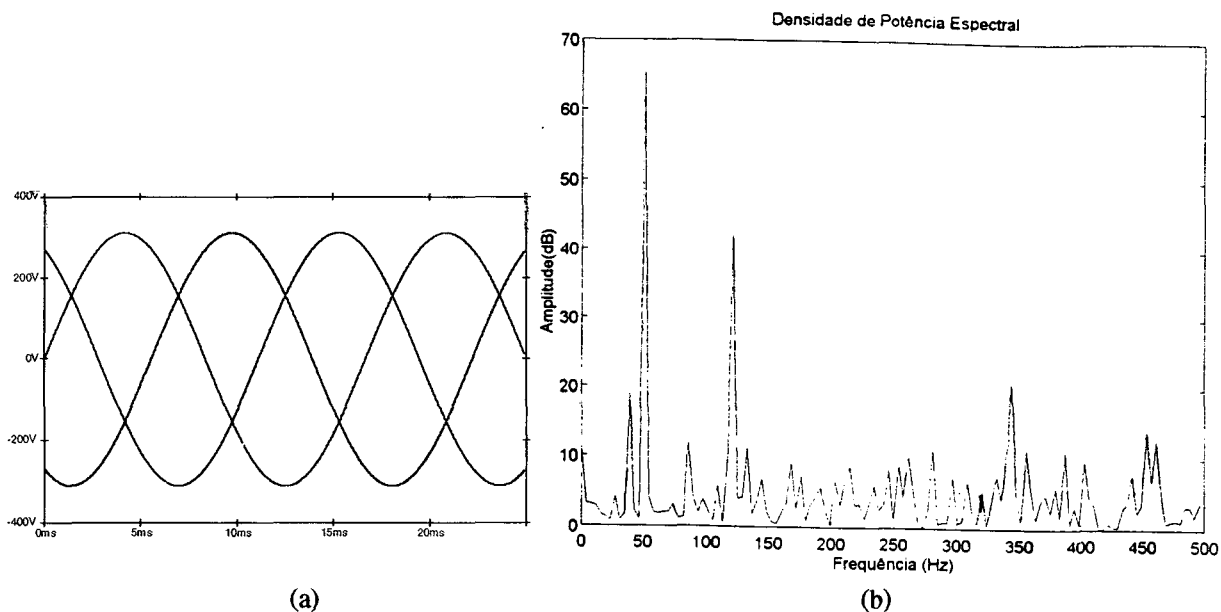


Fig. 3.1.- (a) Forma de onda senoidal de uma fonte trifásica e simétrica; (b) Densidade de potência espectral de uma forma de onda senoidal pura, com frequência fundamental de 50 Hz.

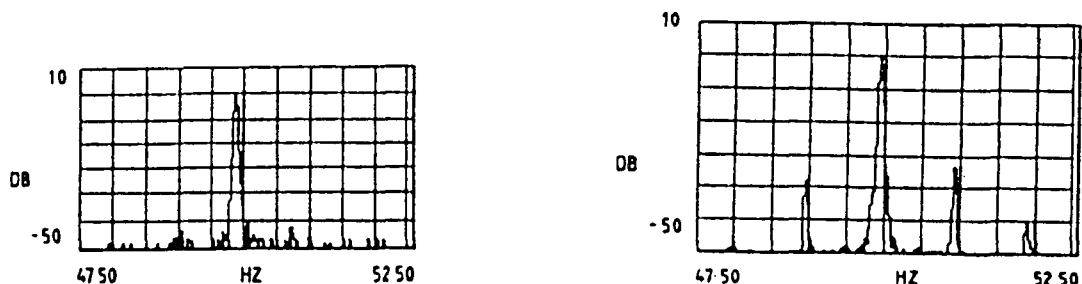
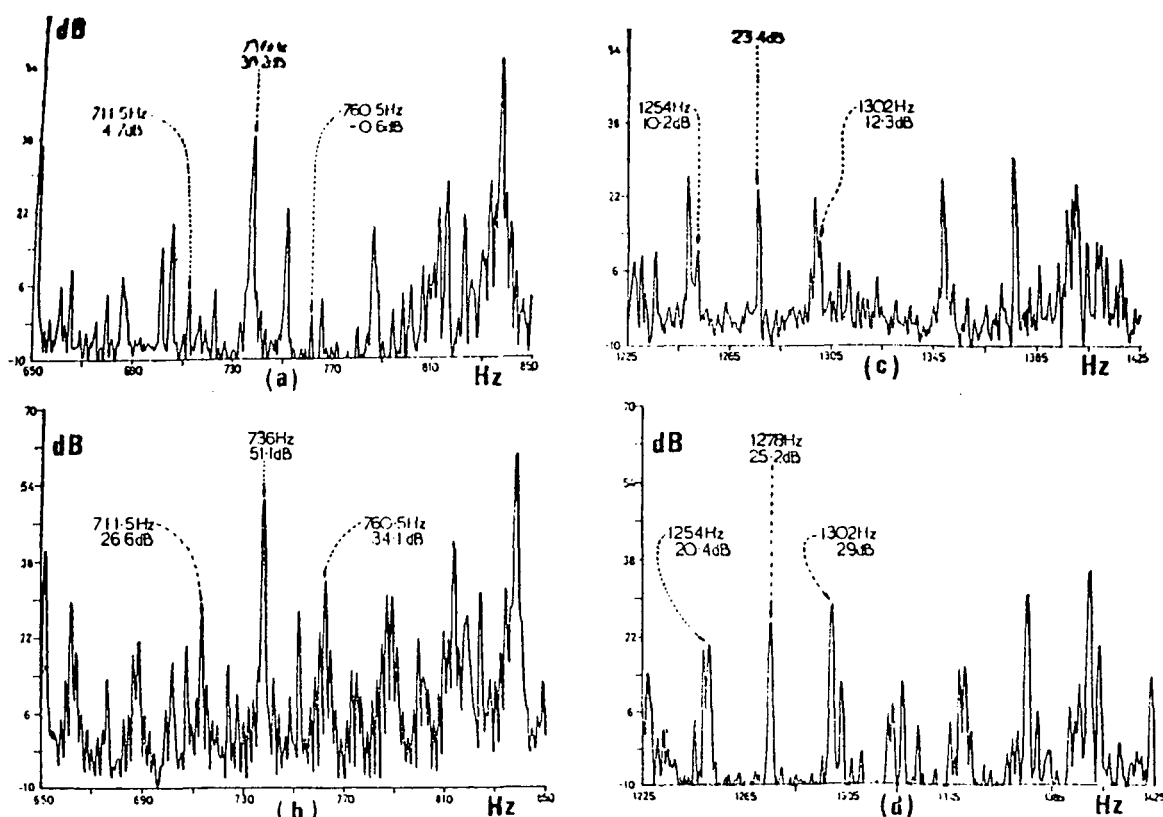


Fig.3.2.- Janelas espectrais em torno da componente fundamental da corrente elétrica estática correspondente a dois motores de indução com idênticas características nominais, um dos quais em situação de funcionamento normal (esquerda) e o outro possuindo três barras contíguas do rotor, quebradas (direita) [84].

A análise do conteúdo harmônico da corrente elétrica será possível através de equipamentos dotados de elevada resolução (exe.: Spectrum Analyzer), bem como as janelas espectrais “Zoom” em torno da componente fundamental, a qual possui como principal propriedade neste domínio de aplicação, a capacidade de evidenciar a presença de bandas laterais num espectro fonte (neste caso) de caráter complexo [85]. A figura 3.3 apresenta o espectro da onda, observada mediante uma técnica baseada na aplicação da transformada inversa de Fourier ao espectro previamente logaritmizado do sinal, a qual realça a presença de bandas laterais (side-band) num espectro fonte de caráter complexo [17,88].



(P = 11 Kw; V = 415 V; f = 50 Hz; p = 2)

(a) ausência de excentricidade (R = 28);

(c) ausência de excentricidade (R = 51);

(b) 80% de excentricidade estática (R = 28);

(d) 50% de excentricidade dinâmica (R = 51).

Fig.3.3.- Janelas espectrais da corrente estática de um motor de indução trifásico (MIT).

Cameron, Thomson e Dow, [125] mostraram que monitoramento do sinal de corrente em funcionamento pode ser usado para detectar excentricidade estática (EE) ou dinâmica (ED) do entreferro em motores trifásicos de indução de gaiola. Uma das principais vantagens desta técnica de diagnóstico é a facilidade com que o sinal de corrente pode ser obtido no ambiente industrial sem precisar parar o motor. Isto pode ser obtido via instrumentação de circuito transformador de corrente, ou mesmo usando um Clip-on CT (grampeador). O diagnóstico é baseado na identificação única de assinaturas padrões no espectro da corrente que são somente características da excentricidade do entreferro [117,127]. Esta técnica também foi validada para motores grandes, Cameron [89].

As componentes principais pela produção de excentricidade estática são de fato as harmônicas de ranhuras. Porém, a magnitude destas componentes é proporcional à magnitude das harmônicas de permeância da excentricidade estática. Assim, um

acréscimo na excentricidade estática produzirá um aumento na densidade de fluxo e induzirá corrente de harmônicas de ranhura no estator (ver figs.3.4a,b). Análise semelhante pode ser feita para a excentricidade dinâmica, e o resultado mostra que as componentes da nova frequência ocorrem no espectro de frequência que são único da excentricidade dinâmica. Na figura 3.5a é indicada que, a harmônica de ranhura principal não muda significativamente, embora, os resultados na figura 3.5b, mostrem que uma mudança no número de componentes da excentricidade dinâmica seja pronunciada.

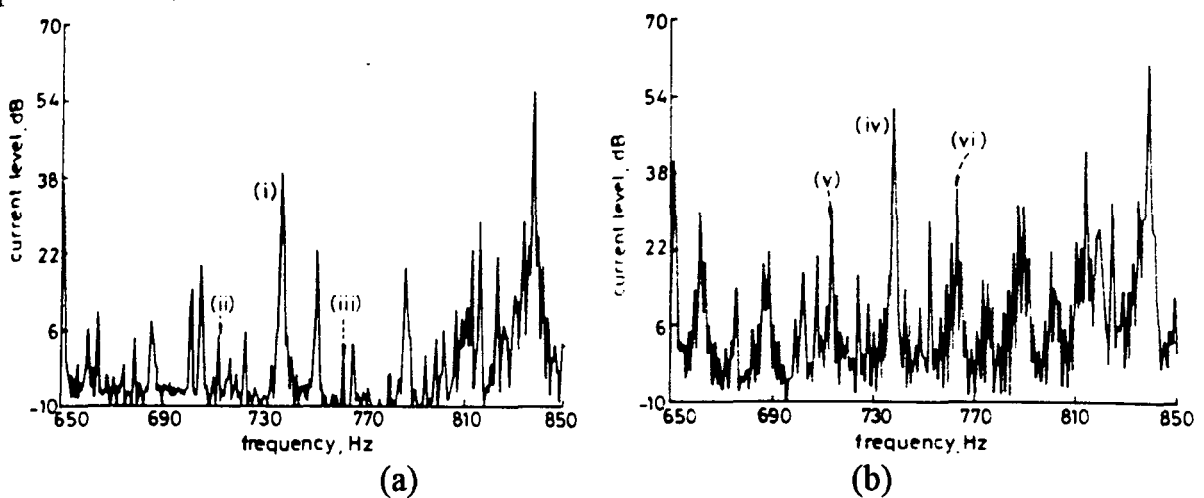


Fig.3.4.- a) Espectro de corrente aumentado 'zoom', com entreferro uniforme; b) Espectro de corrente aumentado 'zoom', com excentricidade estática no entreferro de 80%.

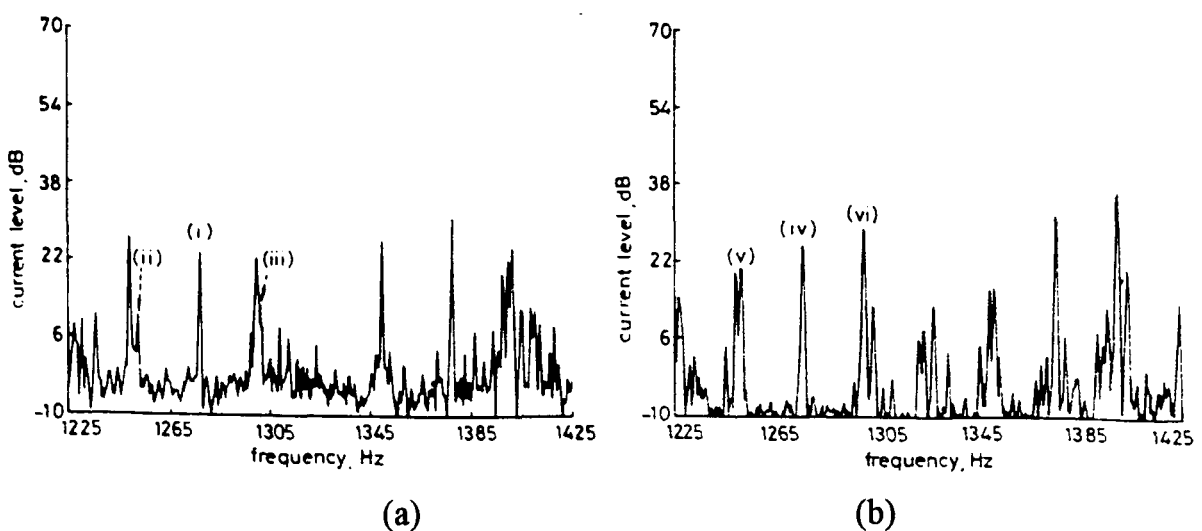


Fig.3.5.- a) Níveis das componentes de correntes para uma excentricidade estática, com harmônicas de ranhura principal; b) 50% de excentricidade dinâmica.

A soma de duas forças produzem a onda de força pulsante com 2 pares de pólos, em uma frequência de escorregamento. A magnitude da função força é proporcional ao quadrado da onda de permeância, portanto aumentará com o aumento da excentricidade estática. A variação da harmônica principal de ranhura ao redor da carcassa como uma função da excentricidade estática é apresentada nas figuras 3.7a e b, respectivamente.

Somente uma característica padrão é usada para identificar excentricidade, então esses únicos componentes tem que ser direcionados para a base de dados (monitor) sem nenhum incremento na excentricidade. Isto pode bastar, desde que o diagnostico seja único, mas somente será de valor real para o operador industrial, o grau de severidade da excentricidade em que é quantificada. O operador pode então fazer uma avaliação, e julgar antes de remover o motor do serviço. O nível quantificado de excentricidade do parâmetro monitorado é também proveitoso para o desenvolvimento de um instrumento de diagnóstico dedicado visto que, o algoritmo matemático pode ser uma parte integral do processo de diagnóstico. De forma que é possível calcular a magnitude das componentes de corrente que são função da excentricidade do entreferro.

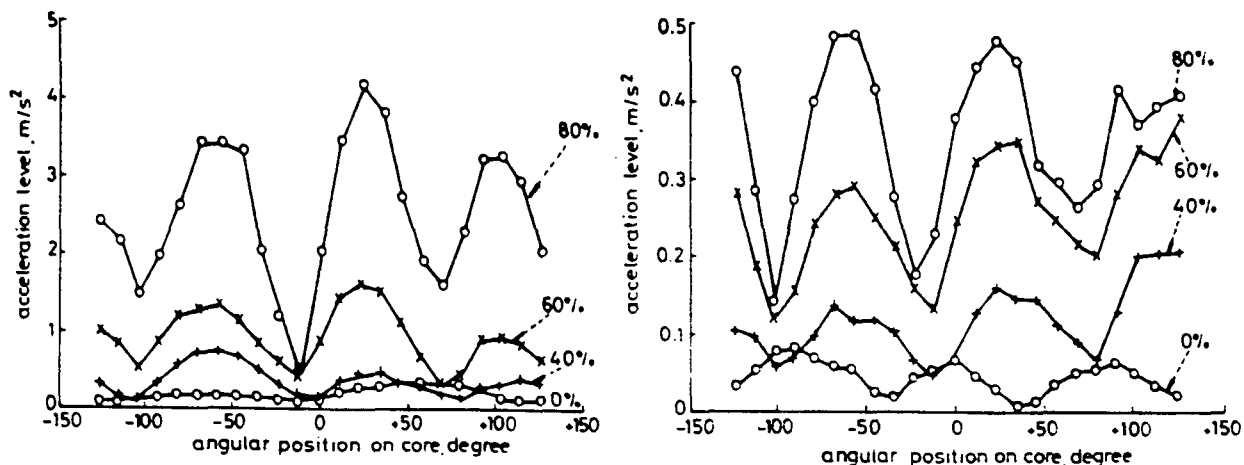


Fig.3.7.- a) Nível de aceleração contra a posição do transdutor como uma função da excentricidade estática (28 ranhuras); b) 51 ranhuras.

A excentricidade do entreferro ( $g$ ) é caracterizada na forma de excentricidade estática e dinâmica. No caso da (EE), a posição da largura radial mínima do ( $g$ ) será fixado no espaço. Por exemplo, (EE) pode ser causado pela ovalidade do pacote de ferro do estator ou posicionamento incorreto do rotor durante o estágio da montagem

[89,125,128]. Na teoria, pressupõe-se que a montagem do rotor é suficientemente rígida, e que o nível de EE não mudará. Embora, na prática, os grampos não são infinitamente rígidos e uma porção importante de (EE) normalmente resultam num incremento na atual (E) em operação devido ao puxão magnético desbalanceado (UMP).

A (ED) está presente quando o centro do rotor não é o centro de rotação e o entreferro mínimo gira com o rotor. Conseqüentemente, a (ED) pode ser causada por um grampo torto, velocidades críticas de ressonância mecânica, ou mancal gasto e movimento.

Está enfatizado que os métodos convencionais de monitoramento de grampos em movimento e de mancais, usam transdutores de deslocamento que não fornecem informação do nível de excentricidade do entreferro (Eg). A flexibilidade do rotor no entreferro pode ser muito maior do que o deslocamento medido para os mancais.

Embora, provido pelo método de diagnóstico, o uso de monitoração de corrente baseia-se no princípio fundamental da máquina para a identificação dos componentes únicos que são característicos da (E).

A aplicação da onda girante desenvolvida (f.m.m.) proposta por Yang [106] e Cameron [89] demonstrou que as componentes de frequência da forma de onda da corrente de alimentação são únicas para (Eg) e podem ser determinadas pela expressão 3.1:

$$f_{sh} = \left[ (n_{rt} R \pm n_d) \frac{(1-s)}{p} \pm n_{sw} \right] f_n \quad (3.1)$$

A predição das únicas assinaturas padrões foram verificadas por ensaios experimentais usando uma falta intencional provocada, [106,89]. As curvas mostram nas figuras 3.4 e 3.5, a variação na amplitude dos componentes de frequência como função da (EE e D). Para comparação, as amplitudes preditas pelos cálculos usando a análise apresentada, são também mostradas nas figuras 3.8a e b.

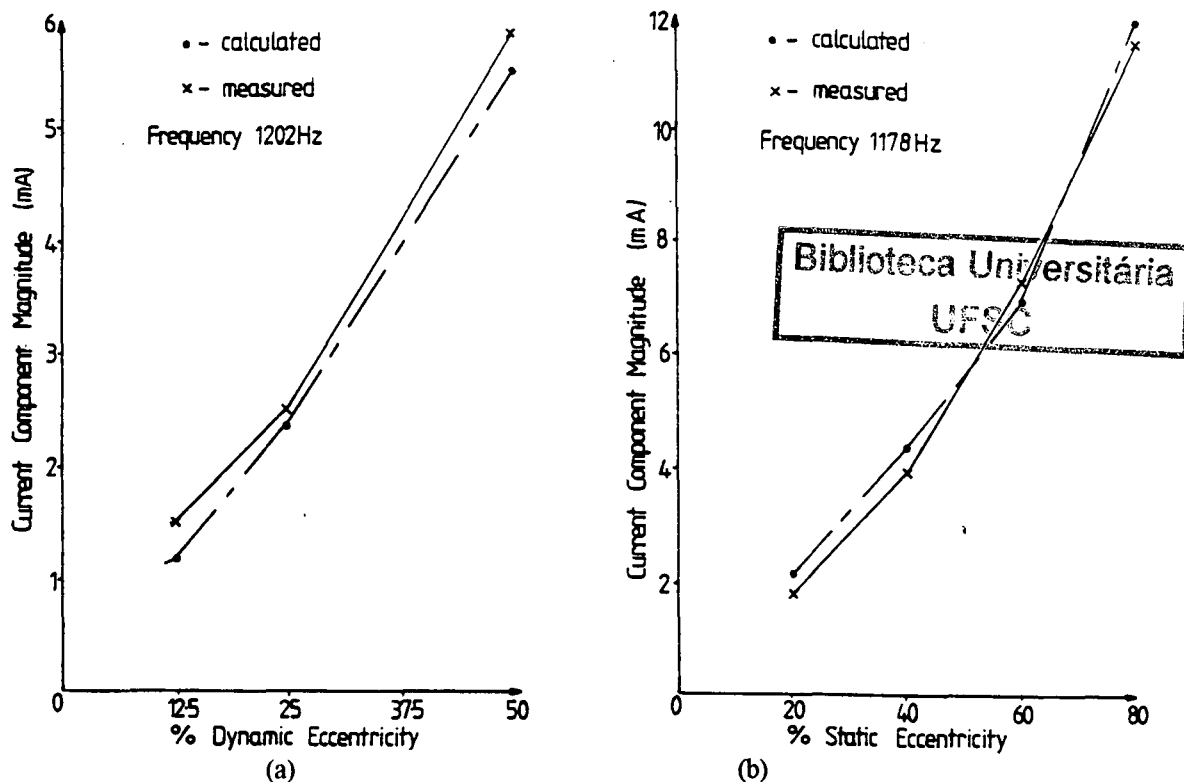


Fig. 3.8.- a) Magnitude da componente dinâmica de excentricidade a 1202 Hz em mA versus nível de excentricidade dinâmica e b) Magnitude da componente estática de excentricidade a 1178 Hz em mA versus nível de excentricidade estática.

No anexo 1 é mostrada uma abordagem bem pormenorizada desta técnica de análise.

### 3.2.1 - ANÁLISE ESPECTRAL DA CORRENTE ELÉTRICA

A análise teórica do conteúdo espectral da corrente elétrica estática revela, com efeito, que apesar da ocorrência de flutuações na carga traduzir-se na presença significativa de bandas laterais (relativamente à componente fundamental da corrente de alimentação) [92,99], fenômeno análogo ao originado pela ocorrência de avarias no rotor, tais como o desenvolvimento de fraturas na gaiola ou o desequilíbrio entre fases, estas situações de avaria caracterizam-se, porém, pela localização espectral específica das referidas bandas, correspondentes às frequências:  $|1 \pm 2s|f_1$  [13,18,45,49,96,99]. As bandas laterais, não apenas estão presentes em torno da componente fundamental da corrente elétrica estática, mas também em redor de harmônicos de ordem superior. Amplitudes correspondentes à banda lateral inferior  $(1-2s)f_1$  e à componente

fundamental ( $f_1$ ), permitem avaliar o número aproximado de barras quebradas[67]:

$$n = \frac{2N_R}{10^{\frac{\Delta_{dB}}{20}} + 2p} \quad (3.2)$$

Onde:  $N_R$  é o número de ranhuras do rotor;

$p$  é o número de pares de pólos;

$\Delta_{dB}$  é a diferença de amplitude, expressa em dB, entre a componente fundamental ( $f_n$ ) e a componente referente à banda lateral inferior. Idêntico propósito preside, ainda, ao desenvolvimento de instrumentação especializada de diagrama mencionado nos trabalhos dos pesquisadores, Leith, Tavner, Thomson [14,34,61,62,69,84-85,97,98,101,103,118,122,135].

Esta análise, mostra-se ainda aplicável a motores alimentados através de inversores com modulação de largura de pulsos (PWM) [62]. A presença de excentricidade no rotor de MIT, constitui uma outra situação de falha diagnosticável por intermédio deste método.

F. Notelet e G. Ravalitera [161] demonstraram que devido às variações registradas no valor da indutância mútua dos enrolamentos estatóricos, decorrentes da presença de excentricidade, se produzem flutuações no valor da corrente elétrica estatórica [86,102,161].

As frequências, serão dadas pela expressão 3.1 [63,86]. A presença de excentricidade estática (apresentam-se apenas como função do espaço), se traduz não só no aumento significativo da amplitude da componente espectral associada à sua ocorrência, mas também das componentes características da presença de excentricidade dinâmica.

Estudo analítico análogo ao desenvolvido por A. J. Ellison e S. J. Yang [111], referente à análise dos efeitos da excentricidade do rotor, no ruído emitido por MIT. Por outro lado, observa-se alterações significativas no comportamento da corrente elétrica estatórica, particularmente no que diz respeito à amplitude do terceiro harmônico, quando em presença de desequilíbrios acentuados na alimentação ou do curto circuito de



uma bobina. Portanto, compreendem os casos em que se registram alterações na amplitude dos harmônicos correspondentes ao efeito das ranhuras [103,104].

A técnica de monitoramento On-Line tem sido muito usada para detectar problemas dinâmicos do rotor e desgaste do mancal. Este é usualmente aplicado para sensoreamento de movimento do eixo, usando deslocamento de correntes parasitas no mancal. Tem demonstrado sucesso para detectar falhas, tais como: desalinhamento de dispositivo, rotação do óleo, excentricidade do mancal e desgaste, e um aumento no desbalanceamento dinâmico [126].

Desafortunadamente, um MIT de rotor de gaiola, pode falhar devido à outras falhas mecânicas (barras quebradas: devido ao 'Stress' térmico e mecânico produzido por elevadas correntes de partida, excentricidade do entreferro: devido à inclinação do eixo, fadiga do mancal, ou movimento do pacote de ferro).

Gaydon [67], mostrou que as flutuações na velocidade do rotor causadas pelas barras quebradas do rotor podem ser detectadas e processadas para predizer o n°. de barras quebradas. Hargis, Gaydon e Kamash [121], mostraram que duas vezes a frequência de modulação de escorregamento da corrente da fonte devido às barras quebradas podem ser detectadas usando analisador de espectro para identificar as bandas laterais.

Thomson e Stewart [127], verificaram o interrelacionamento de sinais da corrente com a vibração do pacote de ferro que pode ser usado para detectar barras de rotor quebradas.

O método de identificação de assinatura padrão única na corrente e espectro de vibração, como função somente da excentricidade do entreferro, foi recentemente apresentado num trabalho, o estudo com quantificação do nível de excentricidade do entreferro pela análises da corrente [127-128].

A figura 3.9 mostra o espectro de frequência da corrente medido no analisador de espectro FFT, e as figuras 3.10a e b mostram o 'zoom' do espectro FFT ao redor de 750 Hz. As figuras 3.11a, b, c e d, apresentam os espectros de corrente do inversor para rotor sadio e com barras quebradas.

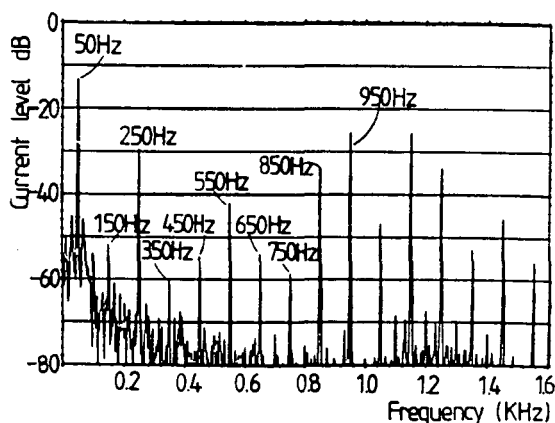
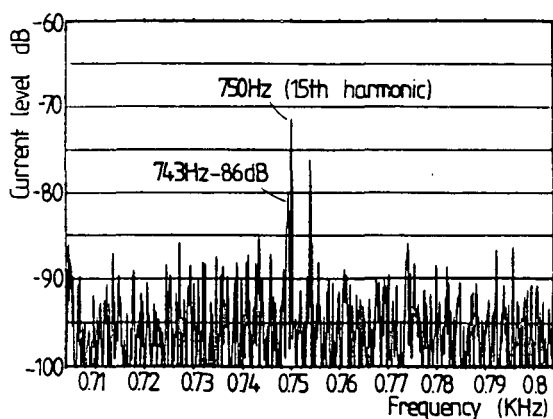
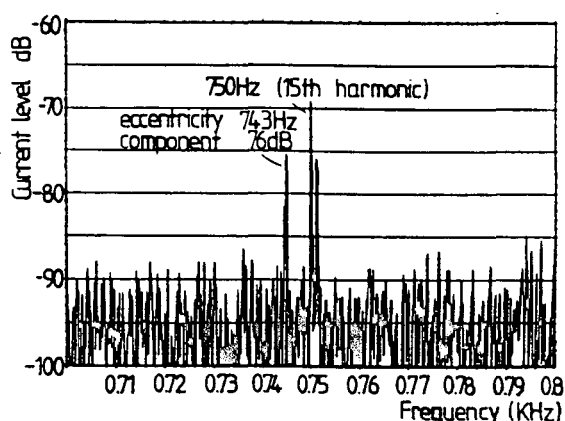


Fig. 3.9.- Espectro FFT de corrente do inversor.



(a)

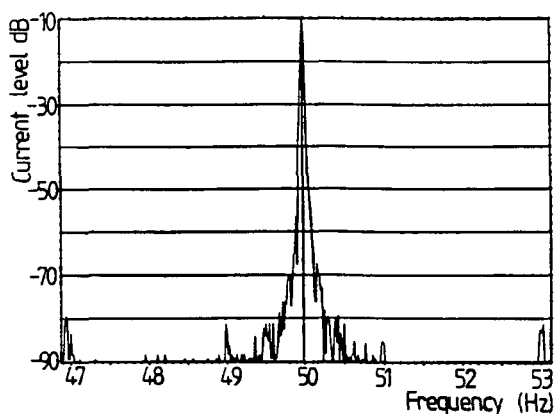


(b)

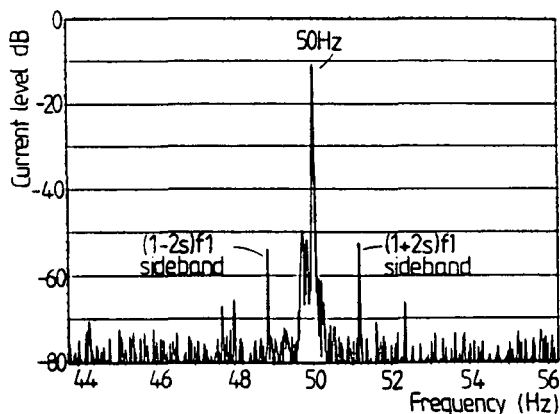
Fig. 3.10.- a) Zoom do espectro de corrente e 0% de excentricidade; b) Zoom do espectro de corrente e 80% de excentricidade.

Friese e Jordan [161], Fruchenicht et al. [162,163] e Kron [164] mostraram que a excentricidade dinâmica produz componentes de campo girante a  $f_n \pm f_r$  Hz com correspondente  $p \pm 1$  pares de pólos adicionados ao pares de pólos usuais ( $p$ ) (onde  $f_n$  é a frequência da rede,  $f_r$  a frequência rotacional do rotor). Stavrou e Penman [139] observaram correntes de bandas laterais (side-band currents) num estudo de excentricidade estática. Eles assumem que estes são devido à correntes equalizadas (uniformizadas ou igualadas) que circulam no enrolamento do estator quando ligado em paralelo (pressupõe, enrolamento simétrico). Se o enrolamento do estator estiver

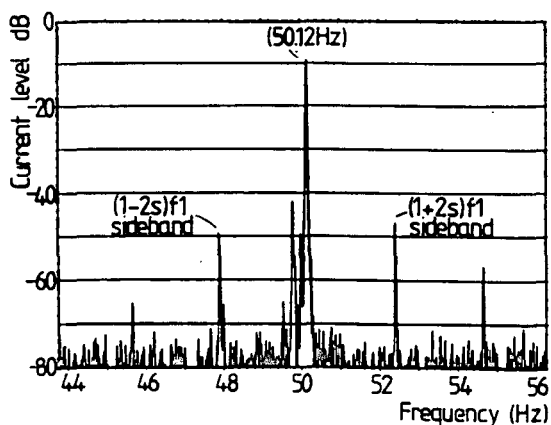
conectado em série, estes campos adicionais não induzirão fem no enrolamento do estator devido ao número de pólos (sem pares) e harmônicas do enrolamento do estator.



