



DETECÇÃO DE BARRAS QUEBRADAS EM MOTORES DE INDUÇÃO  
UTILIZANDO SENSOR MAGNETOSTRICTIVO COMPOSTO APLICADO EM  
REDES DE BRAGG EM FIBRAS ÓPTICAS

Geraldo Bieler

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Marcelo Martins Werneck

Rio de Janeiro  
Março de 2017

DETECÇÃO DE BARRAS QUEBRADAS EM MOTORES DE INDUÇÃO  
UTILIZANDO SENSOR MAGNETOSTRICTIVO COMPOSTO APLICADO EM  
REDES DE BRAGG EM FIBRAS ÓPTICAS

Geraldo Bieler

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO  
ALBERTO LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE  
ENGENHARIA (COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE  
JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A  
OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA  
ELÉTRICA.

Examinada por:

---

Prof. Marcelo Martins Werneck, Ph.D.

---

Prof. Antônio Carlos Ferreira, Ph.D.

---

Prof. Marcos Tadeu D'Azeredo Orlando, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

MARÇO DE 2017

Bieler, Geraldo

Detecção de barras quebradas em motores de indução utilizando sensor magnetostrictivo composto aplicado em redes de Bragg em fibras ópticas/Geraldo Bieler. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2017.

XVIII, 97 p.: il.; 29, 7cm.

Orientador: Marcelo Martins Werneck

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Elétrica, 2017.

Referências Bibliográficas: p. 78 – 83.

1. Motor de Indução. 2. Sensores a Fibra Óptica. 3. Magnetostricção. 4. Redes de Bragg. 5. Barras Quebradas. I. Werneck, Marcelo Martins. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

*Dedico este trabalho ao meu pai  
Paulo Arthur Bieler (in  
memoriam) por ter estado  
sempre ao meu lado e me  
apoiado nos momentos mais  
difíceis na minha vida.*

# Agradecimentos

Agradeço à minha esposa, Francisca Cabrine, pelo apoio nesta jornada, essencial para que eu tivesse chegado até aqui e às minhas filhas Anny, Hellen e Bárbara pelo carinho e compreensão.

Agradeço ao meu orientador, professor Marcelo Martins Werneck, por acreditar no tema deste trabalho e ter me ajudado em momentos importantes, que sem dúvida determinaram o sucesso do projeto.

Agradeço ao Sebastião Nau e ao Daniel Shmitz que cederam as instalações de pesquisa da Weg para realização dos testes no motor.

Agradeço aos colegas da Petrobras, em especial o Gil Pinheiro pelas dicas em eletrônica.

Não poderia deixar de citar os colegas do Laboratório de Instrumentação e Fotônica, César Cosenza, Marcell, Garçon, Fábio, Viviane, Isabel, Isabelle e todos que compartilhei a convivência, troca de experiências, práticas de laboratório em um ambiente de amizade e descontração.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

DETECÇÃO DE BARRAS QUEBRADAS EM MOTORES DE INDUÇÃO  
UTILIZANDO SENSOR MAGNETOSTRICTIVO COMPOSTO APLICADO EM  
REDES DE BRAGG EM FIBRAS ÓPTICAS

Geraldo Bieler

Março/2017

Orientador: Marcelo Martins Werneck

Programa: Engenharia Elétrica

Os motores de indução são os mais comuns utilizados na produção de movimento na indústria. Eles são amplamente utilizados por sua simplicidade, *design* robusto, baixo custo, baixa manutenção e conexão direta a uma fonte de alimentação de corrente alternada. Contudo, uma das falhas mais danosas que podem ocorrer no motor de indução é a ruptura da barra do rotor, pois rapidamente evolui para uma falha funcional com consequências catastróficas.

Apesar do baixo custo de um motor de indução, as perdas de produção devido a uma falha funcional podem ser da ordem, ou superior, ao custo do próprio motor, portanto as vantagens de custo que podem ser obtidas com a detecção ainda incipiente do defeito justificam a pesquisa em técnicas de monitoramento que podem indicar a evolução das condições antes que a falha ocorra.

Neste trabalho, é construído e demonstrado um sensor magnético, baseado em redes de Bragg, aplicadas a fibras ópticas (FBG) e compósito magnetostrictivo feito de partículas de Terfenol-D imerso em matriz de resina epóxi, que aplicado a um motor de indução é capaz de detectar barras quebradas do rotor em motores de indução de alta tensão, inclusive em atmosfera perigosa devido ao isolamento fornecido pelo sensor de fibra óptica.

Até onde sabemos, este trabalho demonstra pela primeira vez um sensor magnético baseado em FBG aplicado em monitoração de um motor de indução para distinguir barras defeituosas, enquanto a técnica convencional de assinatura de corrente com baixos níveis de carga não conseguiu indicar a gravidade dos defeitos do motor.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

## DETECTION OF BROKEN ROTOR BARS OF INDUCTION MOTORS USING MAGNETOSTRICTIVE COMPOSITE FIBER BRAGG GRATINGS SENSOR

Geraldo Bieler

March/2017

Advisor: Marcelo Martins Werneck

Department: Electrical Engineering

AC induction motors are the most common motors used in industrial motion. They are widely used in industrial applications for its simplicity, rugged design, low-cost, low maintenance and direct connection to an AC power source. However, one of the faults occurring in induction motor is the rotor bar breakage that may rapidly spread to a functional failure with catastrophic consequences.

Despite the low cost of an induction motor, production losses due to a functional failure in the motor may be of the order, or greater than, the cost of the motor itself and therefore, the cost advantages that can be achieved with predictive maintenance justify research in monitoring techniques that can indicate the evolution of the conditions before a failure occurs.