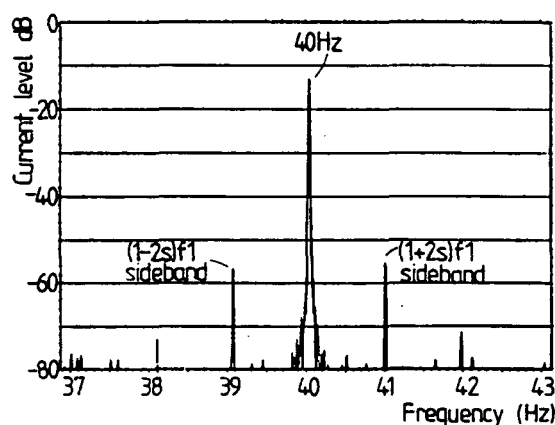
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 3.11.- a) FFT Zoom do espectro de corrente do inversor, sem barras de rotor quebrado e 1485 rpm; b) com três barras do rotor quebrado e 1485 rpm; c) com velocidade 1470 rpm e d) com 1185 rpm.

Salon et al. [165] mostraram que na excentricidade dinâmica, as correntes induzidas correspondentes às frequências das bandas laterais são maiores do que as devidas à excentricidade estática e que estas correntes não podem ser observadas no espectro da corrente de linha. As figuras 3.12a, b e 3.13a, b mostram a variação das magnitudes das correntes de bandas laterais para ambos os tipos de excentricidade.

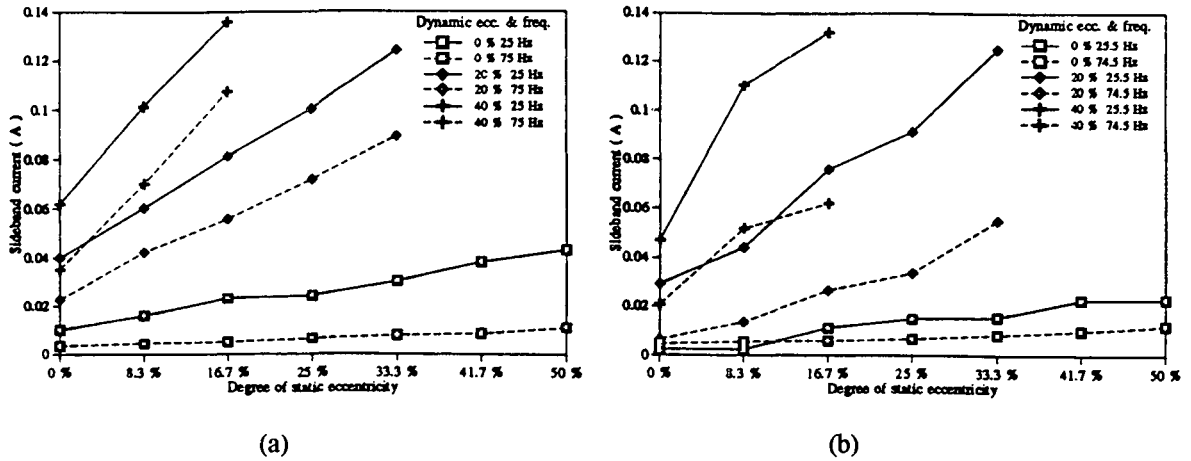


Fig. 3.12.- a) Variação das correntes de bandas laterais com excentricidade estática e dinâmica comparadas (ou contrastadas) sem carga; b) Variação das correntes de bandas laterais com excentricidade estática e dinâmica combinadas com carga plena ( $s=0,02$ : escorregamento).

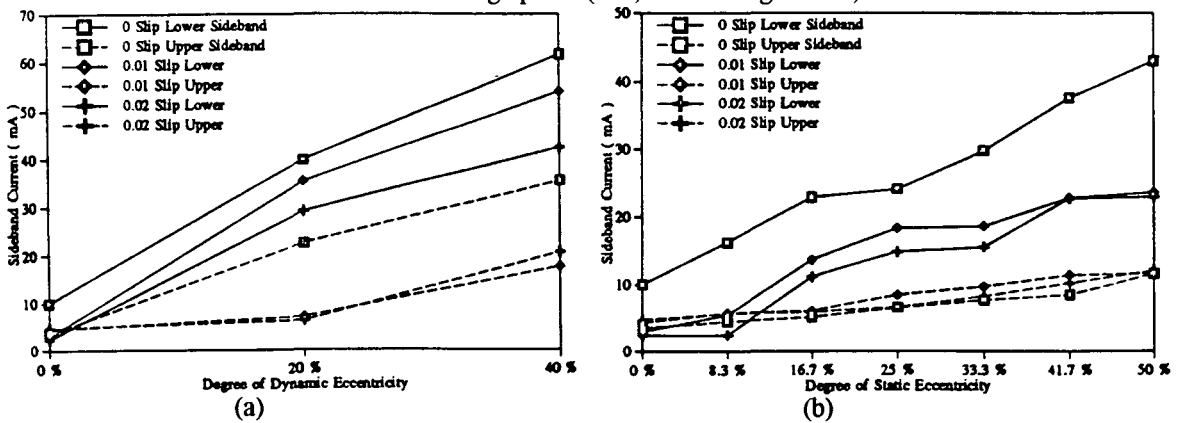


Fig. 3.13.- a) Excentricidade dinâmica com excentricidade estática inerente; b) Excentricidade estática com excentricidade dinâmica inerente.

Fiser et al. [138] fizeram um diagnóstico do motor de indução com rotor quebrado em regime permanente através da análise espectral da corrente de linha monitorada. Para o caso das barras fraturadas o rotor é eletricamente assimétrico e o campo girante para trás (backward) é desenvolvido. O campo que gira com a frequência de escorregamento para trás com respeito ao estator, interage com a corrente do rotor, induzido pelo campo girante para frente (forward) para produzir uma variação no torque na frequência das harmônicas superiores, que é superimposta no torque de saída e que resulta num aumento do ruído e vibrações.

O modelo matemático utilizado é [138]:

$$\begin{aligned} [U_1] &= ([R_1] + j\omega_e [L_{11}])[I_1] + j\omega_e [L_{12}][I_2] \\ 0 &= j\omega_r [L_{21}][I_1] + ([R_2] + j\omega_r [L_{22}])[I_2] \end{aligned} \quad (3.3)$$

Após a determinação das correntes do estator e rotor, as características do torque pode

ser dada pela expressão: 
$$C = \frac{1}{2} \left( i_1^* \frac{\partial L_{12}}{\partial \theta} i_2 + i_1 \frac{\partial L_{12}}{\partial \theta} i_2^* \right) \quad (3.4)$$

Nas figuras 3.14a, b, são representados os espectros de frequência da corrente estatórica para um motor sadio e com falhas no rotor. Na figura 3.15, é mostrada uma comparação do espectro da corrente estatórica para casos de 1, 3 e 5 barras quebradas, bem como, para o rotor sadio.

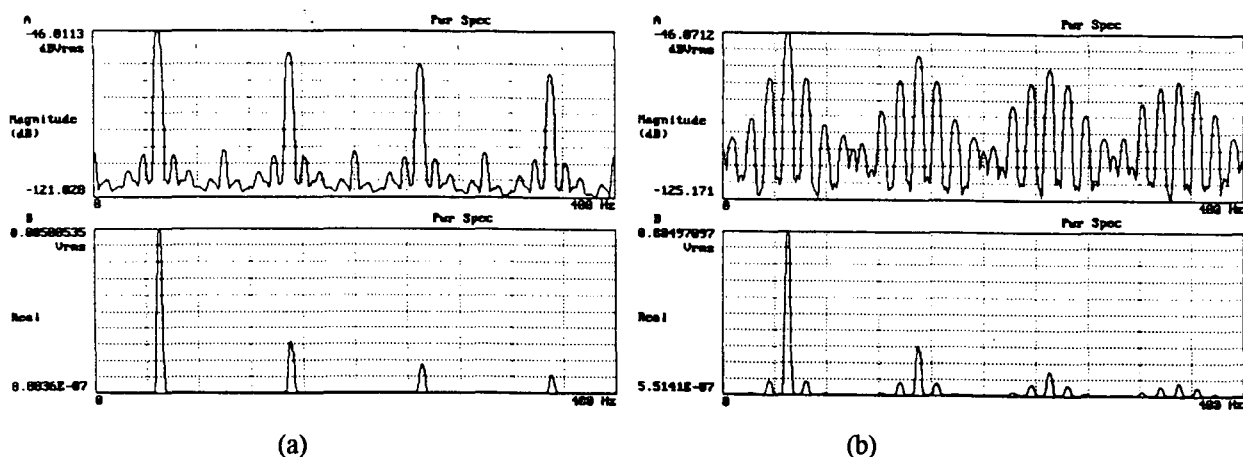


Fig. 3.14.- a) Espectro de frequência da corrente estatórica para a condição normal de operação, sem falhas; b) Espectro de frequência da corrente estatórica para a condição normal de operação, com três barras rotóricas quebradas.

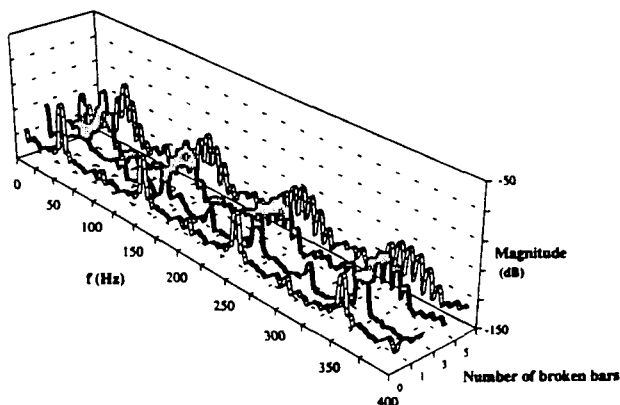


Fig.3.15.- Análise espectral de frequência da corrente estatórica para a condição normal de operação, com números de barras rotóricas quebradas em acréscimo.

Burnett e Watson [148], desenvolveram um programa capaz de discriminar as falhas num motor, através da monitorização da corrente estatórica. Esta ferramenta permite também a análise transitória do motor. Eles provaram que a corrente transitória do motor contém toda informação necessária para a detecção de assimetrias no rotor (ver figuras 3.16a e b 3.17a e b). Verifica-se que as bandas laterais se afastam da frequência em questão, quando o escorregamento aumenta, bem como aumentam com o número de barras quebradas simultaneamente.

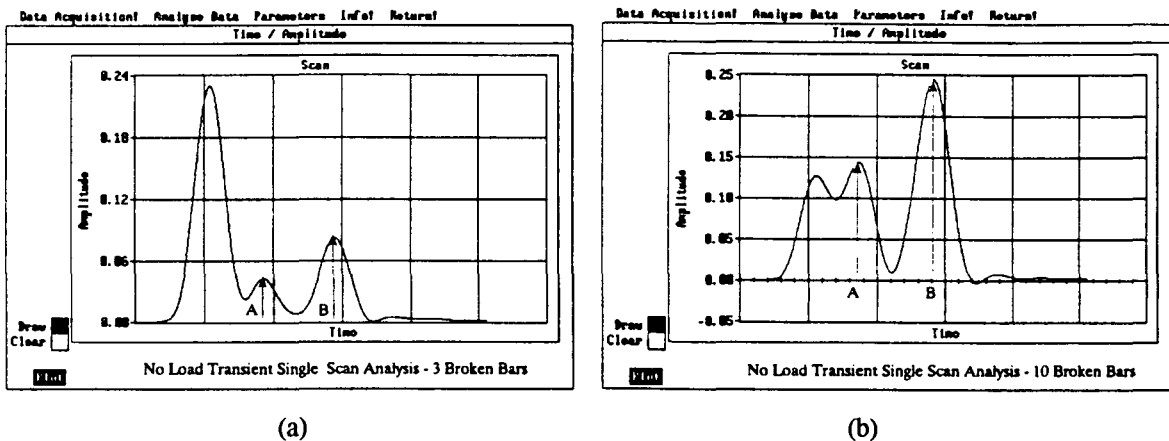


Fig.3.16.- Corrente transitória de um MIT: (a) com três barras quebradas; (b) com dez barras quebradas.

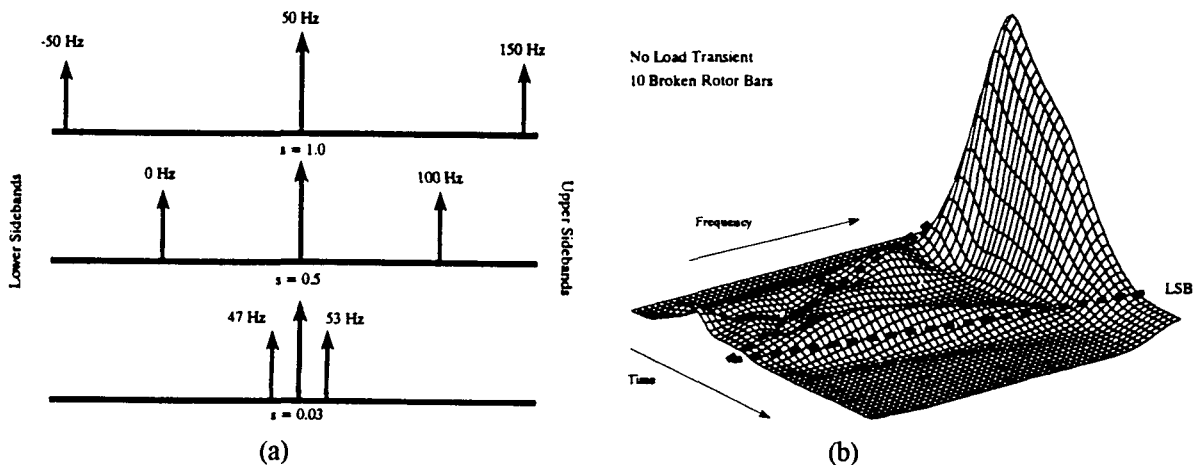


Fig. 3.17 - (a) Detecção de bandas laterais (Lower Sidebands) não estacionárias, com escorregamentos diferentes; (b) com dez barras quebradas.

Tabatabaei e Grantham [149] monitoraram a corrente e a tensão para obterem os parâmetros da máquina em operação. Assim, este esquema baseado num processador digital de sinais (Digital Signal Processing), permite a análise do desempenho do MIT, através das variações dos parâmetros devido às mudanças registradas na alimentação,

efeito 'skin', cargas mecânicas e algumas falhas no sistema global. Usando o sistema de monitorização são medidos os valores instantâneos das tensões e correntes em tempo real. Transferindo para uma referência estacionária (d-q), obtem-se os valores em unidades (p.u.), que podem ser calculados pelas equações:

$$\begin{aligned} v_{qs}(\text{pu}) &= v_{qs}/V_{qd} = \cos(\omega_e t); \\ v_{ds}(\text{pu}) &= v_{ds}/V_{qd} = -\text{sen}(\omega_e t); \\ i_{qs}(\text{pu}) &= i_{qs}/I_{qd} = \cos(\omega_e t - \varphi); \\ i_{ds}(\text{pu}) &= i_{ds}/I_{qd} = -\text{sen}(\omega_e t - \varphi); \end{aligned} \quad (3.4)$$

Usando a matriz de transformação Krause [150,159], para as componentes calculadas, vem:

$$V_{qe} = v_{qs} \cdot v_{qs}(\text{pu}) + v_{ds} \cdot v_{ds}(\text{pu}) \quad (3.5a)$$

$$V_{de} = -v_{qs} \cdot v_{ds}(\text{pu}) + v_{ds} \cdot v_{qs}(\text{pu}) \quad (3.5b)$$

$$I_{qe} = i_{qs} \cdot v_{qs}(\text{pu}) + i_{ds} \cdot v_{ds}(\text{pu}) \quad (3.5c)$$

$$I_{de} = -i_{qs} \cdot v_{ds}(\text{pu}) + i_{ds} \cdot v_{qs}(\text{pu}) \quad (3.5d)$$

$$\cos(\varphi) = I_{qe}/I_{qd} \quad (3.5e)$$

$$P_{\text{tot}} = 3 \cdot (I_{de} \cdot V_{de} + I_{qe} \cdot V_{qe})/2 \quad (3.5f)$$

Os dados nominais da máquina sadia assim obtida podem ser usadas como padrões de referências, para a detecção de uma falha em máquinas com defeitos. Assim, pelo desvio destes parâmetros (por exemplo: a resistência do rotor), pode-se determinar a assimetria no rotor.

### 3.2.1.1.- SISTEMA DE ALIMENTAÇÃO DESEQUILIBRADO

Um caso típico de um sistema de alimentação desequilibrado é a interrupção de uma fase. Para uma máquina, um enrolamento do estator em aberto (single-phasing) constitui um caso de desequilíbrio.

O efeito do desequilíbrio no sistema de alimentação, pode ser representado pela introdução de uma componente de tensão de seqüência negativa, que é responsável pela criação do fluxo magnético no entreferro que gira no sentido oposto ao do rotor (pressupondo que o neutro não se encontra ligado ao motor, a componente homopolar

será nula). Tal distribuição de fluxo induz no rotor a circulação de corrente, cuja frequência ( $f_r$ ) é aproximadamente o dobro da componente fundamental da frequência do sistema de alimentação ( $f_n$ ) para pequenos valores de escorregamento ( $s$ ).

$$f_r = (2 - s)f_n \quad (3.6)$$

Devido à elevada frequência desta corrente, a resistência do circuito rotórico correspondente à componente de seqüência negativa apresenta, sob a influência do efeito pelicular, um valor superior ao correspondente à componente de seqüência positiva.

Ho [154], estudou a assimetria no rotor com circuitos estáticos abertos (quando ligados em Y: estrela ou  $\Delta$ : triângulo), através da análise da componente simétrica. Os resultados são apresentados nas figuras 3.18a, b e 3.19a, b.

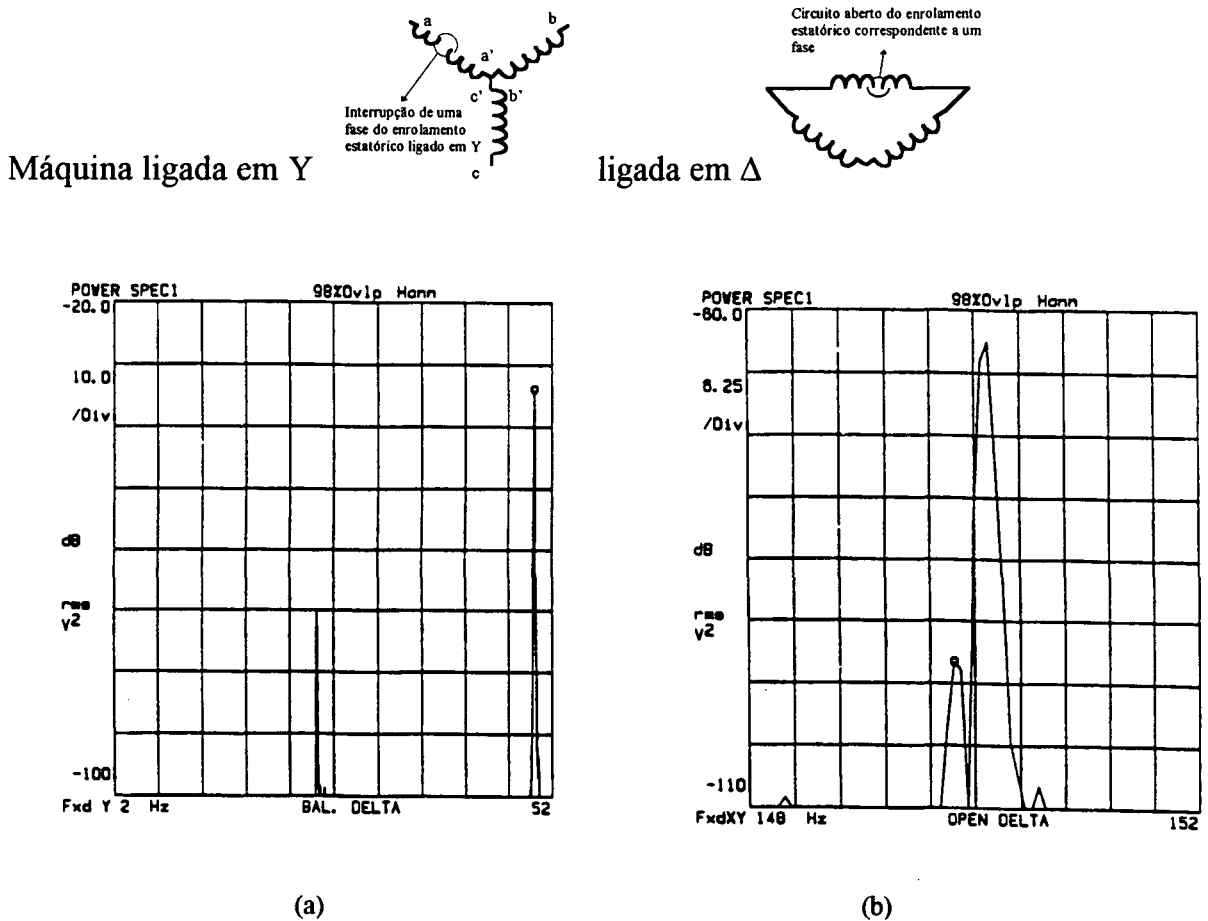
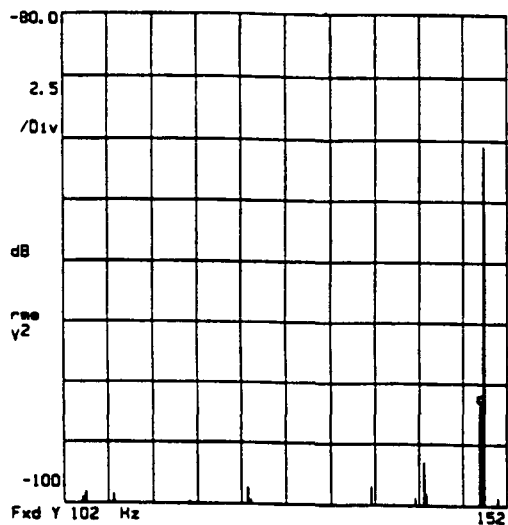
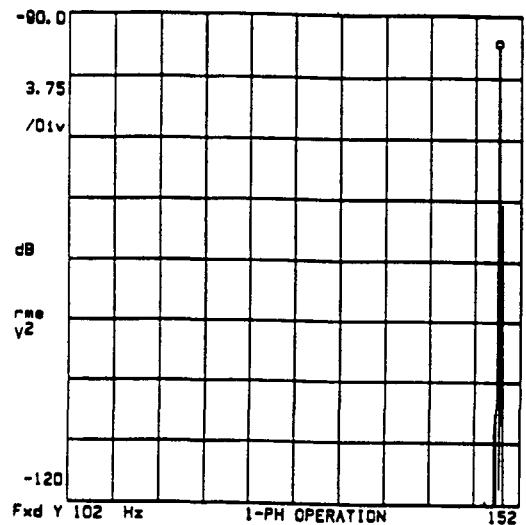


Fig. 3.18.- (a) Análise espectral de corrente com o motor conectado em delta ( $\Delta$ ); (b) Análise espectral da forma de onda da corrente com conexão delta aberto.





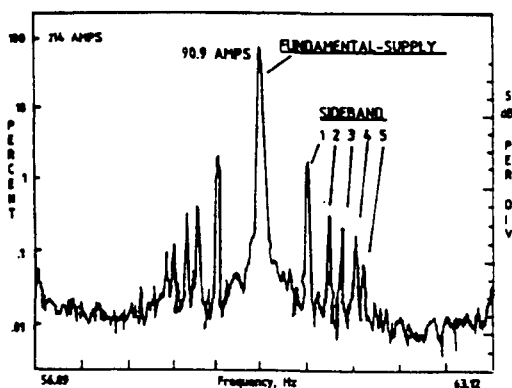
(a)



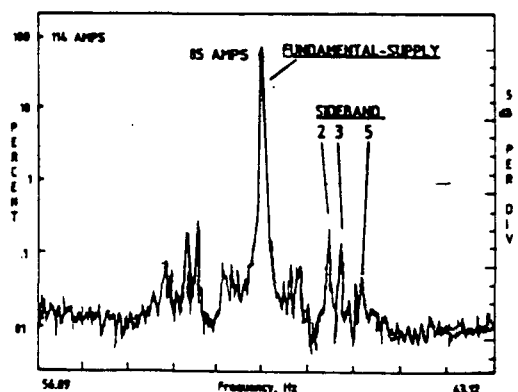
(b)

Fig.3.19.- (a) Espectro de corrente de um MIT com uma fase desconectado; (b) A componente  $(3-2s)f$  é muito maior do que a terceira harmônica com dois furos (4mm de diâmetro) no anel de curto circuito.

Leith e Rankin [135], desenvolveram um sistema de base de reconhecimento para distinguir faltas do rotor e as influências da carga no espectro da corrente estática do MIT. As fontes de picos (1: barras do rotor quebradas; 2: influência do transporte de carga; 3: influência da série de equipamento; 4: barra do rotor quebrado induzido; 5: influência da série de equipamento) nos espectros de correntes são mostrados nas figuras 3.20a e b.



(a)



(b)

Fig.3.19.- a) Espectro com rotor falhado; b) Espectro com a falha do rotor reparado.

### 3.2.1.2.- MÁQUINA ALIMENTADA POR PWM

O uso de conversores eletrônicos de potência, resultam no aparecimento de correntes e tensões harmônicas no circuito (onde o conversor está conectado), bem como no circuito da carga (que é suprida pelo conversor). Problemas tais como flutuações de tensão e frequência e uma possível operação desbalanceada devido aos erros de chaveamento dos tiristores ou transistores [88,127,141] podem-se adicionar. A forma de onda de saída do inversor PWM consiste numa série de pulsos de diferentes larguras de dois ou três níveis de tensões num período (Fig.3.21). O espectro consiste de grande números de harmônicos espreado por toda largura da faixa de frequência (Fig.3.22). Para fazer a medição em geral e especialmente na linha (on-line) é mais difícil (Fig.3.23).

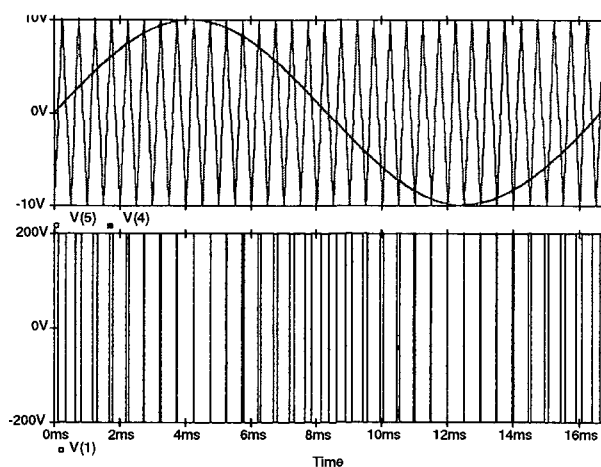


Fig.3.21.- Comparação de uma onda senoidal e seus pulsos correspondentes.

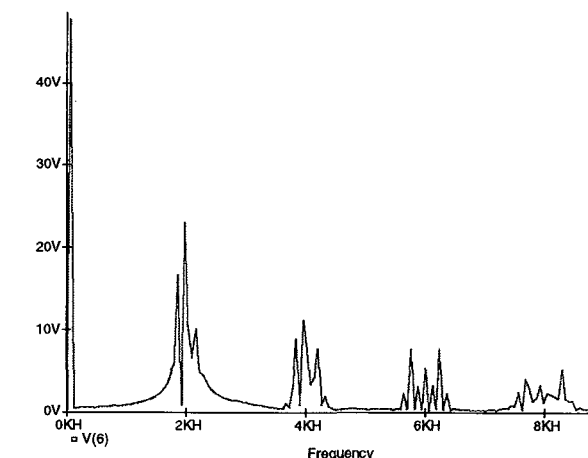


Fig. 3.22.- Espreadimento de harmônicos num espectro de sinal.

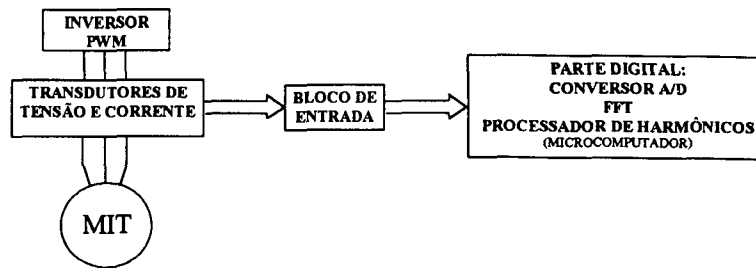


Fig. 3.23 .- Diagrama de blocos da análise espectral de corrente para uma máquina alimentada por um inversor.

### 3.2.3 - APLICAÇÃO DA TRANSFORMADA COMPLEXA DE FOURIER

#### 3.2.3.1 - GENERALIDADES

A transformada de Fourier é uma ferramenta matemática que permite representar uma função qualquer (não necessariamente contínua) como uma somatória infinita de funções ortogonais. A representação da transformada de Fourier de forma complexa:

$$f(t) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} F_n e^{jn\omega_0 t} \quad (3.7)$$

onde  $\omega_0 = 2\pi f_0$  : velocidade angular;

n: número da harmônica;  $f_0$ : frequência (Hz);

e,  $F_n$  é igual a: 
$$F_n = \frac{1}{(t_2 - t_1)} \int_{t_1}^{t_2} f(t) e^{-jn\omega_0 t} dt \quad (3.8)$$

O cálculo dos coeficientes no caso da representação exponencial complexa é um pouco mais complicada, porém permite estender a transformada de Fourier à transformada de Laplace, que é sabido, possibilita uma análise em frequências de sinais.

Os vetores de Park [137,143,144] do fluxo, tensão ou corrente podem ser aplicados para a detecção de falhas em MIT. Como em grande parte das falhas não envolvem correntes principais homopolares, isto é, para o caso do MIT de gaiola, a representação do vetor de Park e um método fácil de representação e visualização destes fenômenos. Porém, ainda, se faz necessário o sintetizador do Vetor de Park.

Sob condição direta de alimentação trifásica e na ausência de falhas, o padrão representado por um osciloscópio pode ser um círculo, se o sinal proporcional respectivamente às componentes de eixo direto e quadratura são compatíveis com as

entradas X, Y dos amplificadores . Esta é uma figura de referência simples que permite a detecção das condições anormais pela observação dos desvios do padrão (Fig.3.24a, b).

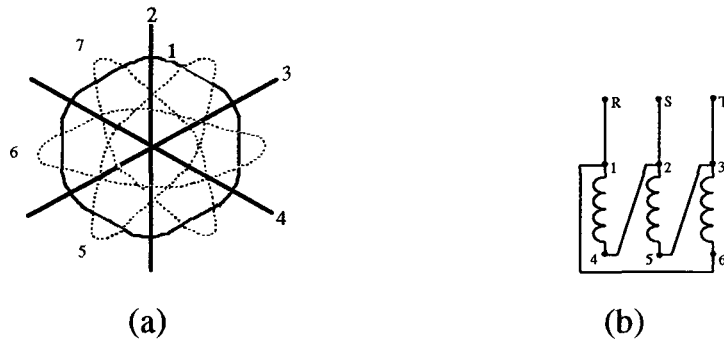


Fig. 3.24- a) Estator conectado em delta ( $\Delta$ ), (1) Comportamento normal; (2) Fase R aberto; (3) Fase S aberto; (4) Fase T aberto; (5) 1 ou 4 aberto; (6) 2 ou 5 aberto; (7) 3 ou 6 em aberto; b) Esquema de ligações (em triângulo) referente ao estator do motor utilizado nos ensaios laboratoriais.

Quando um motor é alimentado por três fios, a sua componente homopolar será nula. Assim, o estudo do seu comportamento poderá ser efetuado com base na consideração de apenas duas dimensões, o que por sua vez, sugere a aplicação da “Transformada Complexa Espacial”. Com efeito, possibilitando a concentração da informação relativa à localização e amplitude de uma grandeza, introduzindo a consideração de uma variável complexa ( $z=a+jb$ ), a Transformada Complexa Espacial representa um procedimento de análise adequado para tal fim [12,144,158].

Um outro procedimento de análise, igualmente aplicável neste domínio, baseia-se na utilização do denominado “Vetor de Park” [137, 144] cujas componentes (d-q), relativas à corrente elétrica de alimentação ( $i_A, i_B, i_C$ ), poderão ser definidas da seguinte forma:

$$i_D = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} i_A - \frac{1}{\sqrt{6}} i_B - \frac{1}{\sqrt{6}} i_C \quad (3.9a)$$

$$i_Q = \frac{1}{\sqrt{2}} i_B - \frac{1}{\sqrt{2}} i_C \quad (3.9b)$$

$$i_O = \sqrt{\frac{2}{3}} (i_A + i_B + i_C) \quad (3.9c)$$

Tensão de alimentação equilibrada, sinusoidal, com funcionamento normal do MIT, as componentes do vetor de Park serão:

$$i_D = \frac{\sqrt{6}}{\sqrt{2}} i_M \text{sen}(\omega t) \quad (3.10a)$$

$$i_Q = \frac{\sqrt{6}}{\sqrt{2}} i_M \text{sen}\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right)$$

$$i_0 = 0 \quad (3.10b)$$

cuja visualização corresponde a um círculo (padrão) centrado na origem das coordenadas, e qualquer desvio, atesta o defeito da máquina. A visualização corresponderá a uma linha grossa em torno do padrão correspondente à máquina sadia.

As assimetrias na gaiola rotórica podem ser dadas devido as barras quebradas e/ou falhas nos anéis de curto-circuito, considerando que as barras estão eletricamente isoladas do núcleo, pode-se aplicar o método das componentes simétricas.

Estes esquemas equivalentes podem ser validados experimentalmente através da medição das correntes rotóricas de um motor com o rotor externo. A sobreposição das correntes medidas apresentam os efeitos simétricos e assimétricos do sistema. Observa-se a circulação de correntes de amplitude igual àquelas que circulariam na ausência de defeito, mas com sentidos opostos. Isto produz alterações do campo magnético no entreferro, que podem ser medidas através de bobinas de teste colocados no estator. Existem métodos que não exigem a colocação de bobinas extras para o monitoramento destes fluxos. Isto será apresentado no item 3.10.

Ainda pode ser utilizada uma análise baseada na consideração de um modelo matemático de malhas para o circuito rotórico. Este método, usa uma relação entre as correntes estatóricas e rotóricas, e a tensão (fonte equilibrada) aplicada com base na definição de uma matriz de impedâncias de acoplamento. A vantagem deste método é que, detecta barras rotóricas quebradas independente da disposição e/ou anéis de curto-circuito falhados. Apresenta uma análise genérica do funcionamento do MIT, e a sua validação experimental será dada também como no ítem anterior [157,158].

Este método apresenta uma desvantagem, pois, os registros da falha na corrente estatórica ou no conjugado, se mostram inconclusivos para os casos em que se deseja uma análise mais acurada, de forma que, a análise da corrente estatórica no domínio espectral mostra-se mais atrativa, bem como a análise de vibrações.

As características da análise espectral de vibrações na carcaça, obtidas através da medição das oscilações na velocidade, apresentam uma distribuição não uniforme de fluxo magnético no entreferro. O desequilíbrio das forças radiais que se apresentam maior na partida (devido à elevada corrente), atuam na região do entreferro “unbalanced magnetic pull (ump)”[83,90,93-95,99,100,102]. A amplitude dessas forças diminuirá com o aumento das fraturas, bem como se apresentarão numa disposição simétrica ao longo do rotor. A fratura no anel mostra-se como uma condição muito mais severa do que as de barras quebradas.

Nota-se a presença de uma componente espectral específica na corrente estatórica, quando alimentada por um sistema de tensões de seqüência negativa (a componente de seqüência negativa da corrente rotórica  $f_i = (2-s) f_n$ ). Esta, induz corrente de freqüência:  $f = (3 - 2s)f_n$ .

A transformada complexa também relaciona a amplitude da componente inversa da tensão aplicada ao estator com a referida componente espectral. Aparecem fluxos de correntes entre as barras rotóricas de motores de tensões nominais (observados também em gaiolas não fraturadas), particularmente intensas na região adjacente da fratura. Os harmônicos introduzidos na corrente do estator por aquela componente se mostra inconclusiva relativamente à detecção de tais defeitos.

A análise espectral das *vibrações* produzidas segundo a direção axial, mostra-se uma alternativa eficaz para o problema anterior. Uma circulação não uniforme de correntes tangenciais entre uma barra fraturada e aquelas adjacentes gera uma distribuição assimétrica de fluxo axial, responsável pela produção de tais *vibrações*, fortemente condicionado pelo escorregamento, devido à influência do efeito pelicular no

comportamento de parâmetros como a impedância intrínseca das barras ou as resistências de contato entre as barras e o núcleo rotórico.

Para pequenos escorregamentos, a percentagem de corrente que circula numa barra fraturada é pequena para que modelos analíticos, tais como apresentado acima, se considerem representativos da situação em análise. Isto foi considerado para um sistema de tensões de alimentação de seqüência negativa e, portanto, de correntes rotóricas de freqüência aproximadamente dupla da componente fundamental da freqüência de alimentação.

### **3.3 - MÉTODO BASEADO NA ANÁLISE DO FLUXO MAGNÉTICO:**

A utilização de bobinas de ensaios montadas concêntricamente em relação ao eixo nos MIT, tem permitido a detecção de situações de falta de fase na sua alimentação, e constitui, ainda, um método possível para medir variações de velocidade da máquina (escorregamento) [156]. Penman et al. [18, 156], ampliou contudo o seu domínio de aplicação, ao introduzir a análise espectral do fluxo axial assim detectado. Com efeito, no espectro correspondente ao fluxo axial (também designado por fluxo homopolar) abundam harmônicos de várias ordens [156], cuja freqüência poderá ser determinada pela expressão:  $f = [2n|(1-s) \pm 1]f_1$   $n = 0, 1, 2, \dots$  (3.11)

Distorções provocadas na distribuição de fluxo magnético no entreferro, constituem um importante indicador de ocorrência de situações anormais de funcionamento.

Assimetria nos circuitos elétrico e magnético provocam distorções na distribuição de fluxo no entreferro. Com filtros apropriados, detecta-se harmônicos do fluxo de dispersão axial correspondente à freqüência  $(2 - s)f_1$ , que é característico da ocorrência de desequilíbrio na alimentação.

A abundância de harmônicos presentes no espectro do fluxo de dispersão axial, permite analisar situações de avarias, mostradas nas Figuras 3.25a,b; 3.26c,d; 3.27e; 3.28a e b e 3.29c: tais como: curto-circuito entre bobinas dos enrolamentos estatóricos,

desequilíbrios no sistema de tensões de alimentação, excentricidade do entreferro e fraturas nas barras do rotor.

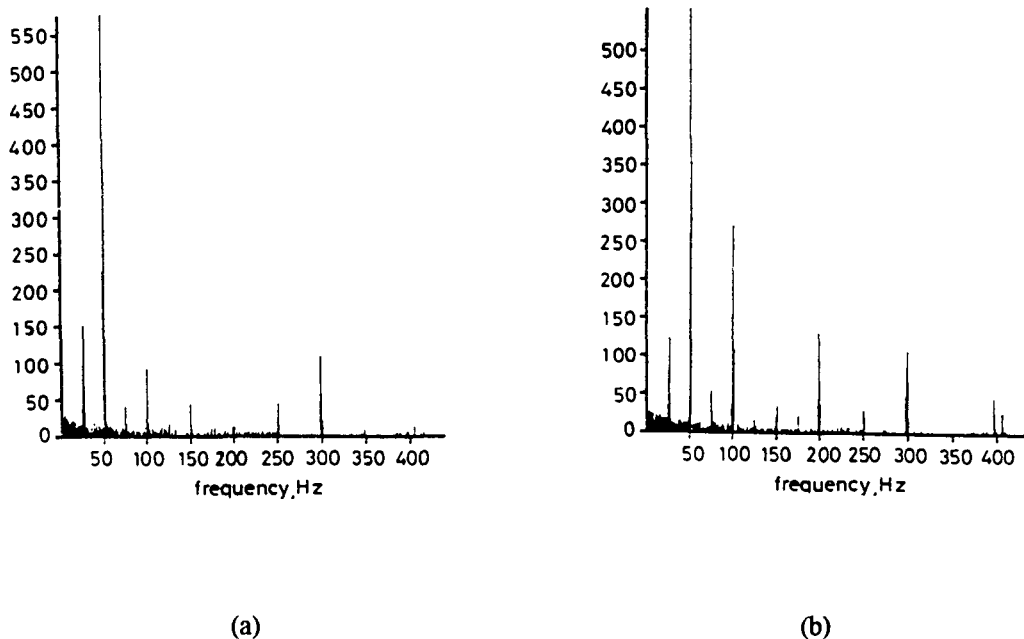


Fig. 3.25.- Resultados das análises espectrais do fluxo axial: a) motor na condição sadia; b) motor com alimentação desbalanceada.

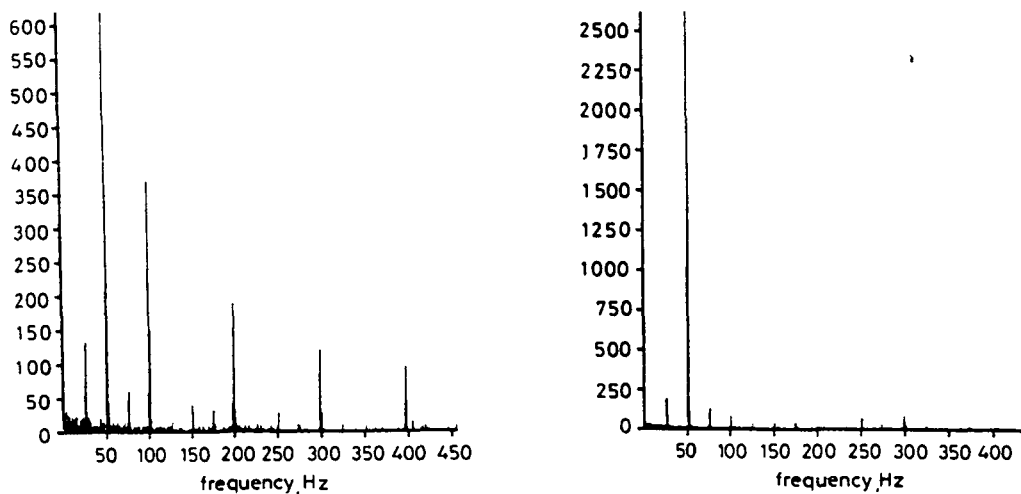


Fig. 3.26.- Resultados das análises espectrais do fluxo axial: c) perda de uma fase; d) espiras curto-circuitadas do enrolamento estático.



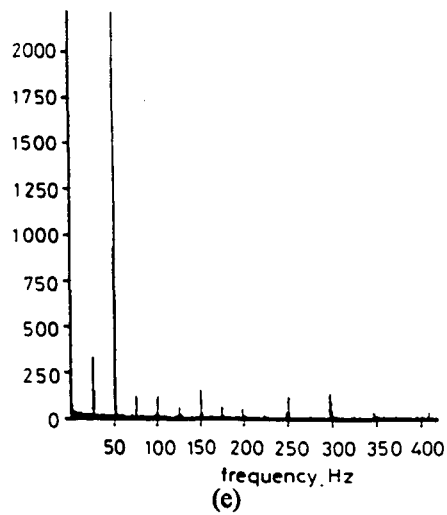


Fig. 3.27.- Resultados das análises espectrais do fluxo axial: e) barra de rotor quebrada.

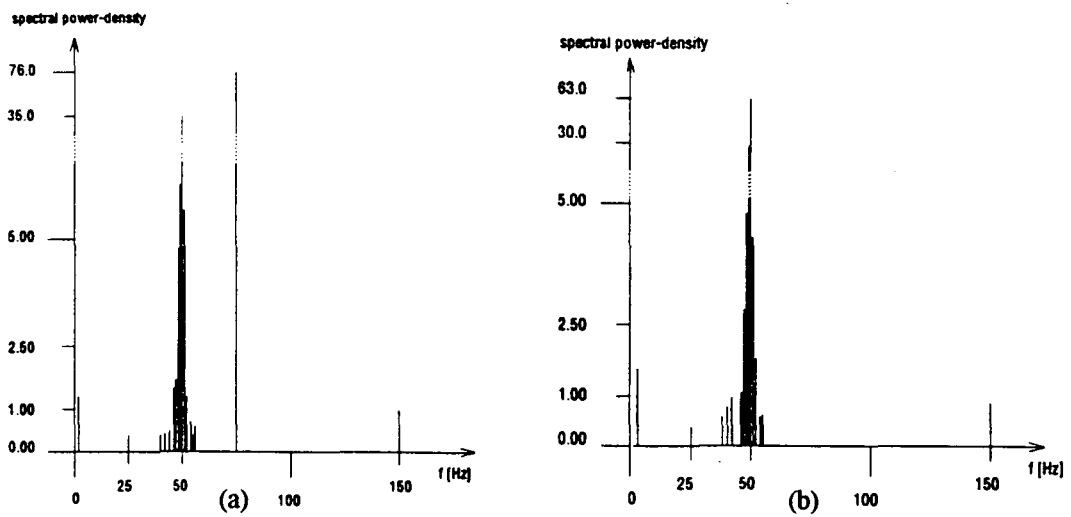


Fig. 3.28.- Espectro de frequência do fluxo axial para um MIT de 2 pólos: a) com alimentação simétrica e excentricidade do rotor ( $\epsilon \cong 0,15$ ); b) com pequena assimétria na alimentação e excentricidade do rotor ( $\epsilon \cong 0,15$ ).

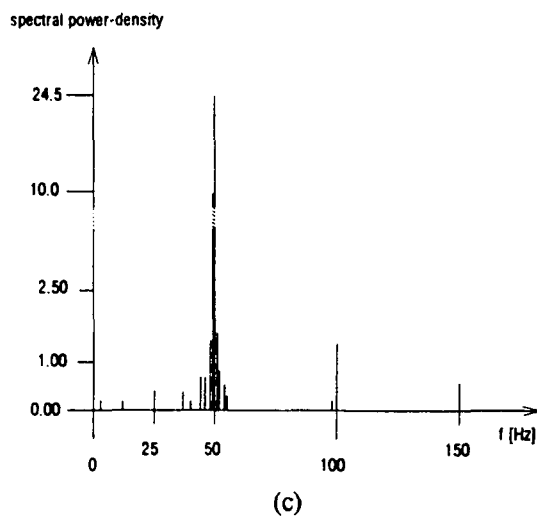


Fig. 3.29.- Espectro de frequência do fluxo axial para um MIT de 2 pólos: (c) falta de uma fase e excentricidade do rotor ( $\epsilon \cong 0,15$ ).

Um estudo analítico detalhado do conteúdo espectral referente ao fluxo de dispersão axial, possibilita a caracterização de diferentes situações de avarias, em função dos harmônicos associados. Baseando-se na consideração de que os enrolamentos estatóricos atuam como sensores das anomalias registradas no rotor e vice-versa, o estudo analítico desenvolvido assenta, ainda, na aplicação de uma metodologia segundo a qual as diversas situações de falhas são classificadas de acordo com a sua localização (relativas ao rotor ou estator) e com caráter simétrico ou assimétrico que as evidenciam, isto é, se associadas a uma fase completa ou apenas a um pólo. Daqui resulta a identificação de grupos de harmônicos associados a cada tipo de situação de falha, assim definido.

*Equação de estado da máquina [146]:*

$$\begin{aligned} U_s &= R_s \dot{i}_s + \dot{\Psi}_s \\ U_r &= R_r \dot{i}_r + \dot{\Psi}_r \end{aligned} \quad (3.12)$$

Fluxo do estator e rotor

$$\begin{aligned} \Psi_s &= L_s i_s + L_{sr} i_r \\ \Psi_r &= L_r i_r + L_{rs} i_s \end{aligned} \quad (3.13)$$

*Influência da excentricidade na mútua indutância:*

Baseados nas dependências geométrica simples e conversões matemáticas, o inverso da largura máxima e mínima do entreferro (corrigido pelo fator de Carter), e conseqüentemente a função permeância, será determinada na forma de série trigonométrica infinita. Assim, pode-se determinar a força magnetomotriz (f.m.m(x)) e posterior cálculo da intensidade de campo magnético H(x).

**Fluxo axial:** 
$$\Phi^u = \sum_{n=1}^{m_s} L_s^{un;n} i_s^n + \sum_{k=1}^{N_r} L_r^{uk;k} i_r^k \quad (3.14)$$

Onde  $L_s$ ,  $L_r$ : indutância própria do estator e rotor respectivamente;  $k$ : malha do rotor;  $n$ : banda do estator;  $m_s$ : número de grupos de bobinas do estator;  $N_r$ : número de barras do rotor.

Devido à necessidade de introduzir dispositivo de sensoamento na superfície interna do estator, esta estratégia encontra-se pouco difundida. Também exige um sistema de instrumentação especializado, que se torna inviável, do ponto de vista prático em relação custo/benefício.

### 3.4 - MÉTODO BASEADO NA ANÁLISE DE VIBRAÇÕES:

Para avarias de natureza mecânica e magnética o fluxo magnético no entreferro, que se caracteriza por uma distribuição variável em função do tempo e da posição angular, origina forças de interação entre o estator e rotor, de natureza também variável, responsáveis, entre outras conseqüências, pela produção de vibrações nos enrolamentos e na própria estrutura do estator. Estas forças podem ser determinadas pela expressão de Maxwell [125]:

$$\sigma_r = \frac{B^2(\theta, t)}{2\mu_0} : \text{Força por unidade de área, segundo a direção radial (N/m}^2\text{)}.$$

Onde  $B(\theta, t)$ : Indução magnética (T) em função da posição angular ( $\theta$ ) e do tempo (t).

$\mu_0$ : Permeabilidade do material, no vácuo ( $4\pi \cdot 10^{-7}$  H/m).

$$\text{Onde } \sigma(\theta, t) = \sum_{m, \Omega} \sigma m, \Omega \cos(m\theta - \Omega t) \quad (3.15)$$

$$m = n_{rt} N_2 \pm n_{st} N_1 \pm n_s \pm n_d \pm 2n_{sa} p \pm n_\theta p \quad (3.16)$$

$$\text{e } \Omega = (n_{rt} N_2 \pm n_d) \omega_r \pm 2n_{sa} \omega_l \pm n_\omega \omega_l \quad (3.17)$$

onde  $\omega_r$ : é a velocidade de rotação (rad/s) e  $\omega_l$ : a freqüência angular da fonte. As outras variáveis serão definidas na pág.55.

**Pela Lei de Biot-Savart:**

$\sigma_t(\theta, t) = B(\theta, t)A(\theta, t)$  : Força por unidade de área, segundo a direção tangencial (N/m<sup>2</sup>);  $B(\theta, t)$  : Indução magnética (T) em função da posição angular ( $\theta$ ) e do tempo (t) e  $A(\theta, t)$  : Distribuição superficial de corrente, correspondente ao rotor (A/m).

Nota-se que ambas (equações de força radial e tangencial), envolvem as mesmas frequências, bem como, a mesma ordem de harmônicos, apenas diferindo na amplitude e respectivos defasamentos.

Para defeitos relativos aos mancais, têm sido largamente aplicado métodos que recorrem à análise harmônica das vibrações, principalmente após a introdução de técnicas sofisticadas, tais como: Fast Fourier Transform (FFT); Zoom FFT; Cepstrum Analysis [126].

No que concerne aos defeitos no estator (os mais frequentes: curto-circuitos entre espiras) e no rotor (barras ou anéis fraturados), a análise de vibrações não se encontra tão avançada. Uma importante contribuição foi dada por [159] ao demonstrar que não são as vibrações originadas pelas forças radiais, mas antes a tangenciais, aquelas que se mostram mais adequadas para a detecção deste tipo de avarias. O valor eficaz total da velocidade de vibração deverá verificar:

$$\sum V_{RMS,tang.} > \sum V_{RMS,radial} \quad (3.18)$$

O valor eficaz da velocidade de vibrações, originadas por forças tangenciais, se apresenta superior ao correspondente valor das vibrações resultantes da ação das forças radiais. Apresentam-se nas figuras.3.30a e b resultados obtidos, onde se registra a variação da componente de  $V_{RMS}$  referente à frequência dupla da fundamental (mais sensível) em função da percentagem de redução de espiras nos enrolamentos do estator relativamente às existentes inicialmente em condições normais.

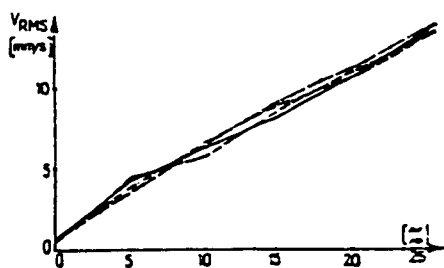


Fig.1 - Componente de  $V_{RMS}$  de frequência  $2f_1$  (100 Hz) segundo a direção tangencial.

(a)

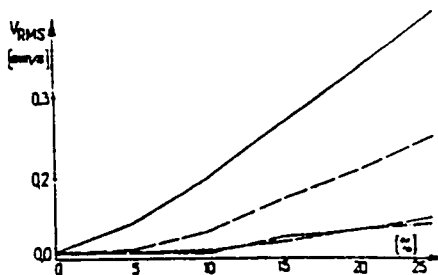


Fig.2 - Componente de  $V_{RMS}$  de frequência  $2f_1$  (100 Hz) segundo a direção radial.

(b)

Fig. 3.30 -a) Componente de  $V_{RMS}$  de frequência  $2f_1$  (100 Hz) segundo a direção tangencial e b) segundo a direção radial.

Além da assimetria provocada pela redução do número de espiras nos enrolamentos do estator, analisa-se na figura 3.31, o comportamento do nível das vibrações registradas segundo uma direção tangencial, em função da percentagem de espiras em curto-circuito.

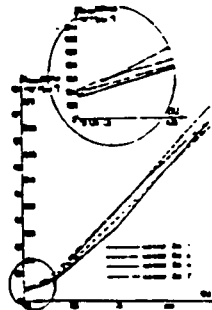


Fig. 3.31.- Componente de  $V_{RMS}$  de frequência  $2f_1$  (100 Hz) segundo a direção tangencial, em função da percentagem de espiras em c-c.

Em relação aos defeitos rotóricos, apresentam-se na Fig.3.32a, b, c a evolução do nível de vibrações  $V_{RMS}$  (100 Hz) em função da posição do rotor, relativamente a três situações distintas [158].

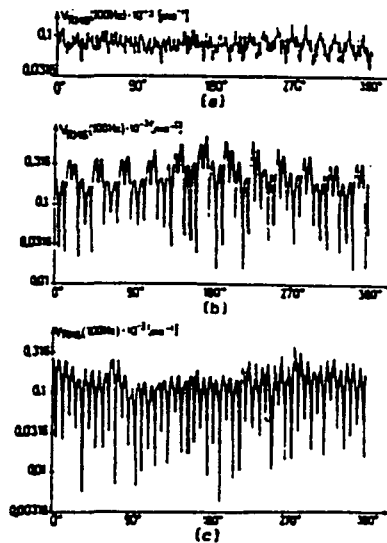


Fig. 3.32.- Evolução de  $V_{RMS}$  (100 Hz) em função da posição do rotor: a) motor normal; b) motor com barra de rotor quebrada; c) motor com anel partido.

Leonard e Thomson [8,33] demonstraram que uma onda de vibração padrão fixa em uma frequência de 100 Hz ocorre através da periferia do motor durante o 'single-phasing', e consequentemente são pontos ótimos de sensoriamento para a detecção de falhas. Fonte de tensão desbalanceada e falhas entre espiras do enrolamento podem também ser detectadas usando a componente de vibração de 100 Hz.

A presença de excentricidade estática e dinâmica, constitui uma das situações de análise espectral de vibrações possíveis, e se caracteriza pela existência de harmônicos específicos, que podem ser determinados através da seguinte expressão:

$$f_{shV} = \left[ (n_{rt} N_2 \pm n_d) \left( \frac{(1-s)}{p} \right) \pm n'_w \pm 2n'_{sa} \right] f_1 \quad (3.19)$$

onde:  $f_{shV}$ : frequência correspondente às componentes do espectro de vibrações, resultantes da presença de excentricidade e das ranhuras no rotor (Hz);

$n'_w$ : constante (0, 2, 4, 6, ...);

$n'_{sa}$ : ordem do harmônico de saturação;

$n_\theta$ : ordem do harmônico espacial;

$n_{rt}$ : ordem do harmônico de permeância correspondente ao efeito das ranhuras;

$N_2$ : número de ranhuras do rotor;

$n_d$ : ordem do harmônico de permeância correspondente à excentricidade (estática -  $n_d = 0$ ; dinâmica -  $n_d = 1, 2, 3$ , etc.);

$s$ : escorregamento;

$p$ : número de pares de pólos;

$n_{sw}$ : ordem do harmônico correspondente à força magnetomotriz estática;

$f_1$ : frequência da componente fundamental de alimentação (Hz);

Uma informação completa está relatada no trabalho [102,136].

Um sistema de diagnóstico de falhas computadorizado [116,66], pode ser extremamente sofisticado, dependendo dos sinais a serem monitorados. A título de exemplo na figura 3.33, apresenta-se um esquema básico, onde além da análise de

vibrações, faz-se também de outros sinais. Uma informação mais completa, pode ser obtida nas referências [83,85].

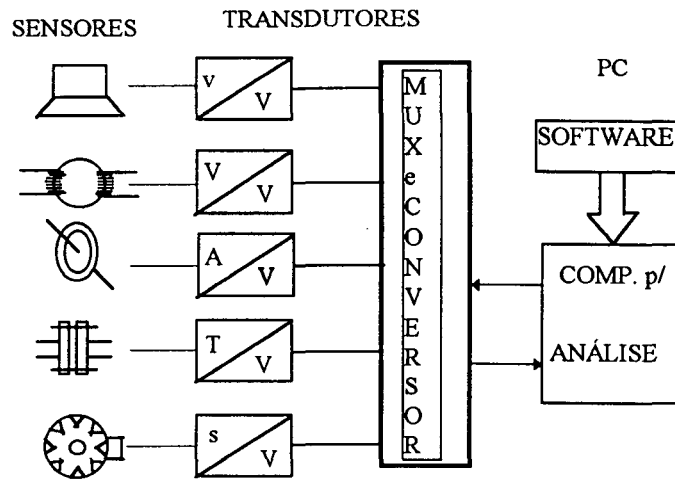


Fig.3.33.- Diagrama de blocos do monitoramento multiparamétrico.

Análise das harmônicas dos sinais de corrente (Jordan [134]):

$$\omega_s = \omega_1 \left[ 1 + \frac{g \cdot N_2}{p} (1 - s) \right] \quad (3.20)$$

Sendo  $\omega_s$ : frequência angular da harmônica de ranhura;

$\omega_1$ : harmônica básica da corrente do estator;

$N_2$ : número de ranhuras do rotor;

$p$ : número de pares de pólos;

$s$ : escorregamento;

$g$ : 0; +1; +2; +3...

Situações de avarias relativas à ocorrência de fraturas nas barras rotóricas de MIT, apresentam alterações significativas do conteúdo harmônico, em torno da componente principal (deslocados destes a  $\pm sf_n$ ), correspondente ao efeito das ranhuras, isto é, modulações em frequência das vibrações e amplitude.

Excentricidade do entreferro e fluxo magnético desbalanceado “Umbalance Magnetic Pull”- UMP podem ser detectados através do monitoramento da vibração e da corrente estática. Por exemplo, Rai [105] verificou que forças de vibrações de 50, 100 e 200 Hz podem variar devido à excentricidade/UMP.

Ellison e Yang [106, 110] verificaram por meio de ensaios realizados em uma câmara anecóica que harmônicas de ranhuras no espectro de ruído acústico de um motor de pequena potência são funções da excentricidade estática.

O custo do sistema de monitoramento, torna-o inviável também para o nosso objetivo, pois a rotação deverá ser monitorada pelo método de controle de Campo Orientado, precisa também de Transdutores (de corrente e tensão) multi-faixa, tipo LEM MODULE que utiliza um gerador Hall e que opera com fluxo magnético zero, além de sensor de vibração e acelerômetro tipo piezoelétrico. Além disto, a avaliação da gravidade do problema reveste-se, de grande complexidade, já que implica o conhecimento do comportamento mecânico da estrutura estatórica de cada motor.

Dorrell et al.[128] define as forças girantes e a vibração da velocidade de rotação como causas da excentricidade e que podem ser meios de identificação da excentricidade do rotor.

As figuras 3.34a e b mostram que se houver um acréscimo na vibração da velocidade de rotação, isto poderá ser associado com a excentricidade dinâmica, e se houver uma pequena variação na vibração da velocidade de rotação igual com o acréscimo da magnitude de corrente das bandas laterais, este pode indicar o acréscimo da excentricidade estática.

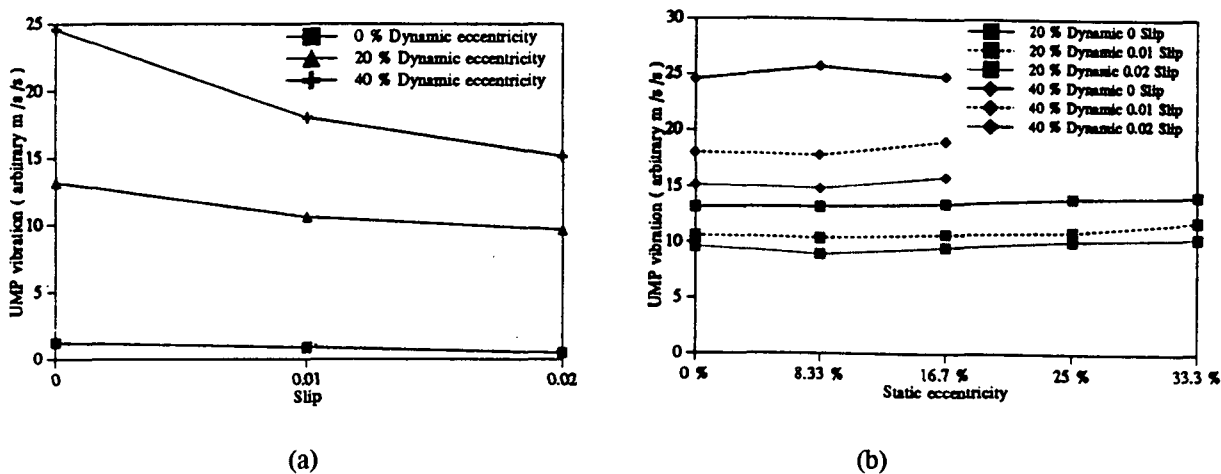


Fig. 3.34.- a) Vibração UMP devido à excentricidade dinâmica; b) Efeito da excentricidade estática na vibração UMP.



Análises do espectro de vibrações usando circuitos neurais artificiais (ANN) permitem a detecção de falhas nos mancais e fonte de alimentação desbalanceada [129], (ver, cap.3.9).

### **3.5 - MÉTODO BASEADO NA ANÁLISE DA VELOCIDADE:**

As flutuações na velocidade, poderão constituir um importante indicador da existência de assimetrias no circuito rotórico. Porém, perturbações na carga levam a um fenômeno semelhante, exigindo assim uma análise mais pormenorizada. O conjugado eletromecânico desenvolvido nos MIT, afetado pela existência de assimetrias no circuito rotórico, apresenta uma componente adicional pulsante, correspondente à frequência  $2sf_1$ , responsável pela ocorrência de flutuações na velocidade, com idêntica frequência. Isto será desprezível, no caso do momento de inércia do conjunto (motor+carga) assumir valores excepcionalmente elevados.

B. G. Gaydon et al. [67,121] desenvolveram uma instrumentação capaz de proporcionar tais situações de avaria.

A implementação exige pelo menos um osciloscópio de memória, para a adequada visualização de tais flutuações. Contrastando-se a figura traçada por esta observação (configuração de um carióide de segunda ordem), e a do motor normal (circunferência), torna-se evidente a presença de assimetria (ver Fig.3.35). Novamente, percebe-se a inviabilidade do uso desta estratégia para a aplicabilidade requerida, pois, o instrumento deve ser capaz de quantificar a amplitude das referidas flutuações da velocidade, que demanda um custo elevado.

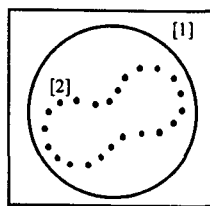


Fig.3.35.- Configurações relativas à representação, na forma polar, do comportamento da componente das flutuações da velocidade, associada à frequência  $2sf_1$ , de MIT: [1] ausência de assimetrias no circuito rotórico; [2] assimetria no circuito rotórico.

### **3.6 - MÉTODO BASEADO NA ANÁLISE DA TEMPERATURA:**

Idêntico procedimento à do comportamento das vibrações produzidas durante o funcionamento do MIT, pode ser adotado nesta estratégia, podendo detectar problemas de natureza tribológica (mesma ordem de classificação), associados aos mancais, bem como, anomalias nos circuitos de refrigeração.

A maioria dos fabricantes utilizam nos seus motores, dispositivos termopares ou termistores embutidos no núcleo estatórico ou no isolamento dos enrolamentos. Porém, isto pode ocasionar diversos problemas, além da degradação, tais como: a seleção prévia dos locais de implantação, que deve coincidir com os pontos críticos, bem como dispositivos de natureza metálica instalados nas proximidades de circuitos envolvendo tensões elevadas e ainda, problemas com respeito ao seu isolamento elétrico.

Este método apresenta maiores dificuldades, devido à complexidade do tratamento dos sinais monitorados, assim, não atinge de igual forma o objetivo pré estabelecido. Monitoramento da temperatura do rotor, bem como, a variação da resistência do rotor on-line podem ser monitorados resolvendo a equação do balanço de potência abaixo:

$$P_1 = 3 \frac{|V_m|^2}{R_{Fe}} + 3|I_1|^2 R_1 + 3|I_1 - I_0|^2 \frac{R_2}{s} \quad (3.21)$$

onde  $P_1$  é a potência total de entrada;  $R_{Fe}$  a resistência entre as chapas de ferro;  $V_m$  o fasor tensão magnetizante;  $I_1$  o fasor corrente do estator;  $I_0$  fasor corrente a vazio;  $R_1$  a resistência do estator e  $R_2$  a resistência do rotor. Para mais detalhes ver Andresen, E. CH. e Vetter, TH [146].

Como uma alternativa para esta estratégia investigou-se a utilização de sensores ópticos (fibras ópticas) de temperatura, imune a campos elétricos e/ou magnéticos, com características de resposta linear ( $20^{\circ}$  a  $180^{\circ}$ C). Ainda, pode-se mencionar a dificuldade na transmissão da informação, durante o funcionamento do MIT, bem como, a necessidade de transformador rotativo, no qual a frequência do sinal transmitido se apresenta proporcional à temperatura captada, que utiliza um processo baseado na emissão de radiações eletromagnéticas de radiofrequência.

### **3.7 - MÉTODO BASEADO NA ANÁLISE DE FLUÍDOS DE REFRIGERAÇÃO OU DE LUBRIFICAÇÃO:**

Um procedimento utilizado é a análise química dos gases utilizados na refrigeração forçada, em circuito fechado, de MIT, proporcionando a detecção da presença de partículas ou substâncias gasosas, resultantes da degradação térmica dos materiais que compõem o seu isolamento elétrico. Mede-se a concentração de monóxido de carbono presente no fluido de refrigeração.

A análise química do óleo ou graxa utilizada na lubrificação dos mancais, pode proporcionar também, a detecção não só da presença de produtos químicos resultantes da sua própria degradação, como também, de partículas provenientes do desgaste dos mancais. Constitui-se assim, num método utilizado no âmbito da detecção de avarias predominantemente mecânica. Assim, foge um pouco do objetivo fundamental deste trabalho, pois estaria apresentando apenas falhas de origem mecânica e não elétrica, que é de maior interesse, além de apresentar custo relativamente elevado.

### **3.8 - APLICAÇÃO DO CIRCUITO NEURAL ARTIFICIAL**

Este método possibilita o diagnóstico através de um supervisor de sistemas on-line para detectar falhas, usando a monitorização da corrente do estator. Este sistema utiliza o circuito neural artificial que aprende as características espectrais de um motor bom em operação [110,111]. Estes espectros aprendidos podem conter muitos harmônicos próprios da carga que corresponde à condição normal de operação. A fim de reduzir o número de harmônicos que são continuamente monitorados para um número administrável, um filtro de frequência seletiva é empregado. Este filtro de frequência somente passa àquelas harmônicas que são conhecidas ser de importância na detecção de falhas, ou quando são contínuas acima de um certo nível, para um algoritmo de agrupamento de rede neural.

Após um período suficiente de treinamento, os sinais do circuito neural dá uma condição de falha potencial quando uma nova camada (cluster) é formada e persiste por

algum tempo. Visto que uma condição de falha é fonte para comparação com a condição inicial da máquina, com este sistema é possível uma predição de falhas (on-line) sem requerer informação do motor ou características da carga. O algoritmo de detecção a ser implementado, deve ter a seguinte configuração [9-11,130,131,140]:

**Filtros de frequência regulamentadas:**

1) Assinaturas de falhas que continuarão por um longo período de tempo relativamente sem decréscimo;

2) As frequências de excentricidade e barra quebrada são de classe 1, e são bandeadas (banda de frequência) por  $f_n \pm m.f_{mr}$ , onde  $m= 1, 2, 3, \dots$

3) As frequências do corredor exterior do mancal são de classe 1, e são bandeadas por  $f_n \pm 0,4.n.f_{mr}$ , onde  $n= 6, 7, \dots, 12$ .

4) As frequências do corredor interior do mancal são de classe 1, e são bandeadas por  $f_n \pm 0,6.n.f_{mr}$ , onde  $n= 6, 7, \dots, 12$ .

5) A faixa operacional da rotação mecânica do rotor,  $f_{mr}$ , é definida ser a banda das componentes de frequência da taxa de velocidade para a velocidade síncrona do MIT.

6) Componentes de frequência que fica consistentemente abaixo do nível de ‘energia’ especificado e são de classe 3. Esta é a maior classe de frequências.

7) Componentes da classe 3 podem tornar-se frequências de classe 2 em mais um ponto no tempo.

8) A frequência de alimentação,  $f_n$ , e todas as suas harmônicas são classe 4 e portanto não interessa.

Um sistema de monitorização de corrente (on-line) supervisionado contém pelo menos cinco seções de processamento, como ilustrado na figura 3.36. Primeiro, a amostragem e o processo de conversão do sinal de corrente estatórica do domínio do tempo ao domínio da frequência.

O Filtro de frequência regulamentada (sistema experto) determina então, quais frequências serão monitoradas pelo circuito neural. Finalmente, o circuito neural e o

pós-processador determina se ocorreu uma mudança significativa no espectro de corrente para indicar uma possível falha na máquina monitorada.

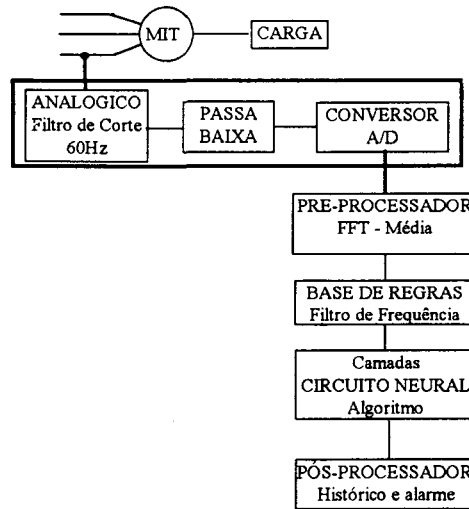


Fig.3.36 - Esquema básico para diagnóstico de MIT através do circuito neural.

O sistema experto classifica as componentes de frequência em 4 níveis:

*1a. classe:* Frequências da componente de corrente que contém informação de falha potencial (a largura de banda do espectro é dada pela variação máxima do escorregamento). Estas frequências são determinadas pela excentricidade do entreferro, barras do rotor quebradas, elementos girante do mancal. Como estas frequências são derivadas da construção física da máquina, não dependem da magnitude da componente. Contudo, é importante notar que, na análise de vibração, como progressão da falha é característico da componente espectral contínuo, aumentar no tempo. O efeito da permeância do entreferro devido à excentricidade no entreferro produz componentes de frequências como apresentado na equação 2.

$$f_{exc} = f_n \left| 1 \pm m \left( \frac{1-s}{\frac{p}{2}} \right) \right| \quad (3.22)$$

onde s: escorregamento; p: número de pólos;  $f_e$ : frequência de rede e  $m = 1, 2, 3, \dots$

As barras do rotor quebrado, geram anomalias na fmm do entreferro que causa componentes espectrais de frequências definidas por:

$$f_{brq} = f_n \left| s \pm k \left( \frac{1-s}{\frac{p}{2}} \right) \right| \quad (3.23)$$

onde  $2k/p = 1, 5, 7, 11, 13, \dots$

Devido às variações no entreferro causadas pelo efeito de vibração do mancal, a permeância do entreferro da máquina produz harmônicas de correntes de frequências:  $f_{mg} = f_n \pm n f_v$ , onde  $n = 1, 2, 3, \dots$ ;  $f_v$ : frequência de vibração de corrida externa ( $f_e$ ) ou interna ( $f_i$ ). E  $f_i = 0,6 n f_{mr}$  e  $f_e = 0,4 n f_{mr}$ ;  $f_{mr}$ : velocidade mecânica do rotor em Hz.

*2a. classe:* Incluem todas as componentes de interesses potenciais, devido ao seu nível de energia, isto é, de grande magnitude, bem como a sua repetição. Apesar da sua origem, pode ainda indicar a condição da máquina.

*3a. classe:* Incluem frequências de baixa energia que não interessam agora, mais podem interessar mais tarde. Compõem a maioria das componentes espectrais. São de baixa magnitude e pouco repetitivo. Estas componentes podem tornar-se frequências de classe 2, se a magnitude é elevada por um longo período de tempo.

*4a. classe:* São consideradas as frequências que não contém informações respeitante às faltas da máquina, semelhante às harmônicas da frequência da rede elétrica e todas as outras harmônicas.

As figuras 3.37a, b e 3.38a, b apresentam os espectros de correntes para motor sadio e outros com defeitos (neste exemplo: motor mecanicamente desbalanceado e com mancal defeituoso).

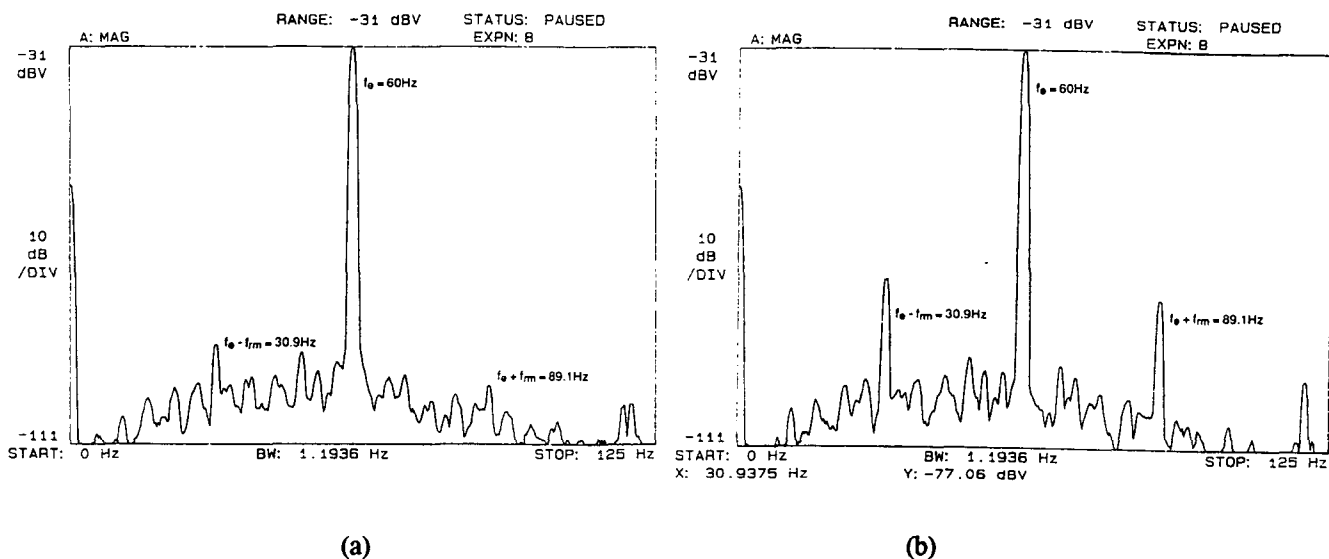


Fig.3.37.- a) Espectro da corrente estática para um motor bom de 10 hp; b) Espectro da corrente estática para um motor desbalanceado mecanicamente de 10 hp.

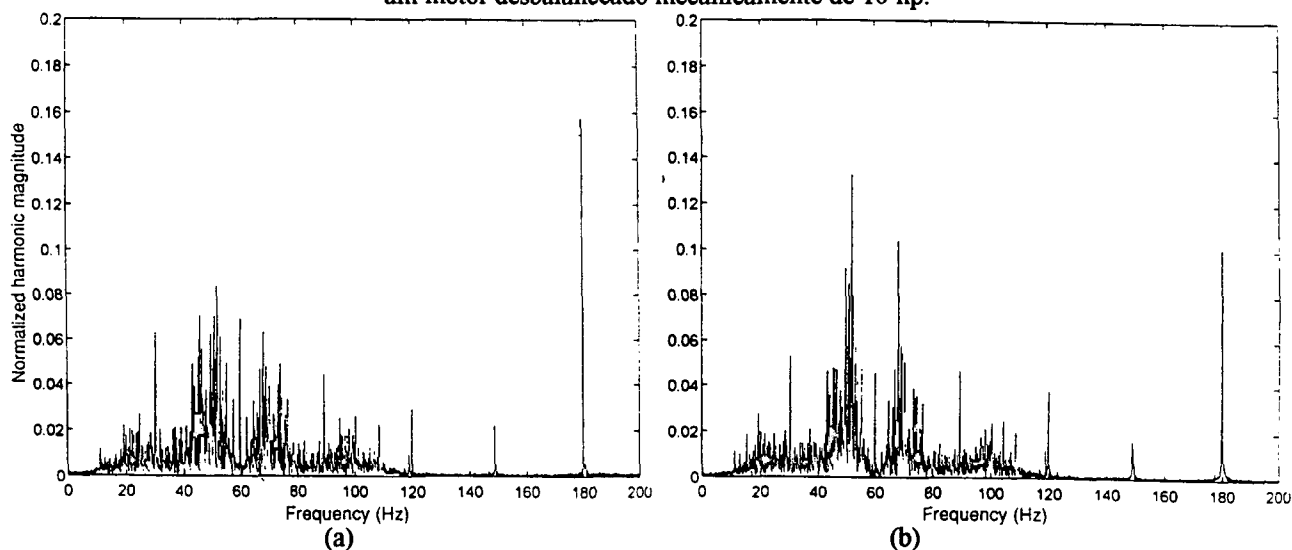


Fig. 3.38.- a) Espectro da corrente estática para um motor bom de 5 hp; b) Espectro da corrente estática para um motor com danos nos mancais de 5 hp.

Este método de diagnóstico não requer a interpretação de assinaturas de correntes, mesmo na presença de cargas desconhecidas e condições de linha. Um filtro de frequência seletiva aprende as frequências características da máquina de indução, enquanto opera sob condições normais de carga treinamento do sistema).

Esta metodologia também permite a detecção de falhas em máquinas de grande porte através da avaliação acústica. A análise das possíveis causas do ruído no MIT, incluem: harmônicas de ranhura, harmônicas da fonte de alimentação, excentricidade do

rotor, assimetria no enrolamento, os mancais, o ventilador e algumas perdas de elementos estruturais.

Ainda, o conjugado dos métodos de análise de vibração e a do espectro de corrente, permite definir falhas de origem tanto mecânica quanto elétrica.

Uma avaliação do sinal acústico [131] do motor permite diagnosticar o estado da isolamento do enrolamento estatórico, devido ao ruído emitido pelo enrolamento estatórico solto. As causas possíveis de ruído em máquinas incluem: harmônicas de ranhuras, harmônicas da fonte de alimentação, excentricidade do rotor, assimetria no enrolamento, os mancais, o ventilador, e alguns elementos estruturais soltos, como o enrolamento estatórico solto.

Na figura 3.39a e b, é apresentada uma comparação de ruído medido para uma máquina sadia e outra com enrolamento solto. Pode-se notar a diferença energética no espectro da faixa de frequência média, permitindo assim, tomar decisões baseadas nas medidas acústicas.

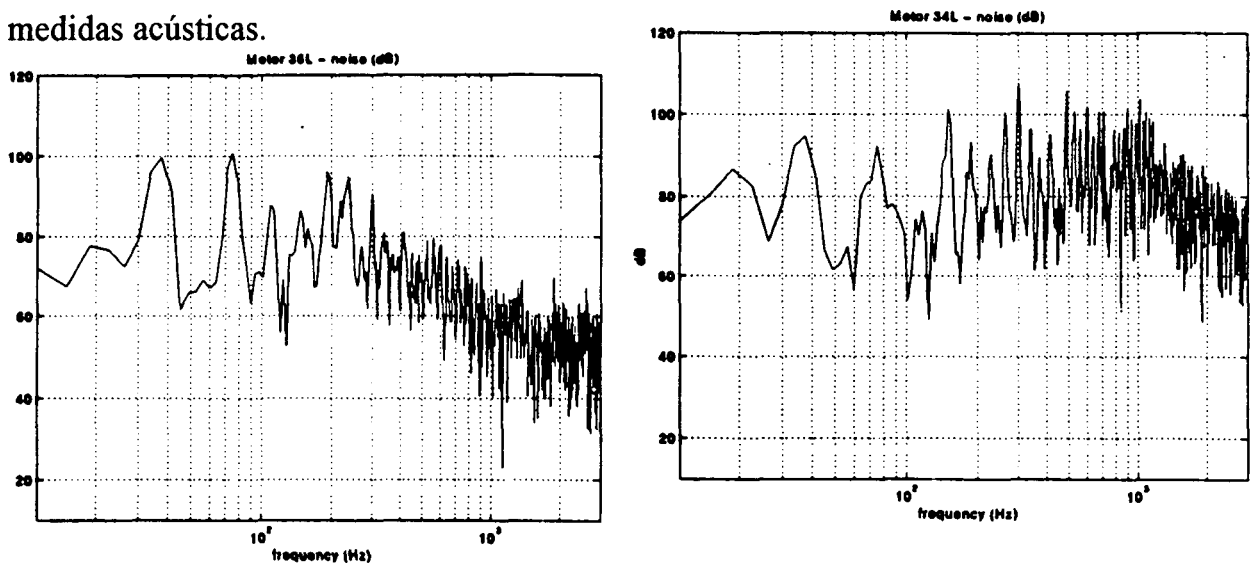


Fig. 3.39.- a) Medição do ruído para uma máquina sadia; b) medição acústica para um motor com enrolamento estatórico solto.

### **3.9 - EXEMPLO DA ESTRATÉGIA DE MONITORIZAÇÃO MULTIPARAMÉTRICA (Estratégia de monitorização unificada):**

Utiliza como parâmetros indicadores da ocorrência de avarias em MIT, sinais representativos da corrente elétrica de alimentação, das vibrações produzidas na carcaça



e dos fluxos de dispersão captados junto ao eixo e na região terminal das bobinas estatóricas. Os métodos conjugados por esta análise já foram mencionadas acima.

Esta metodologia permite determinar através *das Vibrações e Fluxo de dispersão axial*: curto-circuito de bobinas estatóricas e desequilíbrio na alimentação; *vibrações na carcaça e de corrente de alimentação*: presença de excentricidade no rotor; *análise espectral da corrente estatórica e do fluxo de dispersão axial*: barras rotórica quebradas (sistema de instrumentação computadorizada).

Thomson et al. [88,116,117,127], evidenciaram a possibilidade de aumentar a fiabilidade do diagnóstico referente a diversas situações de avarias, por meio da consideração da referida estratégia de monitorização. Encontra-se também patente nos trabalhos desenvolvidos por Cameron et al. [125], referentes à detecção da presença de excentricidade no rotor de MIT, através da consideração de sinais representativos das vibrações na carcaça e da corrente elétrica.

Kliman [154], monitorou a corrente estatórica, vibração, ruído e fluxo axial (enrolamento instalado externamente) para a detecção das barras do rotor quebradas.

O modelo para uma barra quebrada particular, é assumido que a corrente de falta é igual e oposto à corrente normal que fluem através das barras sadias. A solução para o campo magnético no entreferro sob a condição de falta, é suficiente para determinar os campos que são causados somente pela corrente de falta. A corrente e o fluxo pulsam na frequência do escorregamento. A expressão analítica para as frequências que estão presentes no fluxo

$$\text{do entreferro é dado por: } f_k = f_n \left[ \left( \frac{k}{p} \right) (1-s) \pm s \right] \quad (3.24)$$

onde:  $k = 1, 2, 3, \dots$  (número de harmônicos);  $p$ : número de pares de pólos e  $s$ : escorregamento e  $f_n$  é a frequência de rede.

A figura 3.40 mostra esquematicamente a componente fundamental que é sempre dois pólos, mas porque a natureza abrupta da componente (entreferro) radial, é também rica em harmônicas. A figura 3.41, apresenta importantes traços: a magnitude das bandas laterais da frequência da linha devido as barras fraturadas em alguns motores; e a

magnitude das componentes assimétricas decaem muito mais rapidamente, em harmônicas superiores.

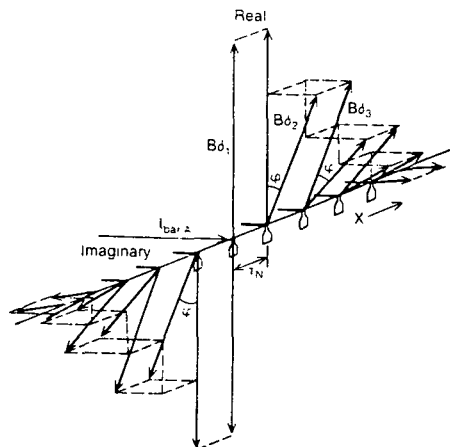


Fig. 3.40.- Fasores ao longo de uma gaiola de rotor fraturado.

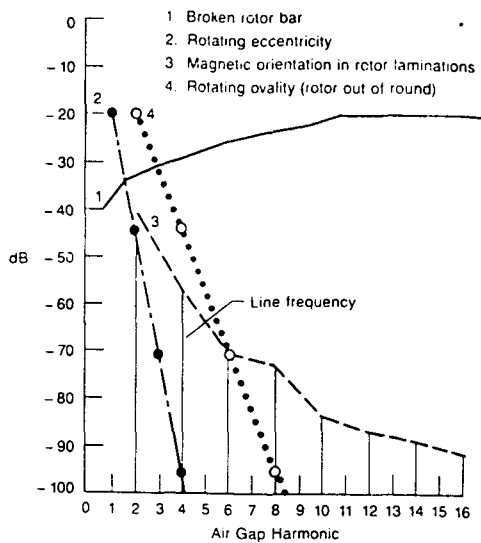


Fig. 3.41.- Comparação do espectro de fluxo no entreferro para uma barra quebrada e várias assimetrias em alguns motores.

Nas figuras 3.42a, b e 3.43c, são apresentadas uma série de espectros da corrente de linha na vizinhança de 60 Hz para a saída do motor com vários graus de falhas.

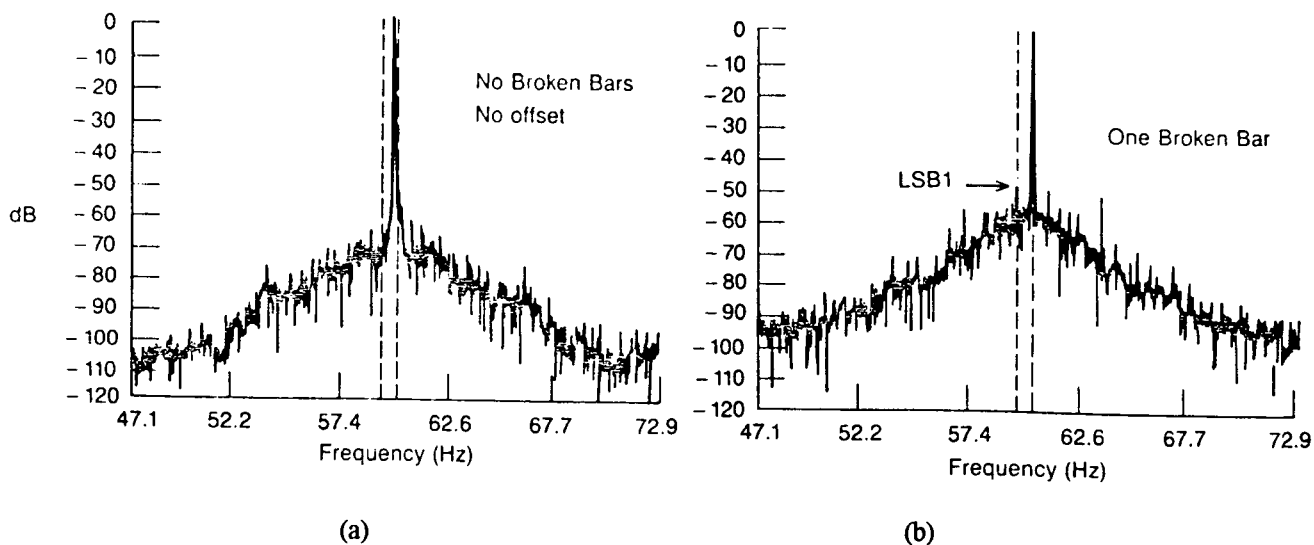


Fig. 3.42.- Espectro de corrente na vizinhança da 1a. harmônica (60 Hz) para as condições: (a) Sem barras quebradas e sem compensação; (b) Com uma barra quebrada.

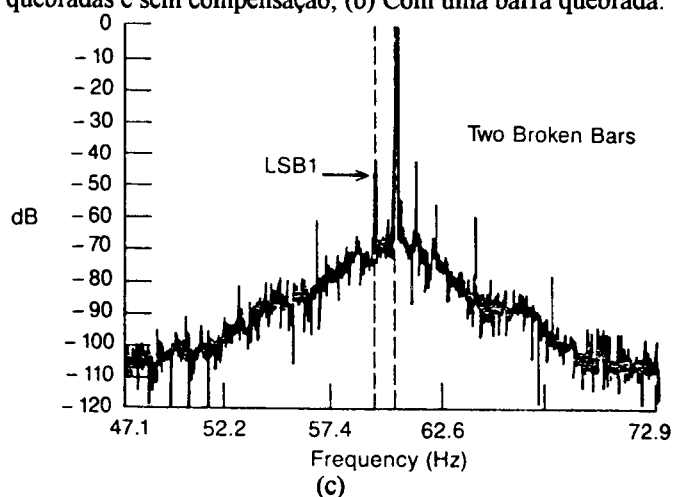


Fig. 3.43.- Espectro de corrente na vizinhança da 1a. harmônica (60 Hz) para as condições: (c) Com duas barras quebradas.

Estudo desenvolvido por Leonard e Thomson [33], diz respeito à utilização dos sinais correspondentes às vibrações, corrente e fluxo de dispersão axial, como parâmetros indicadores da ocorrência de falhas relativas ao curto-circuito de bobinas estatóricas e ao desequilíbrio na alimentação de MIT.

Durante a operação normal do MIT é razoável assumir que a magnitude do fluxo do entreferro fundamental líquida seja constante entre operações a vazio e plena carga. Isto é verdade desde que a equação básica da fem para um motor trifásico seja dado por:

$$E = 4,44 \phi N f_n k_w \quad (3.25)$$

onde  $N$ ,  $f_n$ , e  $k_w$  são constantes para o projeto de um dado motor e a consideração da diferença de operação prática entre a tensão normal aplicada e a fem. Desprezando-se a variação da carga, a força magnética atual na bobina estatórica, pode ser dada por:

$$P = B^2/2\mu_0 \quad (3.26)$$

O isolamento entre espiras adjacentes da bobina afetada devido à contaminação ou vibração excessiva do enrolamento, então, pode desenvolver um curto-circuito e conduzir a uma situação perigosa. Isto porque uma fem é induzida na espira curto-circuitada.

Consequentemente no campo principal do entreferro, a magnitude da tensão induzida da fonte de corrente mais próxima à bobina, será somente limitada pela impedância do circuito local. A corrente de curto-circuito pode ser muito grande e levar à evaporação do isolamento com a possibilidade de explosão se ocorrer faísca.

O desbalanceamento que ocorre no enrolamento estatórico, devido as espiras curto-circuitadas, causa mudanças no fluxo do entreferro [120,136] tem mostrado que a falta pode ser detectada no sinal do fluxo axial.

Thomson et al. [116,117,127], também demonstraram que este caso e em adição uma mudança, pode ser também observado no sinal de fluxo de dispersão de cabeça de bobina.

As figuras 3.44a, e b mostram um acréscimo na amplitude (dB) do espectro de vibração para a componente de 100 Hz durante a falta. O sinal do fluxo axial também foi monitorado durante a falta de fase 'single-phasing' que são apresentados nas figuras 3.45a, e b.

O resultado mostra que a componente  $(2-s)f_n$ , aproximadamente 100 Hz aumentou 20 dB. Somando a falta devido às espiras curto-circuitadas (Figs. 3.46a, e b), nota-se que o espectro de vibração mudou, em particular, para as componentes aumentadas de 100, 200 e 300 Hz.

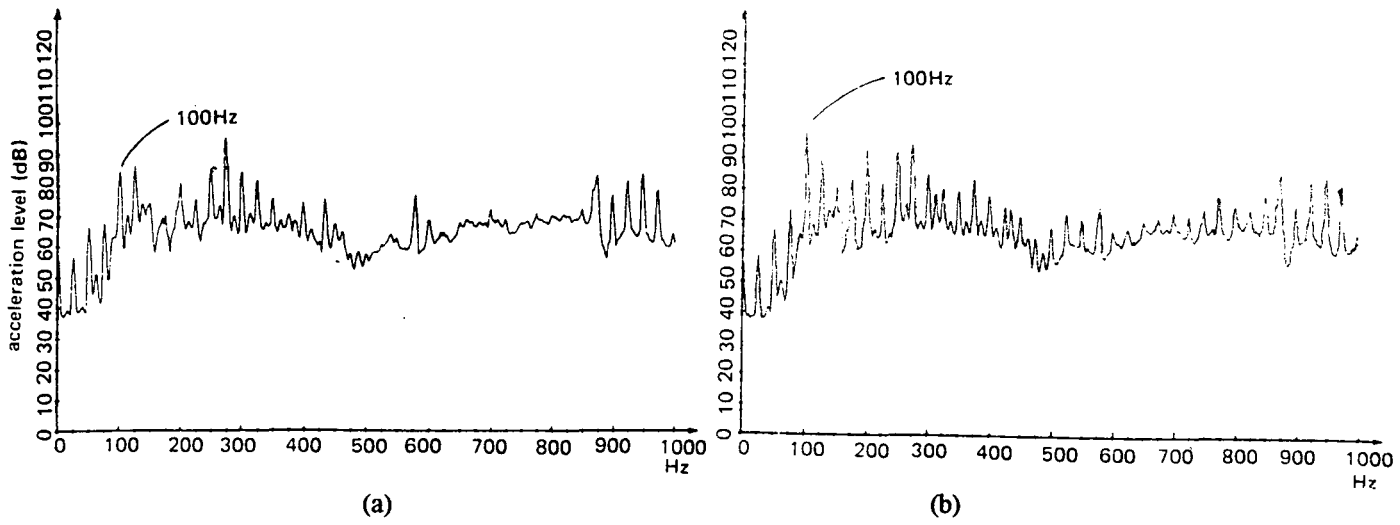


Fig. 3.44.- a) Espectro de vibração, fonte normal; b) com falta de fase.

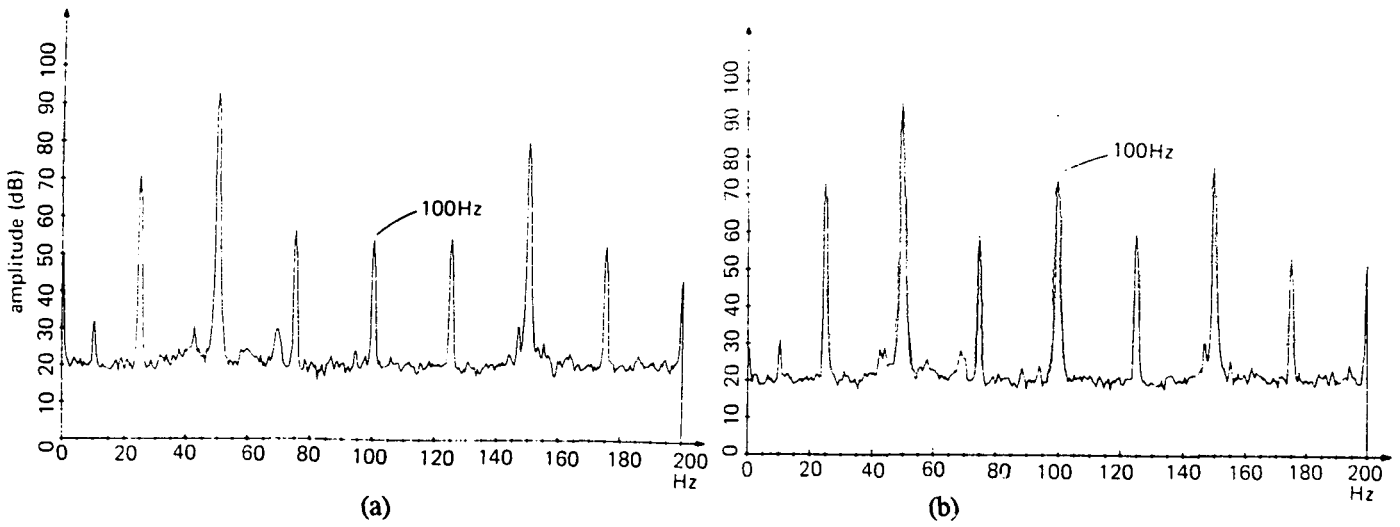


Fig. 3.45.- a) Espectro do fluxo axial, normal; b) com falta de fase.

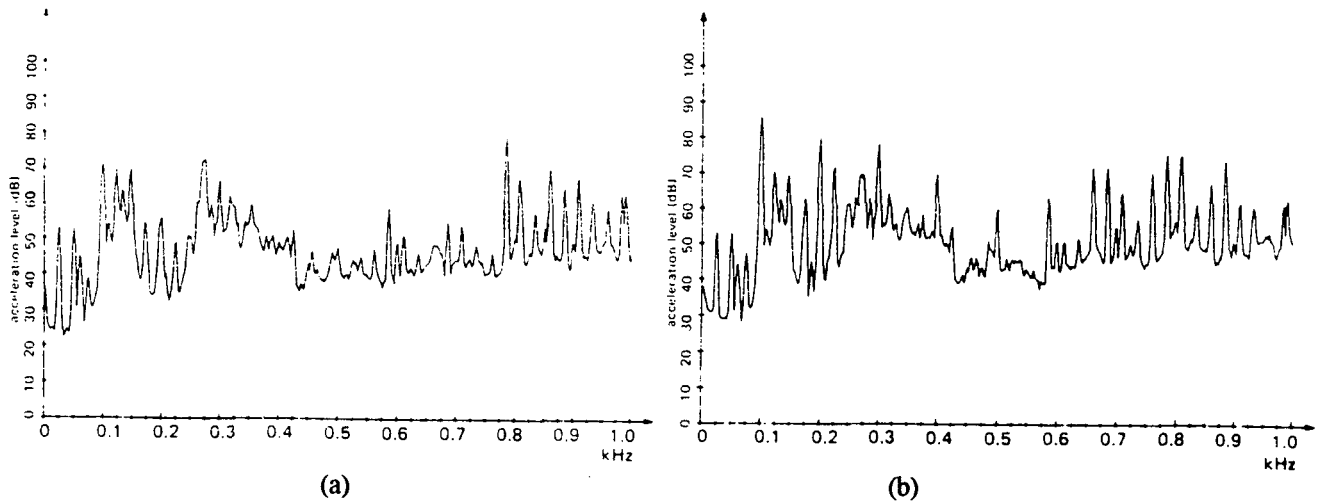


Fig. 3.46.- a) Espectro de aceleração, enrolamento normal; b) espiras curto-circuitadas.

### **3.10 - CONCLUSÃO**

Todos os métodos explicitados nesta parte do trabalho mostram-se efetivos para as aplicações que as geraram. Percebe-se que, a respeito de nenhum deles pode-se dizer que um é melhor do que outro, pois, dependerá do tipo de falha a ser detectado. Assim, em muitos casos poderão ser combinados ou conjugadas mais de um método, procurando obter uma melhor análise do problema em questão.

A combinação de vários sinais monitorados para a análise de defeitos das mais variadas origens, conduziu à estratégia de monitorização unificada, isto é, a multiparamétrica.

Um exemplo de aplicação desta estratégia foi utilizada para a análise de avarias em máquinas através do circuito neural artificial (NNA).

Neste trabalho se buscará detectar falhas no rotor de gaiola de máquinas de indução trifásicas. Deste modo, o método mais conveniente, isto é, realizável e mais barato do ponto de vista de desenvolvimento do dispositivo, será a análise espectral dos sinais da corrente estatórica e rotórica do motor.

Este método deverá permitir a análise espectral dos sinais de correntes (estatórica e rotórica), bem como o espectro do conjugado eletromagnético desenvolvido pelo motor, tendo em vista de que através da análise destes sinais possa verificar-se as anomalias (que serão provocadas intencionalmente) presentes no motor diagnosticado.

## CAPÍTULO 4

### IMPLEMENTAÇÃO DO MÉTODO DE ANÁLISE ESPECTRAL DAS CORRENTES (ESTATÓRICAS E ROTÓRICAS) E RESULTADOS

#### **4.1.- INTRODUÇÃO**

Nos MIT alimentados com correntes sinusoidais equilibradas, as correntes nas fases  $i_a$ ,  $i_b$  e  $i_c$  podem ser decompostas em duas correntes  $I_d$  e  $I_q$ , segundo os eixos de referência D e Q no rotor. Esta transformação é realizada através da transformada de Park que foi apresentada no terceiro capítulo deste trabalho. Esta técnica permite o diagnóstico de uma falha no anel de curto-circuito de um MIT de rotor de gaiola, bem como rotores de barras quebradas. O fluxo do rotor pode ser diretamente estimado pelo uso de um observador da corrente que a produz. Nesta parte do trabalho será apresentada a utilização de um modelo de MI para construir um observador.

#### **4.2 - MODELAMENTO DE UM MIT E SEU CORRESPONDENTE OBSERVADOR**

##### 4.2.1 - Generalidades:

As fraturas da gaiola rotórica podem ocorrer durante a fabricação, geralmente detectadas antes da instalação, ou em serviço, como resultado da interação de diversos mecanismos de fadiga de natureza térmica, eletromagnética, dinâmica, mecânica, residual e ambiental [13,152], havendo, ainda, alguns regimes de funcionamento para os quais a sua ação será mais intensa. Partida direta, arranques consecutivos e/ou prolongados e oscilações de carga constituem exemplos de regimes de funcionamentos sobrecarregados, capazes de contribuir para a ocorrência de uma tal anomalia [153].

As fraturas nas barras tendem a propagar-se e, se não forem detectadas a tempo, e podem conduzir à destruição do motor. Os esforços nas fendas irão se agravando até a ruptura total, havendo uma redução gradual da corrente na barra defeituosa e um aumento das correntes nas barras adjacentes, sujeitas, assim, a mecanismos de fadiga mais intensos, que poderão, por sua vez, fraturar [160,161].

Na continuação será apresentado um modelo analítico [153,159,160], capaz de proporcionar a simulação do funcionamento do MIT afetado pela ocorrência de fraturas nas barras e/ou nos anéis da gaiola rotórica.

Para se conhecer a distribuição de correntes no rotor, de acordo com a figura 4.1, são necessárias  $N_b+1$  correntes independentes, pois este é formado por  $2N_b$  nós e  $3N_b$  ramos. Estas são as correntes de circulação nas malhas rotóricas ( $I_{mk}$ , com  $k = 1, \dots, N_b$ ) e a corrente de circulação num dos anéis ( $I_{ma}$ ). Cada malha rotórica é formada por duas barras adjacentes e os dois segmentos dos anéis que as unem, pelo que serão nulas as tensões respectivas.

Cada uma das malhas funciona como uma fase, cuja corrente de circulação está acoplada com os enrolamentos do estator e rotor através do fluxo no entreferro, representando-se esta ligação pelas indutâncias mútuas rotor-estator, iguais às estator-rotor, e as rotor-rotor (Fig. 4.1). A corrente do anel não possui qualquer ligação magnética com os enrolamentos do estator. O seu acoplamento com as correntes rotóricas é feito pelo fluxo de fugas do anel e a resistência do anel.

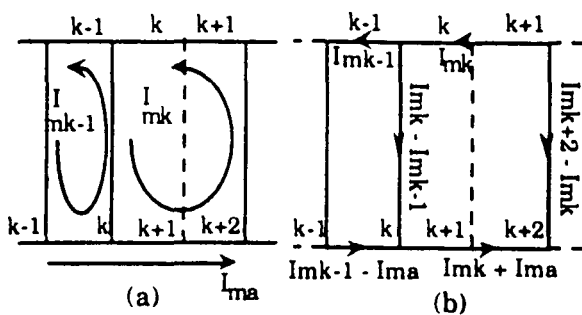


Fig. 2 - Representação de fraturas nas barras  
(a) Correntes nas malhas  
(b) Correntes nas barras e segmentos dos anéis

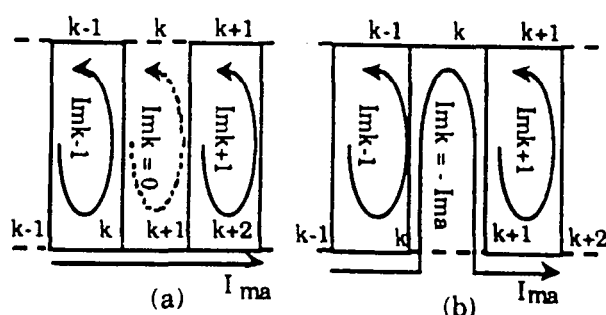


Fig. 3 - Representação de fraturas nos anéis  
(a) Fraturas num dos anéis  
(b) Fraturas no segundo anel

Fig. 4.1.- Diagrama do MIT de rotor de gaiola: modelo de malhas.

O funcionamento da máquina é descrito por um sistema de  $2 + N_b + 1$  equações, resultantes da aplicação da 2ª. lei de Kirchhoff (2 equações para o estator transformado para eixos d-q,  $N_b$  equações para as malhas do rotor e 1 para a malha de um dos anéis), com a seguinte forma matricial [159,160]:



$$[V_{mT}] = [R_{mT}][I_{mT}] + [L_{mT}] \frac{d}{dt} [I_{mT}] + [G_{mT}][I_{mT}] \quad (4.1)$$

Esta equação escrita na forma canônica das variáveis de estado:

$$\frac{d}{dt} [I_{mT}] = -[L_{mT}]^{-1} \{ [R_{mT}] + [G_{mT}] \} [I_{mT}] + [L_{mT}]^{-1} [V_{mT}] \quad (4.2)$$

A resolução desta equação permite determinar os valores das componentes d-q das correntes estatóricas ( $I_{d1}$ ,  $I_{q1}$ ) e as correntes nas malhas rotóricas ( $I_{d2}$ ,  $I_{q2}$ ), a partir das quais é possível calcular as correntes nas fases reais do estator (transformação inversa) e as correntes nas barras (diferença das correntes nas duas malhas adjacentes). Como as correntes dependem da velocidade do motor (matriz  $[G_{mT}]$ ), para se determinar o funcionamento global da máquina é necessário resolver simultaneamente a equação do movimento, a que corresponde o seguinte sistema de equações diferenciais:

$$\begin{cases} \frac{dq}{dt} = w \\ \frac{dw}{dt} = -\left(\frac{B}{J}\right)w + \frac{p}{J}(C_{em} + C_c) \end{cases} \quad (4.3)$$

onde  $w$  representa a velocidade angular elétrica do motor (rad/s),  $J$  é o momento de inércia ( $\text{kgm}^2$ ),  $B$  o coeficiente de atrito ( $\text{kgm}^2/\text{s}$ ),  $p$  o número de pares de pólos e  $C_c$  o binário de carga (Nm). O conjugado eletromagnético será calculado pela expressão dada acima.

A figura 4.2 mostra a nova distribuição de correntes nas malhas, barras e segmentos dos anéis (após a eliminação de uma coluna e linha nas matrizes e de uma linha nos vetores). Na simulação de fratura num dos anéis (Fig.4.3) basta eliminar a coluna e a linha correspondente à malha a que o segmento pertence.

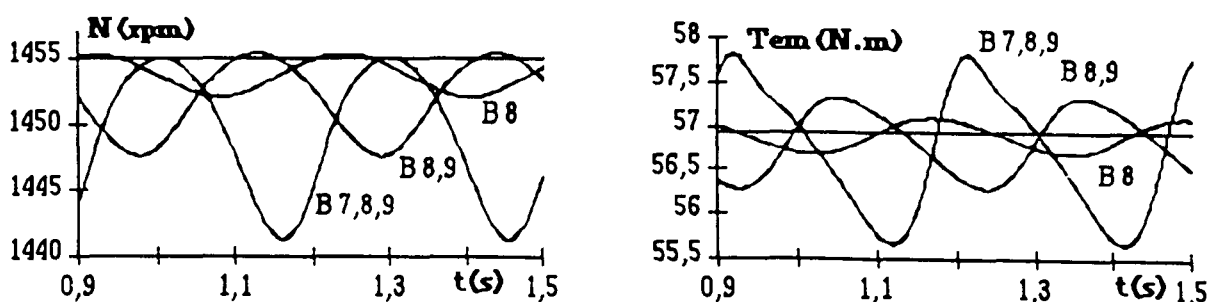


Fig. 4.2.- a) Velocidade para fraturas das barras; b) Conjugado eletromecânico para fraturas de barras.

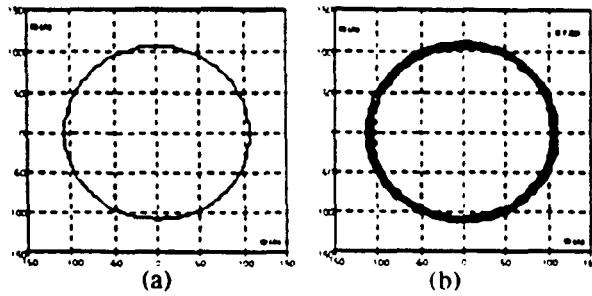


Fig. 4.3.- a) Componentes D-Q (Referenciado ao estator) da corrente estatórica, motor normal; b) com três barras fraturadas.

Devido às fraturas das barras, a velocidade constante do motor, característica do funcionamento normal, passa a apresentar uma oscilação e o seu valor médio diminui (aumenta o escorregamento médio) à medida que aumenta o número de fraturas (Fig. 4.4a). As oscilações caracterizam-se por uma frequência igual ao dobro da frequência de escorregamento ( $2 s f_n$ ) e uma ondulação, definida pelo quociente da diferença dos valores máximo e mínimo e o valor médio, crescente com o número de fraturas. Fenômeno semelhante ocorre para o conjugado eletromecânico, mostrado na figura 4.4b, porém, as oscilações em  $2 s f_n$  apresentam ondulações mais acentuadas.

A representação das três correntes do estator pelas suas componentes d-q, no referencial estático, apresenta um comportamento semelhante no domínio dos tempos, apenas com uma amplitude maior. Porém, a representação no mesmo referencial, do vetor de Park correspondente àquela grandeza, tal como ilustrado na figura 4.5a, e b evidencia a transformação da circunferência típica do funcionamento normal, em regime permanente, numa coroa circular, cuja espessura aumenta com o número de barras fraturadas.

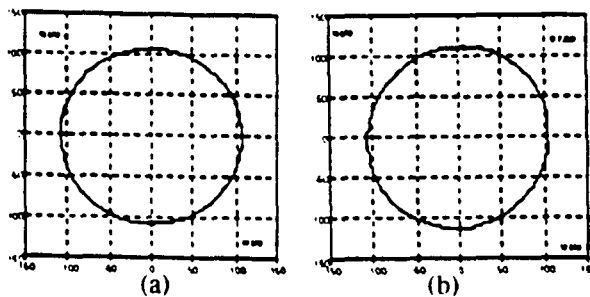


Fig. 4.4.- a) Componentes d-q (Ref. no rotor) da corrente estatórica, motor normal; b) com três barras fraturadas.

Se o referencial escolhido for o rotor, as componentes d-q da corrente estática apresentam forma de ondas totalmente diferentes. Sinusoidais para o motor normal, a sua frequência varia desde  $f_n$ , na partida, até  $s.f_n$ , no regime permanente. As fraturas das barras provocam uma deformação da forma sinusoidal, resultante de uma redução na componente d e um aumento na componente q.

A circunferência característica do funcionamento normal, em regime permanente, adota uma forma elíptica na representação correspondente à visualização do vetor de Park daquela grandeza (Fig. 4.6b, e c).

Comparando com o mesmo número de barras fraturadas, a velocidade e o conjugado têm valores médios inferiores, sugerindo uma maior gravidade para as fraturas do anel. Mas, ao contrário do que ocorre com as barras, as ondulações são decrescentes com o número de segmentos fraturados (Fig.4.7a, e b).

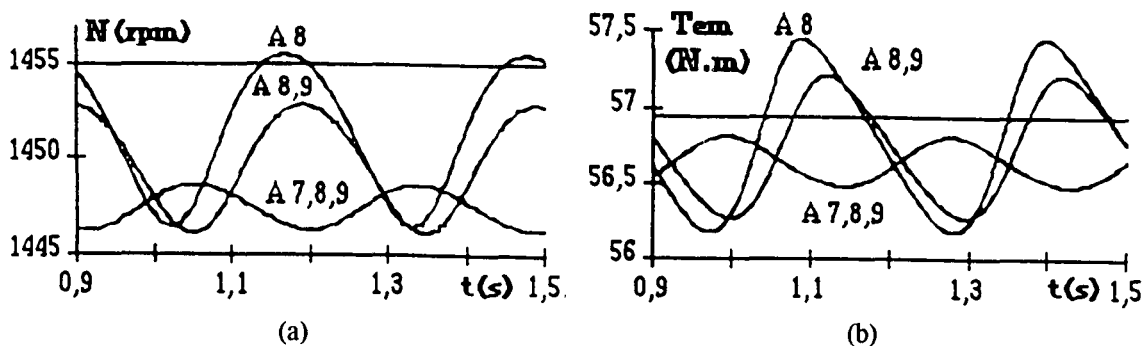


Fig. 4.5.- a) Fraturas do anel, velocidade; b) conjugado eletromagnético.

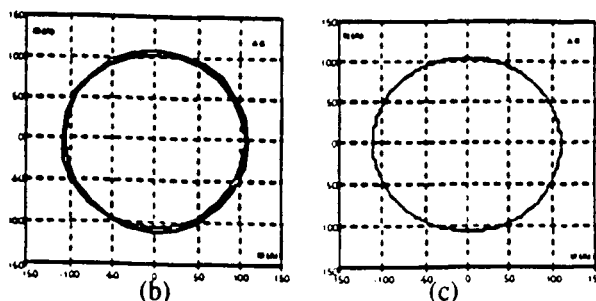


Fig. 4.6.- a) Componentes d-q da corrente estática; (b) Referencial D-Q (estática); (c) Referencial d-q (rotórica).

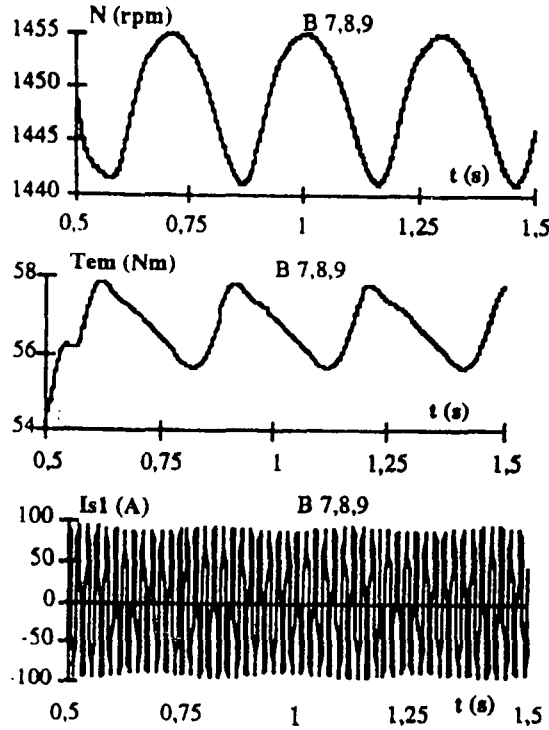


Fig. 4.7.- Detalhes das características de funcionamento do motor, em regime permanente, com três barras fraturadas: (a) Velocidade; (b) Conjugado eletromagnético; (c) Corrente estática.

Numa estrutura de referência fixa com respeito ao estator, a equação elétrica e

mecânica da máquina pode ser escrita como [161,162]:  $u = Bx + A \frac{dx}{dt}$  (4.4)

onde  $x$  é o vetor variável de estado: 
$$\begin{bmatrix} I_{d1} \\ I_{q1} \\ I_{d2} \\ I_{q2} \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

$I_{d2}$ ,  $I_{q2}$  são as correntes nos eixos d-q do rotor;  $\Omega_2$ , a velocidade angular de rotação e  $u$  é a matriz de entrada.

$$u = \begin{bmatrix} Vq_1 \\ Vd_1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, A = \begin{bmatrix} R_1 + \frac{p}{\omega_b} X_{11} & \frac{\omega}{\omega_b} X_{11} & \frac{p}{\omega_b} X_m & \frac{\omega}{\omega_b} X_m \\ -\frac{\omega}{\omega_b} X_{11} & R_1 + \frac{p}{\omega_b} X_{11} & -\frac{\omega}{\omega_b} X_m & \frac{p}{\omega_b} X_m \\ \frac{p}{\omega_b} X_m & \left(\frac{\omega - \omega_b}{\omega_b}\right) X_m & R_2 + \frac{p}{\omega_b} X_{22} & \left(\frac{\omega - \omega_b}{\omega_b}\right) X_{22} \\ -\left(\frac{\omega - \omega_b}{\omega_b}\right) X_m & \frac{p}{\omega_b} X_m & -\left(\frac{\omega - \omega_b}{\omega_b}\right) X_{22} & R_{22} + \frac{p}{\omega_b} X_{22} \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

$$B = \begin{bmatrix} R_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_1 & 0 & 0 \\ 0 & -M_{12}\Omega_2 p & R_2 & -L_2\Omega_2 p \\ M_{12}\Omega_2 p & 0 & L_2\Omega_2 p & R_2 \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

onde  $L_1$  é a indutância de fase do estator;  $M_{12}$  é a indutância mútua de fase entre o estator e o rotor;  $L_2$  é a indutância de fase do rotor;  $p$  é o número de pares de pólos;  $R_1$  é a resistência de fase do estator;  $R_2$  é a resistência de fase do rotor;  $V_{d1}$ ,  $V_{q1}$  são as tensões de alimentação nos eixos d-q;  $C_r$  é o conjugado de carga;  $J_o$  é o momento de inércia da parte girante. A equação 4.4 é escrita então na forma canônica como demonstrado abaixo:

$$\frac{dx}{dt} = A_{1(x)}x + B_1U \quad (4.8)$$

onde  $A_1 = (A)^{-1}(-B)$  e  $B_1 = (A)^{-1}$

No modelo d-q e uma estrutura de referência fixa com respeito ao estator, o conjugado eletromagnético pode ser escrito como o seguinte:

$$C_{em} = p \frac{3}{2} (I_{d1}\phi_{q2} - I_{q1}\phi_{d2}) \quad (4.9)$$

Na prática, em muitos casos, o estado interno de um sistema não é diretamente mensurável, somente as entradas e as saídas são conhecidas. De fato, um observador é um sistema dinâmico que permite reconstituir o estado do sistema a partir das informações das entradas e saídas dos sistemas. Um controle deste tipo é usado para um motor assíncrono. O observador terá a mesma forma de equação do modelo, mas adicionará um termo de correção como demonstrado na referência [153] após uma transformação de coordenadas para obter uma observabilidade na forma canônica do sistema com um alto ganho.  $C$  a matriz das saídas medidas do sistema e  $x$  o vetor variável observado.

Praticamente o observador reconstitui a variável interna de estado pela correção da variável externa de estado.

$$\hat{\Gamma}_{em} = p \frac{3}{2} (I_{d1}\hat{\phi}_{q2} - I_{q1}\hat{\phi}_{d2}), \quad (4.10)$$

$\omega_2 = p \Omega_2$  é a velocidade de rotação elétrica,  $\hat{r}_{em}$  é o conjugado eletromagnético.

O ganho do observador foi ajustado por simulação para obter a melhor convergência do fluxo observado com respeito daqueles obtidos pela simulação do modelo de Park com ou sem ruído injetado nas entradas. Os parâmetros de Park foram medidos durante os ensaios a vazio e rotor bloqueado. Uma variação destacada pode ser vista na forma do torque comparado entre o rotor falhado e sadio.

### 4.3 - ANÁLISE TEÓRICA DAS COMPONENTES ESPECTRAIS DA CORRENTE

Os harmônicos da distribuição de fluxo no entreferro [68,102,127] estão presentes na corrente do estator e no fluxo de entreferro, assim com respeito à equação 4.1, o produto destas duas quantidades define o conjugado.

Para um rotor com assimetria (barras quebradas, falha no anel de curto-circuito ou excentricidade) Thomson et al. tem mostrado que as frequências das harmônicas de ranhuras apropriadas [68,102,127] é:

$$f_1 \left( \frac{N_2}{p} (1-s) \pm n \right) \pm 2sf_1 \quad \text{onde } n = 1, 2, 3, \dots \quad (4.11)$$

Estas frequências aparecerão na corrente do estator e densidade de fluxo do entreferro. O torque é calculado com a expressão 4.10, portanto as componentes de frequências da harmônica de ranhura do torque para um rotor com assimetria são:

$$f_1 \left( \frac{N_2}{p} (1-s) \pm n' \right) \pm 4sf_1 \quad (4.12)$$

Onde  $n'$  é a soma ou diferença de quaisquer dois inteiros  $n' = \dots -2, -1, 0, 1, 2, \dots$

A detecção de uma falha no anel de curto-circuito no rotor pode ser discriminada pelas harmônicas de ordem superior no torque instantâneo. Este pode ser identificado por um acréscimo nas harmônicas de ranhura principal.

#### 4.4 - ESTUDO DAS FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA DO MODELO DO MIT PARA A OBTENSÃO DAS CORRENTES DO ROTOR $I_{d2}$ E $I_{q2}$

Das equações de tensões e correntes do modelo elétrico dinâmico podem ser obtidas as correntes do rotor de eixos direto ( $I_{d2}$ ) e em quadratura ( $I_{q2}$ ) em função dos parâmetros da máquina. A seguir são mostradas estas expressões:

$$0 = sL_m i_{q1} + DL_m i_{d1} + (R_2 + sL_2) i_{q2} + DL_2 i_{d2} \quad (4.13)$$

$$0 = -DL_m i_{q1} + sL_m i_{d1} - DL_2 i_{q2} + (R_2 + sL_2) i_{d2} \quad (4.14)$$

Onde o  $s$  é operador de Laplace, e para estas duas equações as tensões ( $V_{d2}$  e  $V_{q2}$ ) relativos ao rotor são iguais a zero, pois o rotor é de gaiola. Os sub-índices (1) e (2) serão arbitrados para estator e rotor respectivamente (Fig. 4.8). Das equações acima vêm as expressões para o  $I_{d2}$  e  $I_{q2}$  a serem analisadas:

$$I_{d2} = L_m \frac{[-i_{d1}(s^2 L_r + D^2 L_2 + sR_2) + R_2 i_{q1} D]}{(R_2^2 + 2R_2 sL_2 + D^2 L_2^2)} \quad (4.15)$$

$$I_{q2} = -L_m \frac{[i_{q1}(s^2 L_r + D^2 L_2 + sR_2) + R_2 i_{d1} D]}{(R_2^2 + 2R_2 sL_2 + s^2 L_2^2 + D^2 L_2^2)} \quad (4.16)$$

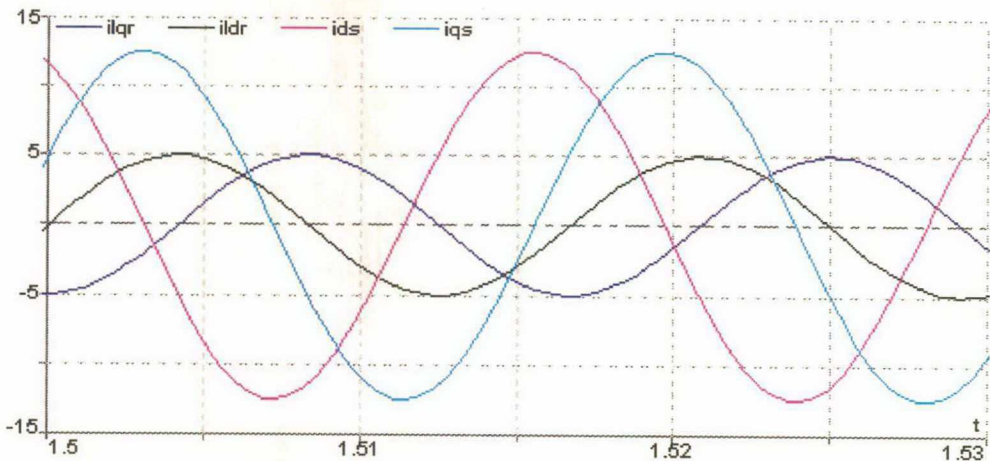


Fig. 4.8 - Formas de ondas obtidas no PSPICE, para as correntes estatóricas e rotóricas.

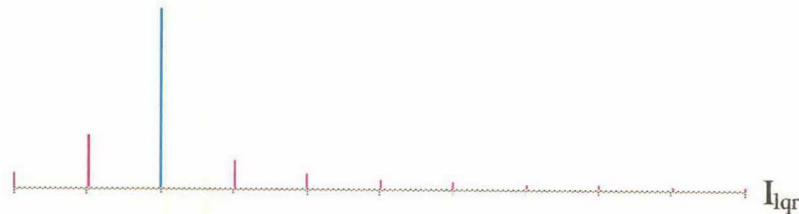


Fig. 4.9 - Espectro de corrente para a onda de corrente rotórica observada.

Na fig. 4.9 é mostrado a Transformada Rápida de Fourier (FFT) do sinal de corrente observado, bem como na tabela 4.II são dados os módulos e fases do sinal.

A partir destas duas equações pode-se obter a função de transferência do sistema, assim:

$$FT = \frac{\frac{L_m}{D^2 L_2^2 + R_2^2}}{\left( \frac{s^2 L_2^2}{D^2 L_2^2 + R_2^2} + \frac{2R_2 s L_2}{D^2 L_2^2 + R_2^2} + 1 \right)} \quad (4.17)$$

donde saem o ganho, a equação característica e conseqüentemente os pólos ( $s_1, s_2$ ), a freqüência natural ( $\omega_n$ ) e o amortecimento ( $\xi$ ).

Seguem abaixo os dados característicos dos motores ensaiados:

Tabela 4.I

<i>MOTOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO DE GAIOLA</i>			
Dados de Ensaio		Dados de Placa	
$L_1$	0.003855	c.v.	1.0
$L_2$	0.03855	$V_n$	220/380 Volts
$L_{22}$	0.03855	$I_n$	3.60/2.08 A
$L_{mm}$	0.3857	$I_p/I_n$	6.1 <sup>A</sup>
$L_m$	0.3857	pólos	4
$R_1$	11.11	$f_n$	60 Hz
$R_2$	1.3457	$\cos\phi$	0.76
$R_{22}$	1.3457	$\eta\%$	70.6

Reescrevendo as equações na forma mônica, ficam:

$$i_{q2} = -L_m i_{q1} \frac{(s^2 L_2 + sR_2 + L_2 D^2)}{(s^2 L_2^2 + 2sL_2 R_2 + R_2^2 + L_2^2 D^2)} - \frac{L_m}{(s^2 L_2^2 + 2sR_2 L_2 + R_2^2 + L_2^2 D^2)} i_{d1} DR_2 \quad (4.18)$$

Desta equação vem:

$$i_{q2}(i_{d1}) = \frac{\frac{L_m DR_2}{L_2^2}}{\left( s^2 + 2R_2 \frac{s}{L_2} + \frac{D^2 L_2^2 + R_2^2}{L_2^2} \right)} i_{d1} \quad (4.19)$$



$$e \quad i_{q2}(i_{q1}) = -\frac{L_2 L_m}{L_2} \frac{\left( s^2 + \frac{R_2}{L_2} s + \frac{L_2 D^2}{L_2} \right)}{\left[ s^2 + \frac{2sR_2 L_2}{L_2^2} + \left( \frac{D^2 L_2^2 + R_2^2}{L_2^2} \right) \right]} i_{q1} \quad (4.20)$$

**Tabela 4.II**

Módulo	Defasagem	Frequência
0.440674	0	0
1.36128	30.599	33.4021
4.56674	155.275	66.8042
0.733014	104.727	100
0.395141	57.723	133.4021
0.271358	12.9572	166.8042
0.208848	-30.2274	200
0.169287	-72.4474	233.4021
0.143375	-114.279	266.842
0.124971	-154.672	300
0.10937	164.026	333.4021

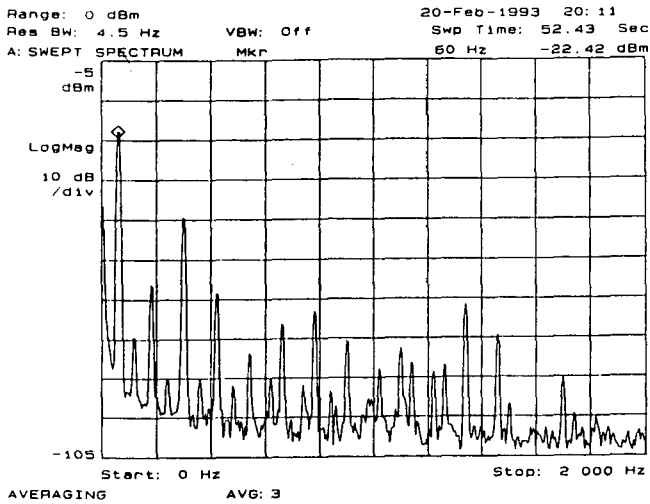
Estudos [68,102,127] têm mostrado que uma falha no rotor gera harmônicas de fluxo que são induzidas em termos de harmônicas nas correntes estatóricas. Assim, a análise do conjugado que engloba estes dois sinais, pode dar uma melhor informação das falhas.

#### **4.5.- CORRENTES OBSERVADAS ( $I_d/I_q$ ) PARA O ESTATOR E ROTOR**

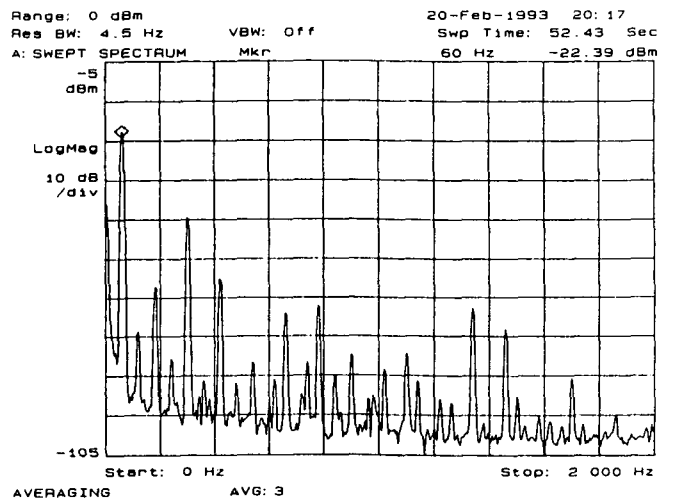
Nas figuras seguintes são apresentados os espectros de correntes referenciados nos eixos d e q (motor em regime permanente), para o estator ( $I_{d1}, I_{q1}$ ) e rotor ( $I_{d2}, I_{q2}$ ) respectivamente, para os seguintes casos:

- Caso 1: Motor normal (sadio);
- Caso 2: Motor com anel de curto-circuito cortado;
- Caso 3: Motor com barras quebradas (interrompidas).

Caso 1:



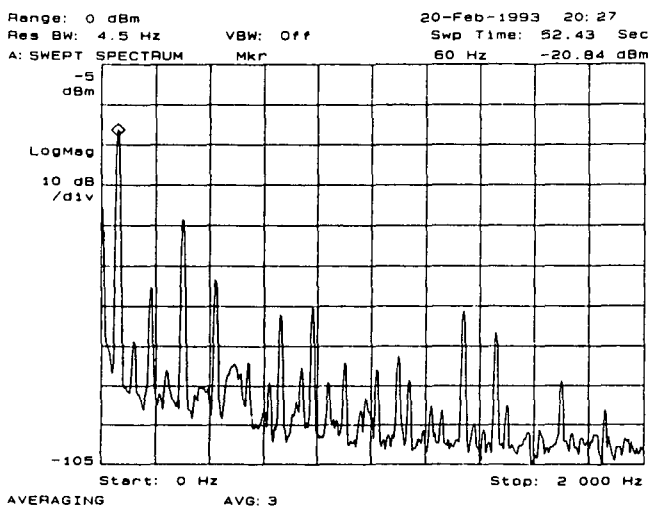
(a)



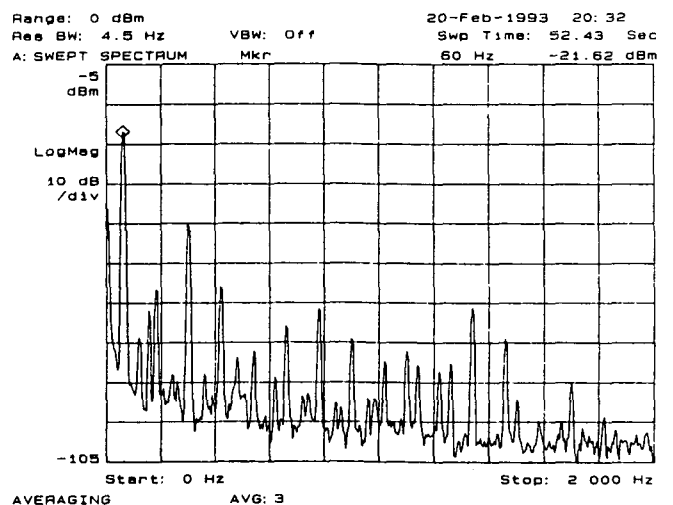
(b)

Fig.4.10 - Espectro de correntes ( $I_{d1}, I_{q1}$ ) do motor sadio: (a) espectro da corrente  $I_{d1}$ , motor com carga nominal; (b) espectro de corrente  $I_{q1}$ , com o motor operando nas condições nominais.

Caso 1:



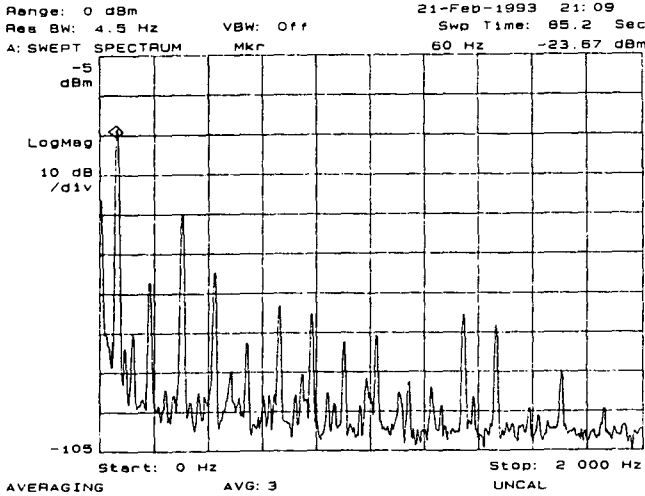
(a)



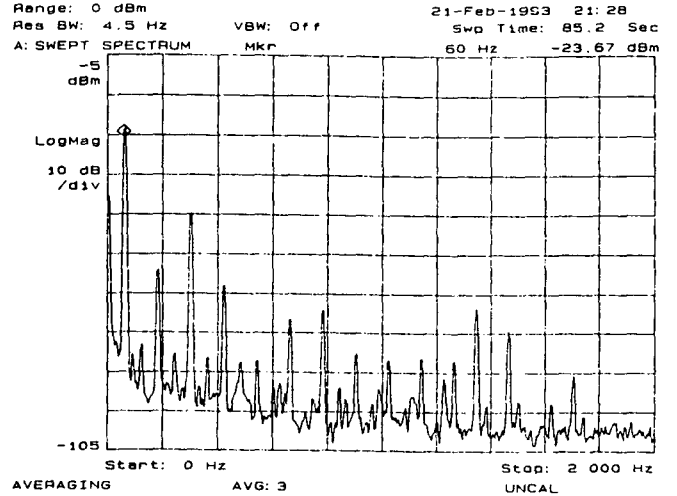
(b)

Fig.4.11 - Espectro de correntes ( $I_{d2}, I_{q2}$ ) do motor sadio: (a) espectro da corrente  $I_{d1}$ , motor com carga nominal; (b) espectro de corrente  $I_{q1}$ , com o motor operando nas condições nominais.

**Caso 2:**



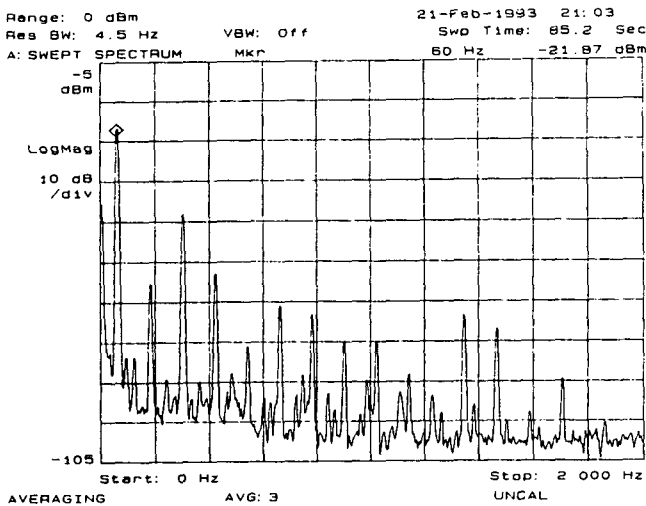
(a)



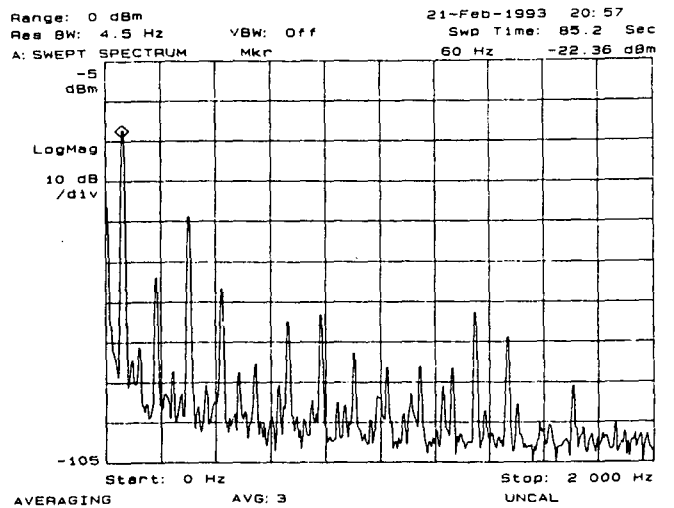
(b)

Fig. 4.12 - Espectro de corrente ( $I_{d1}, I_{q1}$ ) do motor com anel de curto-circuito cortado: (a)  $I_{d1}$ , com o motor em carga nominal; (b)  $I_{q1}$ , com o motor em operação nominal.

**Caso 2:**



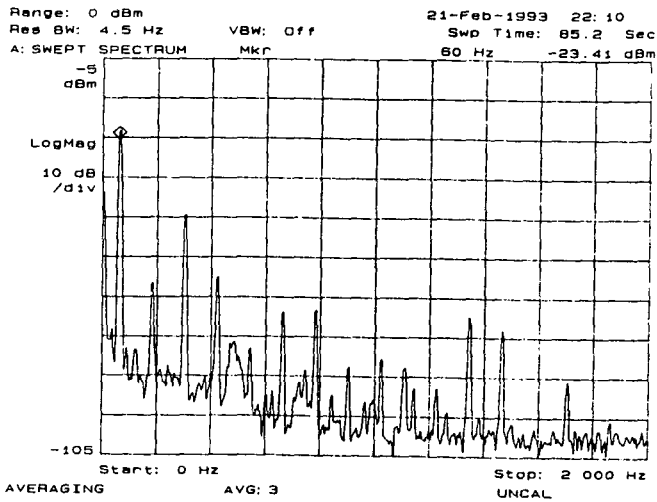
(a)



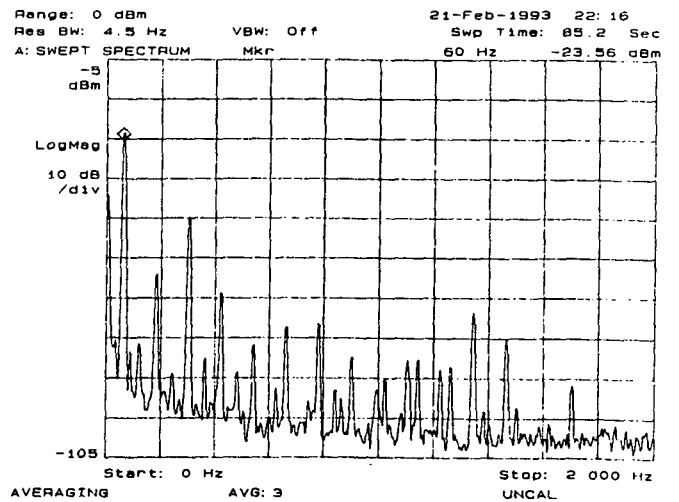
(b)

Fig. 4.13 - Espectro de corrente ( $I_{d2}, I_{q2}$ ) do motor com anel de curto-circuito cortado: (a)  $I_{d2}$ , com o motor em carga nominal; (b)  $I_{q2}$ , com o motor em operação nominal.

**Caso 3:**



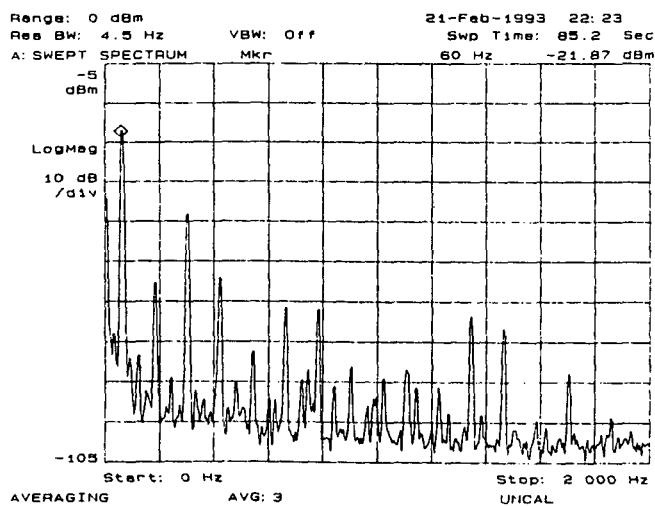
(a)



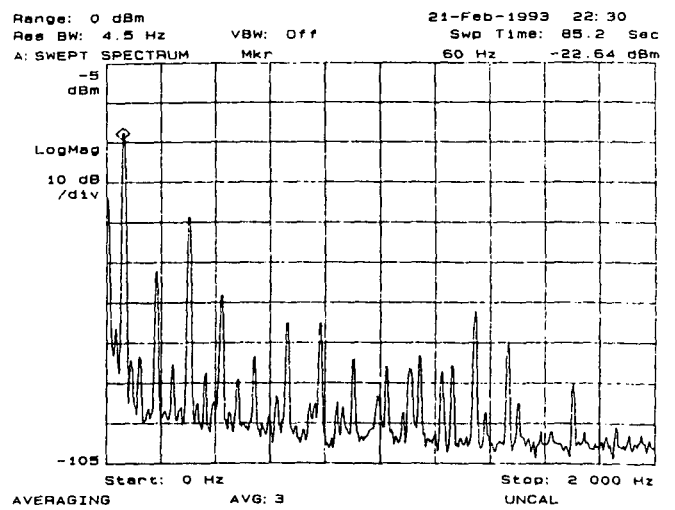
(b)

Fig. 4.14 - Espectro de corrente ( $I_{d1}, I_{q1}$ ) do motor com barras do rotor interrompido: (a)  $I_{d1}$ , com o motor em carga nominal; (b)  $I_{q1}$ , com o motor em operação nominal.

**Caso 3:**



(a)



(b)

Fig. 4.15 - Espectro de corrente ( $I_{d2}, I_{q2}$ ) do motor com barras do rotor interrompido: (a)  $I_{d2}$ , com o motor em carga nominal; (b)  $I_{q2}$ , com o motor em operação nominal.

Na continuação serão apresentadas algumas observações sobre os sinais obtidos através dos ensaios. Utilizou-se o mesmo estator para todos os casos, isto é, apenas foram trocados os rotores: sadio (Fig.4.10a,b e 4.11a,b), com anel cortado e com barras cortadas.

Serão considerados apenas os harmônicos de maior importância para esta análise, isto é, a análise aqui realizada será somente qualitativa e não quantitativa, embora em alguns casos sejam considerados os níveis (ou variação) dos sinais em decibéis.

Para o caso do anel cortado ( $I_{q1}$ ), pode-se perceber que a harmônica de frequência 1100 Hz foi atenuada em aproximadamente 10 dB, bem como para o  $I_{d1}$  aumentou. As outras harmônicas atenuadas para o ( $I_{q1}$ ) são: 120, 540, 740. As bandas laterais de 30 e 90 Hz foram totalmente amortecidas (ver Figs.4.12a,b e 4.13a,b).

Para o caso das barras quebradas, comparou-se a de uma barra interrompida com a de dois e três adjacentes, assim como, com a de rotor sadio. Então, para ( $I_{q1}$ ) a de 120 Hz foi atenuado em aproximadamente 10 dB, enquanto que para a frequência de 480 Hz aumentou em ~8 dB. Para o  $I_{d1}$ , a de 360 Hz aumentou em ~10dB, mas as 780 e 1200 Hz foram atenuadas (ver Figs. 4.13a,b e 4.14a,b).

Foram também analisados os espectros das formas de ondas das correntes rotóricas ( $I_{q2}/I_{d2}$ ) observados através do dispositivo concebido.

Nota-se que para o caso do anel cortado (uma interrupção, como duas para o mesmo lado do anel, porém em oposição diametral), no  $I_{q2}$ , a harmônica de 90 Hz apareceu, enquanto que a de 160 foi atenuado em pelo menos 20 dB. A de 1100 Hz também foi atenuado, e outras como, 480, 620, 1820 Hz, etc.

No espectro da corrente  $I_{d2}$ , aparece também a de 90 Hz, e os atenuados são de 620, 740 e 1100 Hz. Os sinais de 900, 1020 e 1820 Hz foram aumentados.

Podemos também verificar para o  $I_{d2}$ , no caso das barras quebradas um acréscimo de ~10 dB na frequência de 720 Hz, bem como as outras que aumentaram, mas não tão significativamente, que são: 600, 1020, 1860 Hz, etc. As harmônicas de frequências atenuadas foram as de 120, 840, 1100 e 1500 Hz.

Para o  $I_{q2}$  no rotor de barras quebradas, temos: a de 160, atenuada em  $\sim 20$  dB, bem como as outras, de 120 e 900 Hz. O harmônico de 1020 Hz, aumentou em  $\sim 10$  dB.

#### **4.6 - CONCLUSÃO**

Os sinais a serem analisados foram adquiridos através de um dispositivo analógico. Este dispositivo implementado possibilitou uma leitura relativamente simples dos sinais, embora o sistema tenha sido bastante complexo. Os sinais das correntes estatóricas referenciados nos eixos direto (d) e quadratura (q), bem como os sinais estimados das correntes rotóricas podem ser visualizados ou analisados em osciloscópios de memórias ou em analisadores de espectros.

Não foi possível a obtenção do produto dos sinais de correntes estatóricas e rotóricas, assim, não pode se fazer a análise espectral do conjugado. Pretendia-se esta análise, pois, as anomalias do rotor são mais evidentes, quando se faz o produto dos sinais. Assim consegue-se todas as informações a respeito do estator e rotor, ou a interação de ambos.

A maior dificuldade encontrada na implementação foi a do multiplicador de dois sinais analógicos, pois houve uma defasagem de  $90^0$  do sinal esperado. Isto pode ser devido a um ganho, ou ainda um pequeno desvio nos parâmetros obtidos para a máquina através dos ensaios.

Pode-se concluir que, a técnica desenvolvida e implementada possibilita a detecção de anomalias no rotor, mesmo que o sinal de fluxo seja observado através das correntes rotóricas estimadas. Uma análise bem detalhada dos sinais espectrais de correntes, tanto do estator, quanto do rotor, valida os métodos já desenvolvidos e estudados aqui, tanto para as harmônicas de frequências onde devem ser observados os desvios do sinal do motor bom (sadio), bem como para estimar o número de barras rotóricas quebradas. Permite também a visualização das harmônicas de ranhura e as frequências em que elas ocorrem.

## CAPÍTULO 5

### **CONCLUSÃO GERAL**

Decorrente da evolução verificada no domínio da detecção de avarias, aqui perspectivada, importa antes de mais, reiterar a afirmação expressa na introdução deste trabalho acerca da importância da manutenção das máquinas elétricas girantes.

Com efeito, vários são os métodos de diagnósticos desenvolvidos, em relação aos quais cabe aqui referir algumas observações. Assim, relativamente aos métodos baseados na análise de vibrações e aos baseados na análise de corrente absorvida pela máquina, poder-se-á afirmar que possuem em comum as seguintes características principais:

- Sensibilidade suficiente para permitir detectar falhas ainda em fase prematura do seu desenvolvimento.
- Diagnóstico fiável quer no laboratório quer em ambientes industriais onde se pretende que atuem.
- Utilização de sensores e/ou transdutores simples, disponíveis no mercado, os quais se aplicam externamente à máquina, o que permite classificar tais métodos como sendo do tipo passivo, isto é, não interferem com o normal funcionamento da máquina.

Por todas estas razões, as vibrações e a corrente absorvida pela máquina constituem as quantidades de diagnósticos que mais interesse despertam no desenvolvimento dos novos métodos que implementam, a chamada estratégia de monitorização unificada em tempo real.

Em relação à utilização dos métodos baseados na análise do fluxo, colocam-se, contudo, algumas limitações. Em primeiro lugar, devido ao tipo de sensor que utilizam constituem um exemplo de métodos que interferem no funcionamento normal da máquina, pelo que sua utilização industrial resulta fortemente comprometida.

Além disso, num estudo recentemente realizado [86,99,100], conclui-se que os métodos que utilizarem o fluxo axial como indicador do estado de funcionamento das máquinas, somente poderão ser utilizados com garantia do diagnóstico efetuado, em sistemas em que se encontre disponível toda a história do motor desde a sua instalação, já que num dado momento a informação fornecida poderá ser o resultado de várias alterações do funcionamento da máquina, sem que se torne possível discriminar no sinal analisado a origem de tais alterações.

A este propósito, foi já anteriormente referido, quando da apresentação do método, o papel perturbador desempenhado pela excentricidade, em especial na sua forma dinâmica.

A aplicação da transformada complexa espacial, ao permitir uma representação sintética de fenómenos complexos, constitui um método de diagnóstico atrativo. Com efeito, a observação visual das figuras correspondentes aos vários tipos de defeitos, torna-o um método adequado mesmo para sua utilização por parte do pessoal de manutenção não especializado.

Este método, permite ainda, como já foi mencionado, a detecção de certo tipo de avarias em máquinas, situadas em locais inacessíveis.

As técnicas em que é calculado o conjugado electromagnético, isto é, o produto do fluxo gerado pelas correntes estatóricas, são muito mais ricas em informações do que qualquer outro método. Para monitorar o fluxo não necessariamente se necessita de um enrolamento auxiliar ou sensores, podendo-se fazer uma aproximação através de um observador. Esta metodologia é ideal para os casos em que se desejam monitorar falhas nos anéis de curto-circuito e barras rotóricas.

*Extensão do trabalho:* O desenvolvimento de um sistema de detecção de avarias totalmente integrado, centralizado na utilização de um microcomputador que implemente o próprio conceito de transformada complexa espacial.

Pode-se optar por um sistema digital, tanto para a aquisição de dados quanto



para a análise dos sinais espectrais. Isto possibilitaria o uso de um Processador de Sinais Digitais (DSP). Assim, pode-se obter o sinal do conjugado de forma muito mais simples, bem como sua posterior análise, sendo que esta contém toda informação do motor.

Pode-se dizer que uma área muito promissora, e está em ascensão, é a do sistema que diagnostica através do método de Redes Neurais Artificiais ou sistema inteligente, porque permite fazer uma análise acurada e detalhada por meio do aprendizado. Uma simples variação do parâmetro da máquina, pode ser detectada. Assim também, o sistema pode aprender todo tipo de sinais que determinam o desempenho normal da máquina, bem como, os sinais nos quais estão presentes as informações de defeitos da máquina.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS

- [1] Lajoie-Mazenc, Michel et al.: “Machines Assynchrones”. Techniques de L'ingénieur - Génie Électrique, 1996.
- [2] Vincent Del Toro: “Fundamentos de Máquinas Eléctricas”. p.135-189.
- [3] Dewan, S. B. et al.: “Power Semiconductor Drives”. John Wiley & Sons, Inc. New York, 1984 - p.158-285.
- [4] Irving L. Kosow: “Máquinas Eléctricas e Transformadores”. p.294-345.
- [5] Gordon R. Slemon: “Equipamentos Magnetoelétricos”. p.348-362, 372-375, 385-406.
- [6] Aurio Gilberto Falcone: “Eletromecânica”. p.323-354, 372-375.
- [7] Juan Corrales Martin: “La Máquina Eléctrica”. p.1-11, 39-60.
- [8] Leonhard, W.: “Control of Electric Drives”. Springer-Verlag, Berlin. 2<sup>nd</sup>. printing, 1990.
- [9] Kulawski, G. J. et al.: “Adaptative Control of non-linear plants using Neural Network Applications to a flux control in ac drive system”. Control'94, p.21-24.
- [10] Judith Dayhoff: “Neural Networks Architectures na Introduction”. Van Nostrand Reinhold, 1990.
- [11] James A. Freeman et al.: “Neural Networks Algorithms, Applications and Programming Techniques”. Addison-Wesley Publishing Company, Inc., 1992. Conference Publication No. 389, p.1472-1477.
- [12] Marques Cardoso, A. J.: “Diagnóstico de avarias em motores de indução trifásicos”.; Coimbra Editora, 1991, Lisboa, Portugal.
- [13] Taegen, F. et al.: “Shaft-potentials in poliphase a.c. machines caused by overlapped core joints”.; (in German) Archiv fur Elektrotechnik, Vol. 66, pp. 163-170, 1983.
- [14] Tavner, P. J. and Penman, J.: “Condition monitoring of electrical machines”. Research Studies Press, Letchworth, U. K., 1987.

[15] **Rejda, L. J. and Neville, K.:** “Industrial motor user’s handbook of insulation for rewinds”; Elsevier North-Holland, Inc., New York, 1977.

[16] **Bonnett, A. H.:** “Analysis of winding failures in three-phase squirrel cage induction motors”; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-14, pp. 223-226, May/June, 1978.

[17] **Simmons, J. S.:** “Diagnostic testing of High-voltage machine insulation- A review of ten years’ experience in the field”; IEE Proceedings, Part B, Vol. 127, No. 3, pp. 139-154, May, 1980.

[18] **Penman, J. and Yin, C. M.:** “An unambiguous technique for displaying the presence of stator winding faults in Induction Machines”.

[19] **Williams, J. E.:** “Operation of 3-phase induction motors on unbalanced voltages”; AIEE Trans., Part III-A, Vol. 73, pp. 125-133, April, 1954.

[20] **Heidbreder, J. F.:** “Induction motor temperature characteristics”; AIEE Trans., Part II, Vol. 77, pp. 800-804, October, 1958.

[21] **Gleason, L. L. and Elmore, W. A.:** “Protection of 3-phase motors against single-phasing operation”; AIEE Trans., Part III, Vol. 77, pp. 1112-1120, December, 1958.

[22] **Gafford, B. N. et al.:** “Heating of induction motors on unbalanced voltages”; AIEE Trans., Part III, Vol. 78, pp. 282-288, June, 1959.

[23] **Linders, J. R.:** “Effects of power supply variations on ac motors characteristics”; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-8, pp. 383-400, July/Aug., 1972.

[24] **Woll, R. F.:** “Effect of unbalanced voltage on the operation of polyphase induction motors”; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-11, pp. 38-42, Jan./Feb., 1975.

[25] **Rickson, C. D.:** “Protecting motors from overload due to asymmetrical fault conditions”; Electrical Review, pp. 778-780, 7 December, 1973.

[26] **Griffith, M. S.:** “A penetrating gaze at one open phase: analysing the polyphase induction motor dilemma”; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-13, pp. 504-517, Nov./Dez., 1977.

[27] **Dunki-Jacobs, J. R. and Kerr, R. H.:** “A quantitative analysis of grouped single-phased induction motors”; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-17, pp. 125-132, March/April, 1981.

[28] Brighton, R. J. and Ranade, P. N.: “Why overload relays do not always protect motors”.; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-18, pp. 691-697, Nov./Dec., 1982.

[29] Cummings, P. G. et al.: “Protection of induction motors against unbalanced voltage operation”.; IEEE-IAS Annual Meeting Conference Record, pp. 143-158, Chicago, 1984.

[30] Elton, A. H. and Ortmeyer, T. H.: “Protecting of motors during unbalanced system faults”.; IEEE-IAS Annual Meeting Conference Record, pp. 371-375, Toronto, 1985.

[31] Muhlhaus, J.: “Transient forces on motor end winding during start-up”.; Colloquium on the Design and Application and Maintenance of Large Industrial Drives, IEE Conference Publication Number 170, pp. 1-4, 16-17 November, 1978.

[32] Price, D. R. et al.: “Experimental validation of a finite element method for predicting transient stator end-winding vibration in large electric motors”.; Third International Conference on Electrical Machines and Drives, IEE Conference Publication Number 282, pp. 106-112, 16-18 November, 1987.

[33] Leonard, R. A. and Thomson, W. T.: “Vibration and stray flux monitoring for unbalanced supply and inter-turn winding fault diagnosis in induction motors”.; Condition Monitoring'84, Ed. Mervin H. Jones, Pub. Pineridge Press, Swansea, U. K., pp. 340-354, 1984.

[34] Thomson, W. T. et al.: “Failure identification of offshore induction motor systems using on-condition monitoring”.; Reliability Engineering Journal, Vol. 9, pp. 49-64, August, 1984.

[35] Ohtaguro, M. et al.: “Mechanical behaviour of stator endwindings”.; IEEE Trans. Power App Syst., Vol. PAS-99, pp. 1181-1185, May/ June, 1980.

[36] Campbell, J. J.: “Strains on motor endwindings”.; IEEE Trans Ind. Appl., Vol. IA-20, pp. 37-45, Jan./Fev., 1984.

[37] Shankle, D. F. et al.: “Surge protection for pipeline motors”.; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IGA-4, pp.171-176, March/April, 1968.

[38] Wright, M. T. and McLeay, K.: “Interturn stator voltage distribution due to fast transient switching of induction motors”.; IEEE Trans Ind. Appl., Vol. IA-18, pp. 363-367, July/Aug., 1982.

[39] Cornick, K. J. and Thompson, T. R.: “Steep-fronted switching voltage transients and their distribution in motor windings”.; Part I: System measurements of steep-fronted switching voltage transients in motor windings, IEE Proceedings, Part B, Vol. 129, No. 2, pp. 45-55, March, 1982.

[40] Cornick, K. J. and Thompson, T. R.: “Steep-fronted switching voltage transients and their distribution in motor windings”.; Part II: System measurements of steep-fronted switching voltage transients in motor windings, IEE Proceedings, Part B, Vol. 129, No. 2, pp. 56-63, March, 1982.

[41] Wright, M. T. et al.: “General theory of fast-fronted interturn voltage distribution in electrical machines windings”.; IEE Proceedings, Part B, Vol. 130, No. 4, pp. 245-256, July, 1983.

[42] Wright, M. T. et al.: “The influence of coil and surge parameters on transient interturn voltage distribution in stator windings”.; IEE Proceedings, Part B, Vol. 130, No. 4, pp. 257-264, July, 1983.

[43] Stone, G. C. et al.: “Investigation of turn insulation failure mechanisms in large ac motors”.; IEEE Trans. Power App. Syst., Vol. PAS-103, pp. 2588-2593, September, 1984.

[44] Gupta, B. K. et al.: “Turn insulation capability of large ac motors. Part 3 - Insulation coordination”.; IEEE Trans. Energy Conversion, Vol. EC-2, pp. 674-679, December, 1987.

[45] Gupta, B. K. et al.: “Impulse strength of high voltage motor coil turn insulation”.; IEEE Trans. Energy Conversion, Vol. EC-1, pp. 130-134, December, 1986.

[46] Gupta, B. K. et al.: “Turn insulation capability of large ac motors. Part 2 - Impulse strength”.; IEEE Trans. Energy Conversion, Vol. EC-2, pp. 666-673, December, 1987.

[47] Vincent, C. E.: “Maintenance of large industrial drives”.; Colloquium on the Design Application and Maintenance of Large Industrial Drives, IEE Conference Publication Number 170, pp. 20-26, 16-17 November, 1978.

[48] Clark, P. E. et al.: “The diagnosis and solution of electrical machine problems”. - Part I: Design influences; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-23, pp. 28-36, Jan./Feb., 1987.

[49] Rejda, L. J. and Neville, K.: “Industrial motor user’s handbook of insulation for rewinds”.; Elsevier North-Holland, Inc., New York, 1977.

[50] **Bonnett, A. H.:** “Analisy of winding failures in three-phase squirrel cage induction motors”.; IEEE Trans. Ind. Appl. Vol. IA-14, pp. 223-226, May/June, 1978.

[51] **Simmons, J. S.:** “Diagnostic testing of high-voltage machine insulation - A review of ten years' experience in the field”.; IEE Proceedings, Part B, Vol. 127, No. 3, pp. 139-154, May, 1980.

[52] **Willianson, S. and Mirzoian, K.:** “Analisy of cage induction motors with stator windings faults”.; IEEE Trans. Power App. Syst., Vol. PAS-104, pp. 1838-1842, July, 1985.

[53] **Rawicki, S.:** “Calculation of currents for internal short-circuits in a stator of a three-phase slip-ring induction machine”.; Archiv fur Elektrotechnik, Vol. 68, No.3, pp. 201-209, 1985.

[54] **Sobczyk, T. J. and Weinreb, K.:** “Analisy of currents and electromagnetic torque in steady states of induction squirrel-cage motors with asymmetrical stator windings”.; Archiv fur Elektrotechnik, Vol. 71, No.4, pp. 245-256, 1988.

[55] **Rawicki, S.:** “Damages of windings of a three-phase slip-ring induction machine having parallel paths in the stator or in the rotor. Part 1: The mathematical model. Part 2: Results of calculations”.; Archiv fur Elektrotechnik, Vol. 71, No.4, pp. 257-274, 1988.

[56] **Ding, F. and Trutt, F. C.:** “Calculation of frequency spectra of electromagnetic vibration for wound rotor induction machines with winding faults”.; Electric machines and Power systems, Vol. 14, Nos. 3-4, pp. 137-150, 1988.

[57] **Bone, J. C. H. and Schwarz, K. K.:** “Large ac motors”.; IEE Proceedings, Vol. 120, No. 10R, pp. 1111-1132, October, 1973.

[58] **(unknown author):** “New cage design reduces induction motor failure”.; Eelctrical Review, Vol. 205, No. 14, pp. 38-41, 12 October, 1979.

[59] **Bonnett, A. H.:** “Rotor failures in squirrel cage induction motors”.; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-22, pp. 1165-1173, Nov./Dec., 1986.

[60] **Gol, O.:** “On the design of cage-ends in squirrel cage induction motors”.; Second International Conference on Electrical Machines - Design and Applications, IEE Conference Publications Number 254, pp. 223-226, 17-19 September, 1987.

[61] Pestle, J. P. and Gallant, T. A.: "The modern design of reliable squirrel cage rotors"; Third International Conference on Electrical Machines and Drives, IEE Conference Publications Number 282, pp. 140-144, 16-18 November, 1987.

[62] Williamson, S. and Smith, A. C.: "Steady-state analysis of 3-phase cage motors with rotor-bar and end-ring faults"; IEE Proceedings, Part B. Vol. 129, No. 3, pp. 93-100, May, 1982.

[63] Kerszenbaum, I. and Landy, C. F.: "The existence of large inter-bar currents in three-phase squirrel cage motors with rotor-bar and/or end-ring faults"; IEEE Trans. Power App. Syst., Vol. PAS-103, pp. 1854-1862, July, 1984.

[64] Patyk, A.: "Application of forward/backward components to the analysis of failure states of the squirrel cage motor, Part 1: The theory"; Archiv fur Elektrotechnik, Vol. 69, No. 6, pp. 429-437, 1986.

[65] Landy, C. F. and Moore, R.: "Further success in the detection of broken and/or craked rotor bars in large squirrel cage induction motors"; Third International Conference on Electrical Machines and Drives, IEE Conference Publications Number 282, pp. 145-149, 16-18 November, 1987.

[66] Gol, O.: "Effect of cage fractures on the performance of asynchronous machines". Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Lausanne, Switzerland, Part 3, pp. 1141-1144, September 18-21, 1984.

[67] Gaydon, B. G. and Hopgood, D. J.: "Faltering pulse can reveal na ailing motor"; Electrical Reviw, Vol. 205, No. 14, pp. 37-38, 12 October, 1979.

[68] Thomson, W. T. et al.: "Monitoring strategy for discriminating between different types of rotor defects in induction motors"; 18th Universities Power Engineering Conference, University of Surrey, England, pp. 241-246, April, 1983.

[69] Leith, D. et al.: "Condition monitoring of electrical machines using a real-time expert system"; Proceedings of the Internatioanl Conference on Electrical Machines, Pisa, Italy, Vol. III, pp. 297-302, September 12-14, 1988.

[70] Williamson, S. and Smith, A. C.: "The analysis of induction motors with general rotor cage asymmetry"; Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Budapest, Hungary, Part 1, GT3/6. pp. 100-103, September 5-9, 1982.

[71] Deleroi, W.: "Squirrel cage motor with broken bar in the rotor - Physical phenomena and their experimental assessment"; Proceedings of the International

Conference on Electrical Machines, Budapest, Hungary, Part 3, GP2/1. pp. 767-770, September 5-9, 1982.

[72] **Williamson, S. and Smith, A. C.:** “Correspondence on ‘Steady-state analysis of 3-phase cage motors with rotor-bar and end-ring faults’ ”.; IEE Proceedings, Part B, Vol. 130, No. 3 pp. 225-227, May, 1983.

[73] **Deleroi, W.:** “Broken bar in a squirrel-cage rotor of an induction motor, Part 1: - Description by superimposed fault-currents”.; (in German), Archiv fur Eelktrotechnik, Vol. 67, pp. 91-99, 1984.

[74] **Deleroi, W.:** “Broken bar in a squirrel-cage rotor of an induction motor, Part 2: - Effects and detection”.; (in German), Archiv fur Eelktrotechnik, Vol. 67, pp. 141-149, 1984.

[75] **Williamson, S. and Abdel-Magied, M. A. S.:** “Umbalanced magnetic pull in induction motors with asymmetrical rotor cages”.; Second International Conference on Electrical Machines - Design and Applications, IEE Conference Publication Number 254, pp. 218-222, 17-19 September, 1985.

[76] **Patyk, A.:** “Application of forward/backward components to the analysis of failure states of the squirrel cage motor, Part 2: Calculation of current flow distribution in the squirrel-cage and the stator and of the components of the electromagnetic moment”.; Archiv fur Elektrotechnik, Vol. 69, No. 6, pp. 439-443, 1986.

[77] **Williamson, S. et al.:** “Effects of rotor cage asymmetry on the eprformance of three-phase induction motors”.; NATO Advanced Research Workshop on Mechanical Vibrations and Audible Noise in Alternating Currents Machines, K. U. Leuven, Belgium, August 4-8, 1986.

[78] **Williamson, S. and Abdel-Magied, M. A. S.:** “Steady-state analysis of double-cage induction motors with rotor cages-faults”.; IEE Proceedings Part B, Vol. 134, No. 4, pp. 199-206, July, 1987.

[79] **Krebs, R.:** “Rotor anisotropies of asynchronous squirrel cage induction motors”.; (in German), Archiv fur Eelktrotechnik, Vol. 71, No. 6, pp. 421-430, 1987.

[80] **Vas, P. and Vas, J.:** “Transient and steady-state operation of induction motors with rotor asymmetries”.; Archiv fur Eelktrotechnik, Vol. 59, pp. 55-60, 1977.

[81] **Vas, P.:** “Steady state and transient performance of induction motors with rotor asymmetry”.; IEEE Trans. Power App. Syst., Vol. PAS-101, pp. 3246-3251, 1982.



[82] Vas, P.: “Transient and steady-state operation of induction motors with general two-side asymmetry”.; Archiv fur Eelktrotechnik, Vol. 59, pp. 163-170, 1984.

[83] Von Kaehne, P.: “Unbalanced magnetic pull in rotating electric machines”.; ERA Report, Ref. Z/T142, ERA Technology Ltd., Leatherhead, Surray, U. K., March, 1963.

[84] Belmans, R. et al.: “Homopolar fluxes due to a non-constant airgap in three-phase induction motors”.; Third International Conference on Electrical Machines and Drives, IEE Conference Publications Number 282, pp. 153-158, 16-18 November, 1987.

[85] Verma, S. P. and Natarajan, R.: “Effects of eccentricity in induction machines”.; Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Budapest, Hungary, Part 3, NV/8. pp. 930-933, September 5-9, 1982.

[86] Belmans, R. et al.: “Eelctromagnetic influence on the radial vibrations of two-pole induction motors”.; NATO Advanced Research Workshop on Mechanical Vibrations and Audible Noise in Alternating Currents Machines, K. U. Leuven, Belgium, August 4-8, 1986.

[87] Filippetti, F. et al.: “An approach to a knowledge representation about induction machine diagnostics in expert systems”.; Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Pisa, Italy, Vol. III, pp. 289-295, September 12-14, 1988.

[88] Thomson, W. T. and Stewart, I. D.: “On-line current monitoring for detecting airgap eccentricity and broken rotor bars in inverter variable speed drives”.; Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Pisa, Italy, Vol. III, pp. 211-214, September 12-14, 1988.

[89] Cameron, J. R. et al.: “Vibration and current monitoring for detecting airgap eccentricity in large induction motors”.; Second International Conference on Electrical Machines - Design and Applications, IEE Conference Publication Number 254, pp. 173-179, 17-19 September, 1985.

[90] Crawford, W. G.: “Umbalanced magnetic pull and the mechanical stability of rotating electrical machines”.; Engineering, pp. 504-505, April 27, 1951.

[91] Clark, P. E. et al.: “The diagnosis and solution of electrical machine problems - Part 1: Design influences”.; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. 1A-23, pp. 28-36, Jan./Feb., 1987.

[92] **Hannalla, A. Y.:** “Magnetic forces created by rotor eccentricity in turbine generator under steady state and transient conditions”.; Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Lausanne, Switzerland, pp. 312-315, September 18-21, 1984.

[93] **Covo, A.:** “Unbalanced magnetic pull in induction motors with eccentric rotors”.; AIEE Trans., Vol. 73, Part III-B, PAS, pp. 1421-1425, December, 1954.

[94] **Bradford, M.:** “Umbalanced magnetic pull in a 6-pole, 10Kw, induction motor with a series-connected stator winding”.; ERA Report No. 5216, ERA Technology Ltd., Leatherhead, Surrey, U. K., February, 1968.

[95] **Bradford, M.:** “Umbalanced magnetic pull in a 6-pole, induction motor”.; IEE Proceedings, Vol. 115, No. 11, pp. 1619-1627, November, 1968.

[96] **Binns, K. J. and Dye, M.:** “Identification of principal factors causing unbalanced magnetic pull in cage induction motor”.; IEE Proceedings, Vol. 120, No. 3, pp. 349-354, March, 1973.

[97] **Rai, G. B.:** “Airgap eccentricity in induction motors”.; ERA 74-1188, ERA Technology Ltd., Leatherhead, Surrey, U. K., July, 1974.

[98] **Kovács, K. P.:** “Two-pole induction motor vibrations caused by homopolar alternating fluxes”.; IEEE Trans. Power App. Syst., Vol. PAS-96, pp. 1105-1108, July/Aug., 1977.

[99] **Belmans, R. et al.:** “Unbalanced magnetic pull in three phase two pole induction motors with eccentric rotor”.; International Conference on Electrical Machines - Design and Applications, IEE Conference Publications Number 213, pp. 65-69, 13-15 July, 1982.

[100] **Belmans, R. et al.:** “Unbalanced magnetic pull and homopolar flux in three phase induction motors with eccentric rotors”.; Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Budapest, Hungary, Part 3, NV/5, pp. 916-920, September 5-9, 1982.

[101] **Verma, S. P. and Natarajan, R.:** “Effects of eccentricity in induction machines”.; Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Budapest, Hungary, Part 3, NV/8, pp. 930-933, September 5-9, 1982.

[102] **Thomson, D. A.:** “Transient unbalanced magnetic pull in induction motors”.; Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Lausanne, Switzerland, Part 2, pp. 704-707, September 18-21, 1984.

[103] **Rawicki, S.:** “Damages of windings of a three-phase slip-ring induction machine having parallel paths in the stator or in the rotor - Part I: The mathematical model, Part 2: Results of calculations”.; Archiv fur Elektrotechnik, Vol. 71, No. 4, pp. 257-274, 1988.

[104] **Summers, E. W.:** “Vibration in 2-pole induction motors related to slip frequency”.; AIEE Trans, Vol. 74, Part III, PAS, pp.69-72, April, 1955.

[105] **Rai, G. B. and Bradford, M.:** “Vibratory forces resulting from rotating air-gap eccentricity in 6-pole induction motor”.; ERA 71-83, ERA Technology Ltd., Leatherhead, Surrey, U. K., July, 1971.

[106] **Yang, S. J.:** “Low-noise electrical motors”.; Monographs in Electrical and Electronic Engineering, Oxford Science Publications, 1981.

[107] **Alger, P. L.:** “Induction machines - Their behaviour and uses”.; Gordon and Breach Science Publishers, Inc., New York, 1970.

[108] **Erdelyi, E.:** “Predetermination of sound pressure levels of magnetic noise of polyphase induction motors”.; AIEE Trans., pp. 1269-1280, December, 1955.

[109] **Alger, P. L. and Erdelyi, E.:** “Calculation of the magnetic noise of polyphase induction motors”.; The Journal of the Acoustical Society of America, Vol. 28, No. 6, pp. 1063-1067, November, 1956.

[110] **Ellison, A. J. and Moore, C. J.:** “Acoustic noise and vibration of rotating electric machines”.; IEE Proceedings, Vol. 115, No. 11, pp. 1633-1640, November, 1968.

[111] **Ellison, A. J. and Yang, S. J.:** “Effect of rotor eccentricity on acoustic noise from induction machines”.; IEE Proceedings, Vol. 118, No. 1, pp. 174-184, January, 1971.

[112] **(Unknown author):** “Condition monitoring: a step ahead of failure”.; Electrical Review, Vol. 207, NO. 18, pp. 32-34, 14 November, 1980.

[113] **Neale, M. J.:** “Trends in maintenance and condition monitoring”.; Condition Monitoring'87, Ed. Mervin H. Jones, Pub. Pineridge Press, Swansea, U. K., pp. 2-12, 1987.

[114] **Collacott, R. A.:** “Fault prediction helps cut industry's losses”.; Electrical Review, Vol. 205, No. 14, pp. 47-49, 12 October, 1979.

[115] Neale, M. J. et al.: “Guide to the condition monitoring of machinery”.; HMSO, London, England, 1979.

[116] Thomson, W. T. et al.: “Condition monitoring of induction motors for Availability Assessment in offshore Installation”.; Fourth Euredata Conference Proceedings, 26 March 1983, Venice, Italy.

[117] Thomson, W. T. et al.: “On-line Diagnostics of Large Induction Motors”.; NATO Advanced Research Workshop, 4-8 August, 1986, Catholic University, Leuven, Belgium.

[118] Tavner, P. J. et al.: “Monitoring generators and large motors”.; IEE Proceedings, Part B, Vol. 133, No. 3, pp. 169-180, May, 1986.

[119] Garbarino, H. L. and Gross, E. T. B.: “The Georges phenomenon - Induction motors with unbalanced rotor impedances”.; AIEE Trans., Part II, Vol. 69, pp. 1569-1575, 1950.

[120] Jones, C. V.: “The unified theory of electrical machines”.; Butterworths, London, 1967.

[121] Hargis, C. et al.: “The detection of rotor defects in induction motors”.; International Conference on Electrical Machines - Design and Applications, IEE Conference Publication Number 213, pp. 216-220, 13-15 July, 1982.

[122] Tavner, P. J. et al.: “An electrical technique for monitoring induction motor cages”.; Third International Conference on Electrical Machines and Drives, IEE Conference Publication Number 282, pp. 43-46, 16-18 November, 1987.

[123] Okitsu, H. et al.: “Failure diagnosis of electric motors by means of frequency analysis of the current”.; Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Athens, Greece, Part #, GP/4, pp. 1947-1954, September 15-17, 1982.

[124] Thomson, W. T. and Rankin, D.: “Case histories of On-line rotor cage fault diagnosis”.; Condition Monitoring'87, Ed. Mervin H. Jones, Pub. Pineridge Press, Swansea, U. K., pp. 789-819, 1987.

[125] Cameron, J. R. et al.: “Vibration and Current Monitoring for detecting airgap eccentricity in large induction motors”.; Proceedings IEE, Vol. 133, part B, No. 3, May 1986, pp. 155-163.

[126] Heller, B and Hamata, V.: “Harmonic Field effects in induction machines”.; Elsevier Scientific Publishing Company, 1977.

[127] Cameron, J. R. et al.: “On-line current monitoring and analysis to quantify the level of airgap eccentricity in induction motors”.; ICEM 88, p. 205-210.

[128] Dorrell, D. G. et al.: “Combined effects static and dynamic eccentricity on airgap flux waves and the application of current monitoring to detect dynamic eccentricity in 3-phase induction motors”.; Electrical Machines and Drives 11-13 september 1995, Conference Publication N<sup>o</sup>. 412, IEE.

[129] Schoen, R. R et al.: “An Unsupervised, On-Line System for Induction Motor Fault Detection Using Stator Current Monitoring”.; IEEE Trans. Ind. Appl., Number 6, Vol. 31, p.1280-1286, Nov./Dez., 1995.

[130] Ho, S. L. and Lau, K. M.: “Detection of faults in Induction Motors using Artificial Neural Networks”.; Electrical Machines and Drives 11-13 september 1995, Conference Publication N<sup>o</sup>. 412, IEE.

[131] Gaylard, A. et al.: “Acoustic evaluation of faults in electrical machines”.; Electrical Machines and Drives 11-13 september 1995, Conference Publication N<sup>o</sup>. 412, IEE.

[132] Doeblin E. O.: “Measurement Systems”.; McGraw-Hill, 1990.

[133] Filbert D. : “A non-linear Model for the diagnosis of Mechanical Faults by measurement of the Motor Current”.; International Workshop on parameter Identification and Computer Aided Diagnostics of Electrical Machines, 1995, Budapest.

[134] Szentirmai L. and Váradi A.: “Diagnostic Methods in Electrical Drives”.; International Workshop on parameter Identification and Computer Aided Diagnostics of Electrical Machines, 1995, Budapest.

[135] Leith, D. and Rankin, D.: “Real time expert system for identifying rotor faults and mechanical influences in induction motor phase current”.;

[136] Ho, S. L.: “Condition monitoring of induction motors”.;

[137] Marques, A. J., et al.: “On-line detection of airgap eccentricity in 3-phase induction motors, by Park’s vector approach”.;

[138] Fiser, R., et al.: “Steady state analysis of induction motor with broken rotor bars”.; Electrical machines and drives, 1995, p.42-46.

[139] Penman, J. and Stavrou, A.: “The effects of broken rotor bars on the transient run up of induction machines”.; Electrical Machines and Drives, 11-13 September 1995, p.47-51, Conference Publication No. 412, IEE.

[140] Ho, S. L. and Lau, K. M.: “Detection of faults in induction motors using artificial neural networks”.; Electrical machines and drives, 1995, p.176-181.

[141] Szentirmai, L. and Varadi, A.: “Computarised fault diagnosis of induction motor drives”.; Electrical Machines and Drives, 11-13 September 1995, p.182-186, Conference Publication No. 412, IEE.

[142] Al Turk, M. F., et al.: “An induction motor identification method for performances study and control strategy parameters determination: based on the simplified equivalent circuit”.; ICEM, 1988, p.239-244.

[143] Schmidt, R.: “On-line identification of the secondary resistance of an induction motor in the low-frequency range using a test vector”.; ICEM, 1988, p.221-225.

[144] Marques Cardoso, A. J. and Saraiva, E. S.: “On-line diagnostics of three-phase induction motors, by Park’s vector”.; ICEM, 1988, p.231-234.

[145] Andresen, E. CH. and Vetter, TH.: “Parameter identification and on-line rotor temperature monitoring of A. C. squirrel cage motors”.; ICEM, 1988, p.251-256.

[146] Jarzyna, W.: “Diagnostic characteristics of axial flux in an induction machine”.; Electrical machines and drives, 1995, p.141-146.

[147] Burnett, R. and Watson, J. F.: “The current analysis program - a software tool for rotor fault detection in 3-phase induction motors”.; Electrical machines and drives, 1995, p.156-160.

[148] Murray, A. C. and Edwards, D. G.: “Slot discharge signal patterns in high voltage machines”.; Electrical machines and drives, 1995, p.161-165.

[149] Tabatabaei-Yazdi, H. and Grantham, C.: “A DSP based scheme for the on-line monitoring of performance and parameter determination of 3-phase induction motors”.; Electrical machines and drives, 1995, p.166-170.

[150] Marques Cardoso, A. J.: “Diagnóstico de avarias em motores de indução trifásicos”.; Ed. Coimbra, 1991.

[151] Yahoui, H. and Grellet, G.: “Detection of an End-Ring fault in asynchronous Machines by Spectrum Analysis of the Observer Electromagnetic Torque”.; Journal de Physique III, 1996.

[152] Kliman, G. B. et al.: “Noninvasive detection of broken rotor bars in operating induction motors”.; IEEE Trans. on Energy Conv., Vol. 3, No. 4, p. 873-879, December 1988.

[153] Penman, J. et al.: Condition monitoring of electrical drives”.; IEE Proceedings, Vol. 133, Pt. B, No.3, p.142-148, May 1986.

[154] Ho, S. L.: “Condition monitoring of induction motors”.;

[155] Penman, J. and Yin, C. M.: “An unambiguous technique for displaying the presence of stator winding faults in induction motors”.;

[156] Carvalho, J. F. S. et al.: “Modelização de motores de indução trifásicos com gaiola rotórica fracturada”.; IST, Setembro 1994, p. I-117-I-122.

[157] Carvalho, J. F. S. et al.: “Simulação de motores de indução trifásicos com gaiola rotórica fracturada”.; 1º. Encontro Nacional do Colégio de Engenharia Electrotécnica - Ordem dos Engenheiros, p.143-148, Lisboa, Maio 1994.

[158] Marques Cardoso, A. J. and Saraiva, E. S.: “Manutenção de máquinas elétricas: Alguns métodos de detecção e identificação de avarias”.; II Congresso Nacional de Manutenção Industrial, Lisboa.

[159] Krause, P. C.: “Analysis of Electric Machinery”.; Mc Graw-Hill, 1976.

[160] Notelet, F. and Ravalitera, G.: “Assesment of the induction motor eccentricity and broken rotor bars in inverter variable speed drives”.; Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Lausanne, Switzerland. Part 3, pp.1177-1179, September 18-21, 1984.

[161] Friese, W. and Jordan, H.: “Unilateral magnetic pull in 3-phase machines”.; ETZ-A Vol 83, N°. 9, 1962, pp 299-303.

[162] Fruchtenicht, I. et al.: “Running instability of cage induction motors caused by harmonic fields due to eccentricity. Part 1: Eletromagnetic spring constant and eletromagnetic coefficient”.; Archiv fur Elektrotechnik, Vol 65, No. 4-5, 1982, pp 271-281.

[163] **Fruchtenicht, I. et al.:** “A diagnostic system for three-phase asynchronous machines”.; Proc. 4th EMDA, IEE No. 310, 1989, London, UK.

[164] **Kron, G.:** “Equivalent circuits of electric machines”.; Dover Publications, USA, 1967.

[165] **Salon, S. et al.:** “Calculation of circulating current between parallel winding in induction motors with eccentric rotors by finite element method”.; Proc. ICEM 92, Manchester, UK, pp 371-375.

[166] **Tesla, N.:** “A new system of alternate current motors and transformers”.; AIEE Trans., Vol. 5, pp. 308-327, Sept. 1887 to Oct. 1888.

[167] **Dickinson, W. H.:** “Report on reliability of electrical equipment in industrial plants”.; AIEE Trans., Part II, Vol. 81, pp.132-151, July, 1962.

[168] **IEEE Committee Report:** “Report on reliability survey of industrial plants, Part I: Reliability of electrical equipment”.; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-10, pp. 213-235, Mar./Apr., 1974.

[169] **IEEE Committee Report:** “Report on reliability survey of industrial plants, Part II: Cost of power outages, plant restart time, critical service loss duration time, and type of loads lost versus time of power outages”.; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-10, pp. 236-241, Mar./Apr., 1974.

[170] **IEEE Committee Report:** “Report on reliability survey of industrial plants, Part III: Causes and types of failures of electrical equipment, the methods of repair, and the urgency of repair”.; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-10, pp. 242-252, Mar./Apr., 1974.

[171] **IEEE Committee Report:** “Report on reliability survey of industrial plants, Part IV: Additional detailed tabulation of some data previously reported in the first three parts”.; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-10, pp. 456-462, July/Aug., 1974.

[172] **IEEE Committee Report:** “Report on reliability survey of industrial plants, Part V: Plant climate, atmosphere, and operating schedule, the average age of electrical equipment, percent production lost, and the methods of restoring electrical service after a failure”.; IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-10, pp. 463-466, July/Aug., 1974.

[173] **IEEE Committee Report:** “Report on reliability survey of industrial plants, Part VI: Maintenance quality of electrical equipment”. IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. IA-10, pp. 467-476, July/Aug., and p. 681, Sep./Oct., 1974.



[174] **IEEE Standard 493-1980: “IEEE recommended practice for the design of reliable industrial and commercial power systems”**; Section 3, 1980.

## ANEXO 1

### EXCENTRICIDADE ESTÁTICA E DINÂMICA DO ENTREFERRO

#### **ANÁLISE TEÓRICA:**

Uma breve análise teórica mostra que a amplitude das componentes de frequência no sinal de corrente que são induzidas devido à excentricidade do entreferro ( $E_g$ ), pode ser calculada usando o conceito do campo girante, [126, 147]. Esta abordagem é uma continuação dos estudos realizados nesta direção. Primeiramente, as ondas de permeância são avaliadas levando em conta fatores internos do entreferro ( $g$ ), ranhuramento, ( $E_g$ ), e saturação, Carter , Binns, Yang, Heller e Hamata e Frhone [96,106,126].

A forma de onda da f.m.m. produzida pelo enrolamento do estator será calculada na maneira usual Chalmers [88], se requerida, harmônicas de ordem superior da alimentação podem ser incluídas para uma análise completa. Isto não é realmente necessário pois é suficiente considerar a componente fundamental da fmm. produzida pelo enrolamento do estator para determinar a única componente de frequência de primeira ordem devido à excentricidade ( $E$ ), fazendo  $n_{sw}=1$  na equação 3.1, [146].

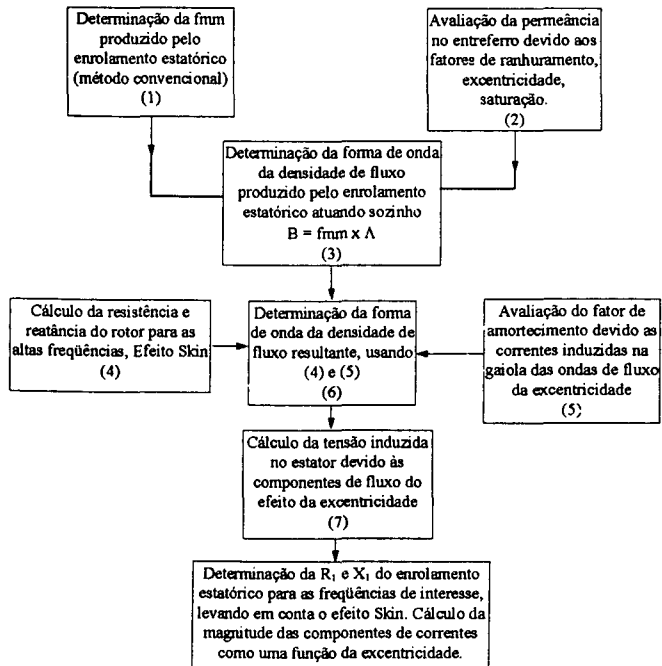
As ondas de densidade de fluxo produzidas pelo enrolamento do estator podem ser determinadas fazendo-se o produto da fmm do enrolamento do estator e as ondas de permeância. Desta análise as componentes de frequência do fluxo padrão devido à ( $E$ ) podem ser determinadas. Estas componentes de fluxo girante induzirão forças eletromotrizes  $fem's$  e correntes nas barras do rotor. A alta frequência de correntes induzidas no rotor de gaiola produzirá um efeito de amortecimento e conseqüentemente reduzirá o campo produzido originalmente por eles, Freise e Jordan, Seinsch [162]. Quando estes amortecimentos de correntes são modelados, a forma de onda da densidade de fluxo resultante pode ser avaliado.

No cálculo destas atenuações de correntes do rotor, a resistência e a reatância do rotor foram calculadas dos dados do projeto e o efeito foi concluído, Say, Kostenko, Liwschitz-Garik.

É possível calcular agora as tensões induzidas no enrolamento do estator devido aos resultantes das componentes de fluxo girante de alta frequência relativas ao estator estacionário. O próximo estágio será avaliar a impedância do estator para as frequências características da (Eg). Embora isto tenha sido determinado dos dados do projeto da máquina, as componentes de corrente devido à (E) podem ser avaliadas.

É impossível apresentar uma análise completa aqui, e uma leitura referida à Tesis de Cameron [89,128] é sugerida para uma análise mais completa. Um breve resumo do cálculo atual da variação de amplitude de um dos componentes devido à excentricidade dinâmica (ED) será dado e comparado com os resultados experimentais.

O fluxograma do procedimento de cálculo é mostrado na figura 1, e os seguintes pontos são incluídos para demonstrar a análise.



Note que isto não é a fmm resultante no entreferro, mas é a fmm do enrolamento do estator, o efeito da corrente induzida no rotor da fmm do estator e a

avaliação da densidade de fluxo resultante para as freqüências de interesse serão apresentados mais tarde.

Advindo dos fatores do entreferro, estampas, excentricidade e saturação podem ser mostrados que, para o projeto de máquina dado, a onda de permeância total será dada por:

$$\Lambda_{TOT} = 1.794 \times 10^{-6} (\lambda_{nd}) \times \cos[(R \pm S \pm n_d \pm 2n_{sa}p)\theta - ((R \pm n_d)\omega_r \pm 2n_{sa}\omega_1)t] \quad (1)$$

O termo  $(\lambda_{nd})$  tem sido chamado de fator de excentricidade, Cameron [88,128]. Estas equações principais serão avaliadas para alguns valores de (ED) [89]. Semelhantemente uma expressão para  $(\lambda_{ns})$  será derivada da excentricidade estática (EE). Estas funções são não lineares e aumentam com a maior variação do nível de acréscimo da (ED).

Forma de onda da densidade de fluxo

Como  $B(\theta, t) = f.m.m. \times \Lambda_{TOT} \quad (2)$

então a forma de onda da densidade de fluxo produzido pela f.m.m do enrolamento do estator é:

$$B(\theta, t) = 1.19 \times 10^{-3} (\lambda_{nd}) \times \cos[(R \pm S \pm n_d \pm 2n_{sa}p)\theta - ((R \pm n_d)\omega_r \pm 2n_{sa}\omega_1 \pm \omega_1)t] \quad (3)$$

TABELA 1 - Componentes de freqüências únicas da densidade de fluxo para (ED).

---

R=51, S=36, p=2, n<sub>d</sub>=1, n<sub>sa</sub>=1, s=0.0367

---

PARES DE PÓLOS		FREQÜÊNCIA (Hz)
R-S-n <sub>d</sub> -2n <sub>sa</sub> p -p	8	1054
R-S+n <sub>d</sub> -2n <sub>sa</sub> p -p	10	1102
R-S-n <sub>d</sub> -2n <sub>sa</sub> p +p	12	1154
R-S+n <sub>d</sub> -2n <sub>sa</sub> p +p	14	1202
R-S-n <sub>d</sub> +2n <sub>sa</sub> p -p	16	1254
R-S+n <sub>d</sub> +2n <sub>sa</sub> p -p	18	1302
R-S-n <sub>d</sub> +2n <sub>sa</sub> p +p	20	1354
R-S+n <sub>d</sub> +2n <sub>sa</sub> p +p	22	1402

---

Estas frequências são únicas para (ED) do motor sob teste, e algumas componentes são identificadas no ensaio experimental, por exemplo, a componente para 1202 Hz (ver Figs. 3.8a,b).

Densidade de fluxo resultante para 1202 Hz, levando em conta o rotor enfraquecido

A componente da densidade de fluxo para 1202 Hz produzida pela fmm do enrolamento do estator, a função de permeância pode ser avaliada da equação 3:

$$B(\theta, t) = 1.19\lambda_{nd} \cos(14\theta - 2\pi(1202)t) \text{mT} \quad (4)$$

Das referências [162-164] e o fator de amortecimento do rotor pode ser calculado para o projeto do motor, então a componente da densidade de fluxo resultante para 1202 Hz pode ser avaliada.

Fator de amortecimento:

$$\omega_v = \alpha_v + j\delta_v \quad (5)$$

$$\alpha_v = 1 - \frac{s_v^2}{(\beta_v^2 + s_v^2)} \frac{\xi_v^2 k_{zv}^2}{(1 + \sigma_{Rv})} \quad (6)$$

$$\delta_v = \frac{-s_v \beta_v}{(\beta_v^2 + s_v^2)} \frac{\xi_v^2 k_{zv}^2}{(1 + \sigma_{Rv})} \quad (7)$$

$s_v = \text{harmônica de escorregamento} = 1 - [vw/pw_v (1-s)]$

Para o projeto de rotor de gaiola os parâmetros são como a seguir:

$$\begin{aligned} s_v &= 0.7196 & k_{zv} &= 0.8806 \\ \sigma_{Rv} &= 0.0655 & \xi_v &= 0.8806 & \beta_v &= 0.0613 \end{aligned}$$

Estes são dados do fator de enfraquecimento como  $\omega_v = 0.44/-6.25^\circ$ .

O efeito da reatância de dispersão do rotor será desconsiderado [89,128]. Deste modo a amplitude da onda de densidade de fluxo na equação 3 é reduzido para 44% do valor original. Assim, a densidade de fluxo resultante para 1202 Hz com 14 pares de pólos será:

$$B_{2v} = 0.5236\lambda_{nd} (\text{mT}) \quad (8)$$

$$B_{2v}(\theta, t) = 0.5236(\lambda_{nd}) \cos(14\theta - 2\pi(1202)t) \quad (9)$$

Tensão induzida no enrolamento do estator devido à (ED)

$$\phi = \int_{-\frac{\psi\pi}{2}}^{\frac{\psi\pi}{2}} B_{2v}(\theta, t) \frac{D}{2} \ell d\theta \quad (10)$$

$$e, E_{r.m.s} = \frac{\sqrt{2}}{2} D \ell B_{2v} \frac{\omega_v}{V} T_{ph} k_{dv} k_{pv} \quad (11)$$

A tensão induzida no enrolamento do estator produzida pelo densidade de fluxo de onda girante pode ser extraída da equação acima:

$$E_{r.m.s} = 0.25\lambda_{nd} (V) \quad (12)$$

Estes termos principais de tensão induzida são dados em função do fator da (ED), Cameron [89,128].

Corrente induzida no enrolamento do estator devido à (ED)

A impedância do enrolamento do estator será calculado dos detalhes do projeto usando a equação proposto por Kostenko e Piotrovsky [89]:

Reatâncias de dispersão da cabeça de bobina e da ranhura do rotor podem ser calculadas da equação:

$$X = \frac{4\pi f \mu_0 T_{ph}^2 \ell \sum \lambda}{pd} \quad (13)$$

para o esquema de enrolamento :

$\lambda_{ss}$  = permeância da ranhura do estator = 1.23

$\lambda_{es}$  = permeância de dispersão de cabeça de bobina = 1.27

Substituindo estes valores na equação 13, teremos a reatância de dispersão do estator para a (ED) e componente de frequência de 120 Hz:

$$X_{sv} = 37.44 \Omega$$

A resistência harmônica do estator,  $R_{sv}$ , é igual ao produto da resistência normal,  $R_1$ , e o fator do efeito Skin,  $k_r$ , para este enrolamento em particular,  $k_r = 1$ , assim

$R_{sv} = R_1$ , a resistência normal do estator.

$$Z_{sv} = R_{sv} + jX_{sv} = 1.47 + j37.44$$

A amplitude da corrente para a componente de frequência 1202 Hz devido à (ED) é:

$$I_{I_{svph}} = \frac{0.25(\lambda_{nd})}{Z_{sv}} \quad (14)$$

$$\text{dada a corrente de linha, } I_{I_{svL}} = 11.56 \lambda_{nd} \text{ [mA]} \quad (15)$$

Os valores de reatância mútua e diferencial de dispersão são desprezados em comparação aos valores de reatância de dispersão do enrolamento e de ranhura do estator de 37.44  $\Omega$ , Cameron [89,128]. Os valores preditos para as componentes de corrente de linha do estator devido à (ED) podem ser avaliados usando a equação 15, para variações na (ED) ( $\lambda_{nd}$ ).

## ANEXO 2

### MÁQUINAS ASSÍNCRONAS:

#### ASPECTOS CONSTRUTIVOS E CIRCUITOS EQUIVALENTES

##### **INTRODUÇÃO**

O motor assíncrono, é entre todos os motores o mais utilizado em todas as aplicações industriais e domésticas da eletricidade, pelo fato de sua facilidade de instalação, do seu bom rendimento e de sua excelente fiabilidade.

Existem vários tipos de motores assíncronos: monofásicos, trifásico de gaiola, trifásico de rotor bobinado, entre os mais conhecidos.

Em condições normais de utilização a fonte de energia é conectada a um único enrolamento, o enrolamento estatórico, por isso, é denominado de máquina com *excitação única*. As correntes circulam nas barras do rotor por indução, o que cria uma distribuição ampère-espira que interage com a distribuição de campo para produzir um

torque líquido unidirecional. A frequência desta corrente é ditada pela velocidade do rotor na qual está colocada; com tudo, a relação entre a velocidade do rotor e a frequência da corrente é tal que dá uma distribuição ampere-espira resultante que é estacionária em relação à distribuição do campo. Assim, a máquina de indução com excitação única é capaz de produzir torque *a qualquer velocidade abaixo da síncrona* ( $n_s$ ) dado pela expressão abaixo:  $n_s = 120 f_n / p$ , onde  $f_n$  é a frequência da rede e  $p$  é o número de pólos.

Sendo o motor de indução trifásico (MIT) de excitação única, é necessário que tanto a corrente de magnetização como a componente de potência da corrente circule na mesma rede. Além disso, devido à presença de um entreferro no circuito magnético do MIT, um valor apreciável de corrente de magnetização é necessário para estabelecer o fluxo por pólo solicitado pela tensão aplicada. Normalmente, fica entre 25 a 40% da corrente nominal. Assim, o MIT opera com baixo fator de potência para cargas leves e menor do que a unidade, na vizinhança da potência nominal.

Porém, as suas características não são os principais objetos de normalização, levando assim à escolha de um motor assíncrono para uma aplicação específica: a potência nominal, o serviço nominal, a tensão de alimentação, o modo de construção mecânica e a degradação da proteção dos isolantes. A situação mais delicada é, que a partida seja feita em boas condições para o motor e a máquina acionada, quando pela rede de alimentação. Dois fatores não complementares independentes são assim monitorados: o acoplamento e a intensidade da corrente de partida. Estes fatores podem assim conduzir à escolha tecnológica do motor.

O bom funcionamento dos motores podem ser alterados por perturbações da tensão provocadas por incidentes de natureza aleatória intervindo sua malha e as instalações elétricas, que resultam do funcionamento da proteção automática. As precauções mais severas devem ser empregadas para reduzir a sensibilidade dos motores às perturbações do tipo assimetria de tensão ou oscilações breves.

Com o avanço da eletrônica de potência, a utilização da variação eletrônica de velocidade dos motores foram desenvolvidas, em particular para as aplicações



industriais. A tecnologia do conversor de frequência de tensão ondular comandado em modulação de largura de pulsos (PWM) associado a um motor assíncrono de gaiola tende a impor-se como a solução para as potências atingindo qualquer centena de quilowatts.

## CARACTERÍSTICAS

### Generalidades:

O motor assíncrono, comumente chamado motor de indução, comporta:

Um **enrolamento polifásico indutor**, distribuído em uma armadura cilíndrica e percorrido por um sistema de correntes polifásicos que gera um campo girante; Um **segundo enrolamento polifásico**, colocada coaxialmente de modo que seja barrido pelo campo girante que induz um segundo sistema de correntes polifásicos.

O enrolamento do estator trifásico é dito como conectado em Y Fig.2.1b. Tal enrolamento é chamado de enrolamento trifásico porque as tensões induzidas em cada uma das três fases por um campo girante de densidade de fluxo estão defasadas de 120 graus elétricos Fig.2.1a. uma característica que distingue o sistema trifásico simétrico.

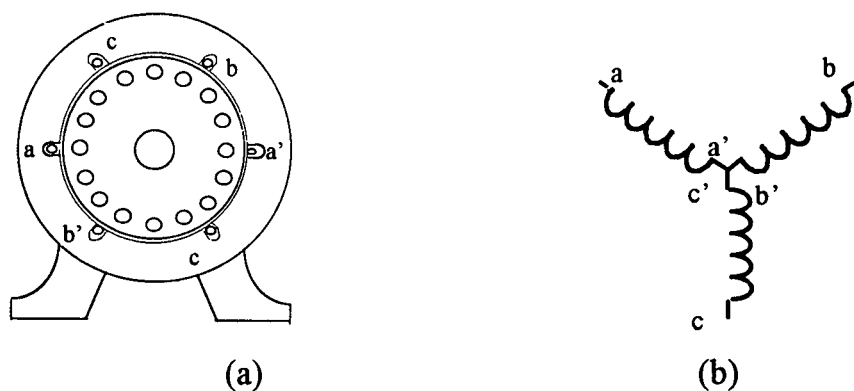


Fig.-2.1.-) Motor de indução Trifásico: (a) estator com enrolamento (concentrado) trifásico e rotor de gaiola; (b) esquema de um enrolamento de um estator trifásico, conectado em Y (estrela).

O enrolamento da gaiola consiste simplesmente num determinado número de barras imersas de cobre nas ranhuras (caso rotor bobinado), e conectadas, nas duas extremidades, por meio de anéis de cobre. Na realidade, é a necessidade de um controle da velocidade que, de um modo geral, justifica o uso do motor de indução do tipo rotor

enrolado. Caso contrário, o motor de indução de gaiola seria usado, porém, hoje se conhece métodos de controle avançados para MIT de gaiola. O tipo com rotor de gaiola não é apenas de construção mais simples (alumínio injetado) e mais econômica que o tipo de rotor enrolado, mas também é mais robusto.

O campo magnético girante é produzido por contribuições de enrolamentos de fase deslocados no espaço, conduzindo correntes apropriadas deslocadas no tempo (Fig.2.2).

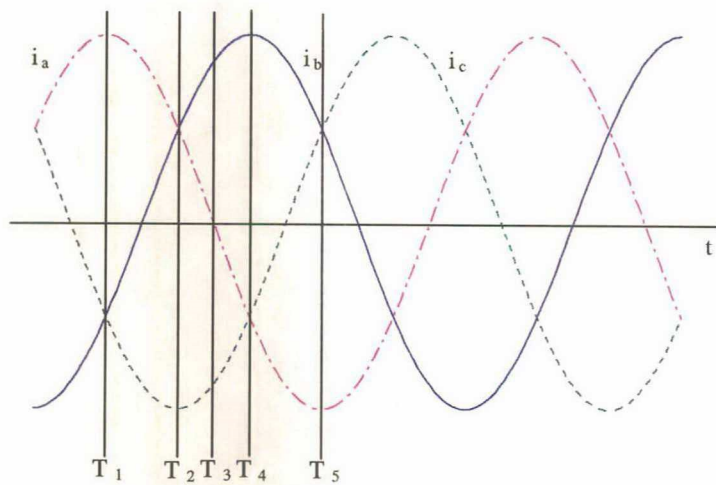


Fig.2.2.-) Correntes trifásicas alternadas equilibradas.

A determinação do módulo e do sentido do campo de fluxo resultante correspondente ao instante de tempo  $t_i$  da figura 2.2. No instante  $T_1$  a corrente na fase  $a$  é positiva (convencionado saindo do papel - ponto) figura 2.3a1, e no  $T_5$  em que a fase  $a$  é máximo negativo (convencionado entrando no papel - cruz). Pela regra da mão direita, segue-se que a fase  $a$  produz uma contribuição de fluxo direcionada para cima, ao longo da vertical. É importante entender que a fase  $a$  produz na realidade um campo de fluxo senoidal com amplitude sobre o eixo da fase  $a$ , como visto na figura 2.3a2.

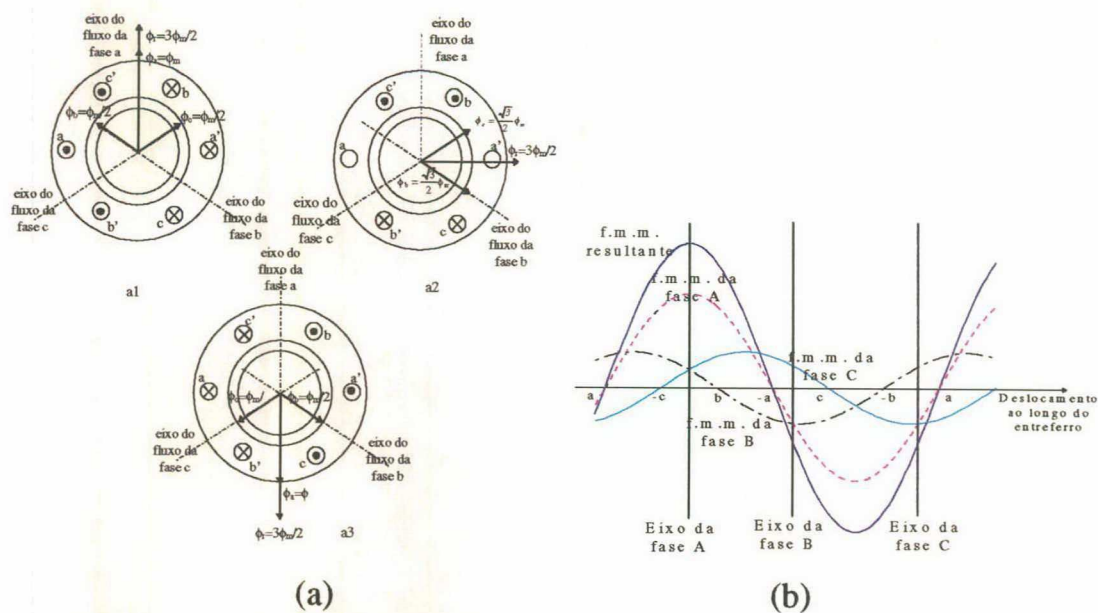


Fig.2.3.-) (a) Representação do campo magnético girante em três instantes diferentes de tempo: (a1) tempo  $T_1$  da Fig.2.1; (a2) tempo  $T_3$ ; (a3) tempo  $T_5$ . (b) Distribuição dos componentes e do campo resultante correspondente a  $t_1$  na figura 2.2.

Da ação do campo girante indutor sobre as correntes induzidas ( que cria por sua vez um campo girante *secundário* tendo a mesma velocidade angular que o campo indutor) gera um acoplamento eletromagnético cujo valor médio, em regra geral, não é nulo.

A aplicação de correntes trifásicas em enrolamentos trifásicos equilibrados dá origem a um campo magnético girante que possui duas características: (1) é de amplitude constante e (2) é de velocidade constante. Este último é uma relação fixa, dependente das frequências das correntes e do número de pólos para o qual o enrolamento trifásico é projetado  $n_s = 120f / p$  (rotação síncrona).

As características de Torque-velocidade do MI define a categoria do mesmo (Fig.2.4). À medida que o escorregamento de aproximadamente zero para cerca de 10%, a corrente do rotor aumenta quase linearmente.

## Conjugado

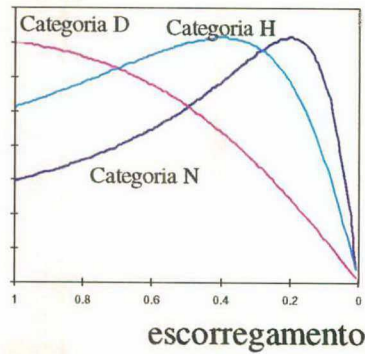
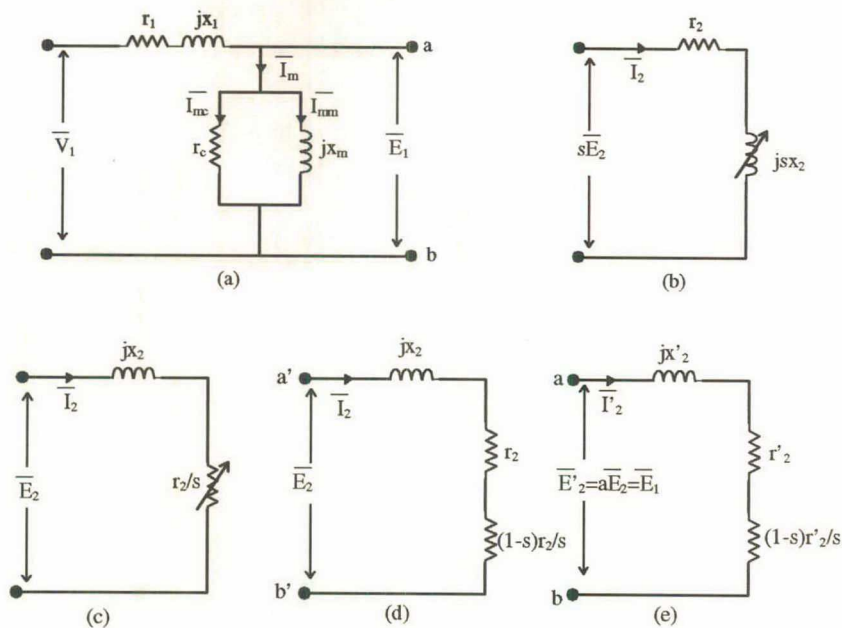


Fig.-2.4.-) Representação gráfica do conjugado desenvolvido para o MIT de várias categorias.

## O Circuito Equivalente Típico

É desejável ter um circuito equivalente do MIT, de forma a conduzir a análise da operação e facilitar o cálculo do desempenho. A dedução é feita de forma similar ao do transformador, com as modificações necessárias para considerar o fato de que o enrolamento do secundário (o rotor) gira e, desta forma, desenvolve potência mecânica.

Todos os parâmetros do circuito equivalente são expressos numa base por fase. Na figura 2.5a está indicada a parte que tem relação com o enrolamento do estator (ou do primário). A figura 2.5b mostra que uma corrente é produzida pela força eletromotriz (f.e.m.) induzida na frequência de escorregamento, atuando num circuito real do rotor.



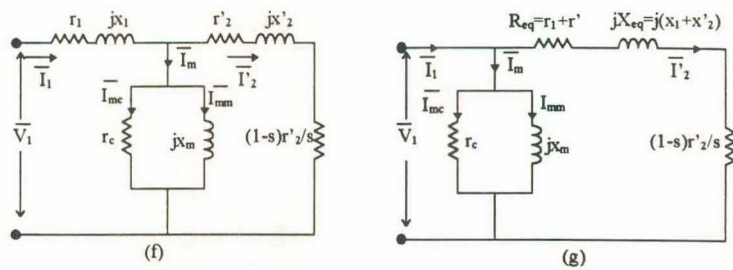


Fig.2.5.- Dedução do circuito equivalente: (a) seção do enrolamento do estator; (b) circuito real do rotor; (c) circuito equivalente do rotor; (d) circuito equivalente do rotor modificado; (e) circuito do rotor referido ao estator; (f) circuito equivalente exato e (g) circuito equivalente aproximado.

A figura 2.5c mostra uma corrente produzida por uma tensão na frequência da rede atuando num circuito equivalente do rotor. Isto, consegue-se através da manipulação das equações pelo escorregamento ( $s$ ), passar de um circuito caracterizado por resistência constante e reatância de dispersão variável (Fig. 2.5b), para um de resistência variável e reatância de dispersão constante (Fig. 2.5c.). A figura 2.5d representa a versão modificada do circuito equivalente do rotor.

Assim, fica evidente, que é equivalente apenas no que diz respeito ao módulo e ângulo de fase da corrente do rotor por fase. Para se obter um circuito unifilar equivalente, é necessário substituir o enrolamento real do rotor por um enrolamento equivalente. Em outras palavras, todas as grandezas do rotor devem ser referidas ao estator como apresentado na figura 2.5e. As tensões nos terminais a-b da figura 2.5e e figura 2.5a são as mesmas, portanto, podem ser ligados para dar um circuito equivalente completo, como na figura 2.5f.

Considerável simplificação nos cálculos com pequena perda na precisão pode ser obtida passando o ramo de magnetização para os terminais da máquina, com ilustrado na figura 2.5g.

Ainda pode-se obter um circuito mais simplificado, como o apresentado na figura 2.6., onde as perdas no ferro do estator será desprezado e a indutância magnetizante  $L_m$  será transferido para a entrada.

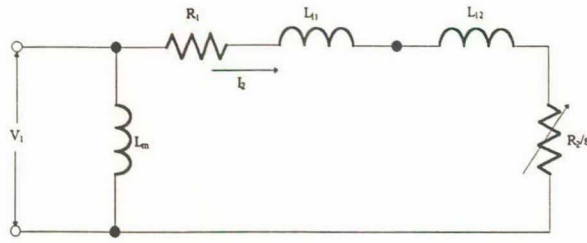


Fig. 2.6.- Circuito equivalente aproximado.

Em dispositivos de velocidades ajustáveis, as máquinas são alimentados por conversores que contém harmônicas na entrada. Estes harmônicos têm os seguintes efeitos: (1) aquecimento e (2) torque pulsante.

O circuito equivalente pode ser convertido para um circuito equivalente harmônico como mostrado na figura 2.7., onde as perdas no ferro do estator foram desprezadas, e o  $n$  é a ordem da harmônica.

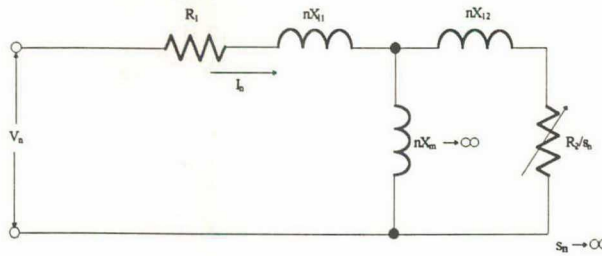
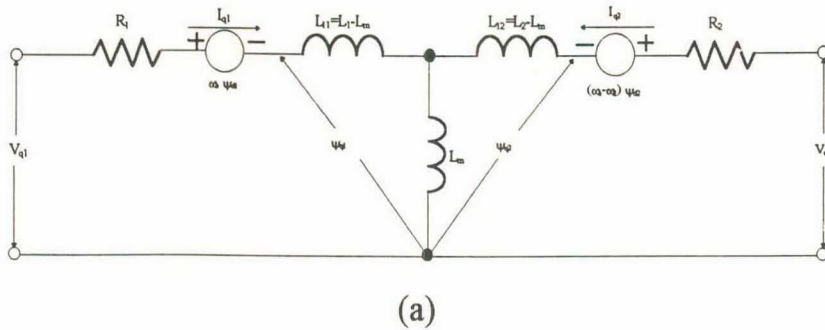


Fig.2.7.- Circuito equivalente harmônico por fase.

Dentro do modelo dinâmico podem ser identificados dois tipos: o de referência que gira sincronamente e o de referência estacionário. No primeiro caso a tensão instantânea, corrente, e os vetores de fluxo enlaçado, são respectivamente dados na referência estacionária. A figura 2.7a,b. mostra o circuito equivalente  $d^{\circ}-q^{\circ}$  da máquina em uma referência girante síncrono.



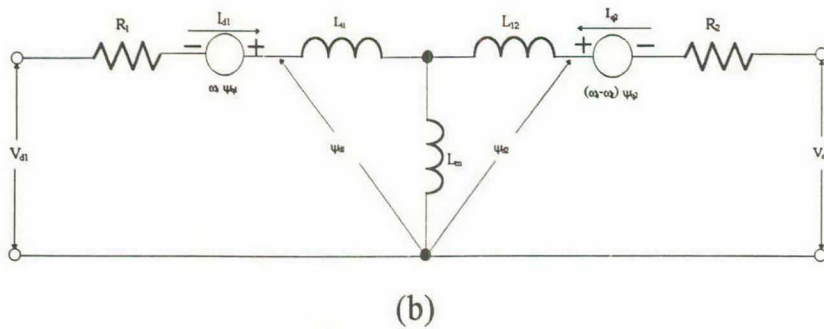


Fig.2.7- Circuitos D-Q equivalentes para uma referência com giro síncrono: (a) circuito eixos  $q^e$ ; (b) circuito eixos  $d^e$ .

O modelo dinâmico da máquina em uma estrutura de referência estacionária pode ser derivado pela substituição de  $\omega_e = 0$ . O correspondente circuito equivalente é apresentado na figura 2.8. e as variáveis aparecem como ondas senoidais no regime permanente.

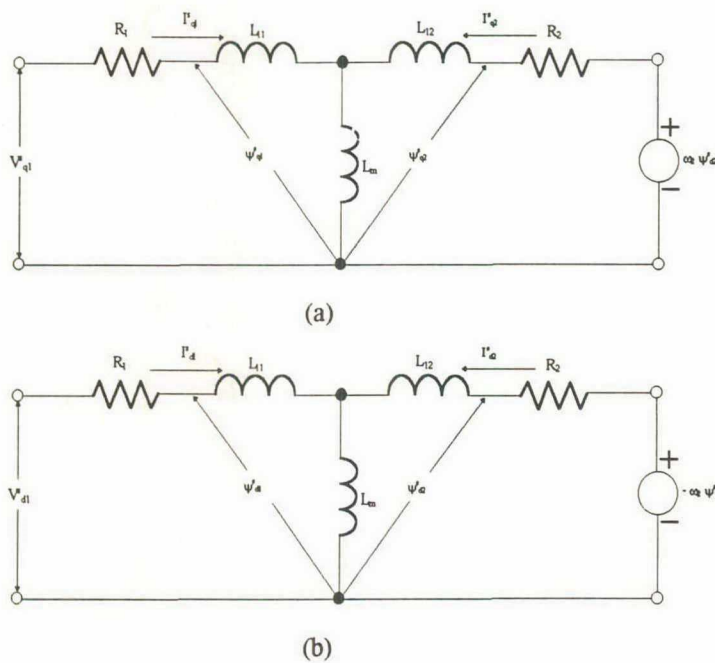


Fig. 2.8 - Circuito equivalente referenciado: (a) Eixo q; (b) Eixo d.