In this work, a magnetic sensor based on fiber Bragg grating (FBG) and magnetostrictive composite made of Terfenol-D particulates immersed in epoxy resin matrix applied to induction motor is shown to be capable of detecting rotor broken bars in high voltage induction motors, even when the motor is installed in a dangerous atmosphere, due to the insulation provided by the optical fiber sensor.

To the best of our knowledge, this work demonstrates by the first time an FBG based magnetic sensor applied to monitor an induction motor with the capability to distinguish defective bars, whereas at the same time, conventional technique of current signature at low loading levels failed to indicate the motor severity.

# Sumário

<b>Lista de Figuras</b>	<b>xi</b>
<b>Lista de Tabelas</b>	<b>xvi</b>
<b>Lista de Abreviaturas</b>	<b>xvii</b>
<b>1 Introdução</b>	<b>1</b>
1.1 Motivação . . . . .	1
1.1.1 O motor de indução trifásico . . . . .	1
1.1.2 Aplicação na indústria de óleo e gás . . . . .	3
1.1.3 Falhas em rotor e barras quebradas . . . . .	3
1.1.4 Causas comuns de uma falha e as consequências de uma barra quebrada . . . . .	4
1.1.5 Métodos convencionais de medição e diagnóstico de falhas no rotor e ruptura da barras . . . . .	5
1.1.6 Importância da monitoração do motor elétrico na indústria de óleo e gás . . . . .	7
1.2 Objetivo . . . . .	8
1.3 Metodologia . . . . .	8
1.4 Estrutura do Trabalho . . . . .	10
<b>2 Revisão Bibliográfica</b>	<b>11</b>
2.1 Sensor híbrido magnetostrictivo-óptico . . . . .	11
2.2 Técnicas não invasivas para detecção de barras quebradas . . . . .	13
2.2.1 Assinatura de corrente . . . . .	13
2.2.2 Assinatura de potência . . . . .	14
2.2.3 Medição de fluxo externo . . . . .	15
2.2.4 Medição de ruído externo . . . . .	16
2.2.5 Medição de vibração . . . . .	17
2.2.6 Medição de temperatura . . . . .	17
2.3 Técnicas invasivas para detecção de barras quebradas . . . . .	18
2.3.1 Medição do fluxo interno . . . . .	18

2.3.2	Medição direta da temperatura do rotor . . . . .	20
<b>3</b>	<b>Base Teórica</b>	<b>21</b>
3.1	Fibras Ópticas e Redes de Bragg . . . . .	21
3.2	Deformação da rede de Bragg devido a temperatura e tensão . . . . .	24
3.2.1	Sensibilidade à tensão . . . . .	24
3.2.2	Sensibilidade à temperatura . . . . .	25
3.3	Fabricação de redes de Bragg . . . . .	25
3.4	Compensação de temperatura de redes de Bragg . . . . .	27
3.5	Métodos de Interrogação de redes de Bragg . . . . .	27
3.5.1	Fonte de luz - ASE . . . . .	28
3.5.2	Analisador de espectro óptico . . . . .	28
3.5.3	Interrogadores ópticos . . . . .	29
3.5.4	Demodulação por filtros sintonizáveis . . . . .	29
3.6	Sensores Magnetostrictivos . . . . .	31
3.6.1	Magnetostricção . . . . .	31
3.6.2	Efeito da temperatura em materiais magnetostrictivos . . . . .	33
3.6.3	Anisotropia e magnetostricção . . . . .	33
3.6.4	Domínios magnéticos e saturação em materiais magnéticos . . . . .	34
3.6.5	O Terfenol-D . . . . .	35
3.6.6	Métodos de fabricação do Terfenol . . . . .	36
<b>4</b>	<b>Método Proposto</b>	<b>38</b>
4.1	Simulações em Elementos Finitos . . . . .	38
4.1.1	Resultados . . . . .	41
4.2	Construção dos sensores compostos de Terfenol-D particulado em epóxi . . . . .	44
4.2.1	Caracterização em temperatura e deformação . . . . .	44
4.2.2	Construção dos sensores . . . . .	45
4.2.3	Caracterização da dureza do epóxi . . . . .	46
4.3	Caracterização quasi estática dos sensores . . . . .	48
4.4	Testes dinâmicos . . . . .	50
4.4.1	Disco girante . . . . .	50
4.4.2	Rise time . . . . .	53
4.4.3	Testes em um motor real . . . . .	58
<b>5</b>	<b>Resultados e Discussões</b>	<b>62</b>
5.1	Interpretação dos resultados das simulações em elementos finitos . . . . .	62
5.2	Resultado dos ensaios em um motor real . . . . .	65

<b>6</b>	<b>Conclusões e propostas para trabalhos futuros</b>	<b>74</b>
6.1	Conclusões . . . . .	74
6.2	Trabalhos futuros . . . . .	76
	<b>Referências Bibliográficas</b>	<b>78</b>
<b>A</b>	<b>Divulgação Tecnológica e Científica</b>	<b>84</b>

# Lista de Figuras

1.1	Estator típico de um MIT de média tensão, sem o rotor. . . . .	2
1.2	Rotor de gaiola de esquilo, cedido por Salles, F.P., Petrobras. . . . .	2
1.3	Caminho das correntes nas barras de um rotor. . . . .	3
1.4	Corrente de partida de um MIT. . . . .	4
2.1	Configuração esquemática do sensor FBG compósito magnetostric- tivo, adaptado de [18]. . . . .	12
2.2	Bobina para medição do fluxo do entreferro. . . . .	19
3.1	Em torno dos átomos a e b separados por $\lambda/2$ , formam círculos concêntricos que se cancelam na direção transversal . . . . .	21
3.2	Mecanismo de transmissão da luz através da fibra óptica com núcleo e casca. . . . .	22
3.3	Lei de Bragg como condição para interferência construtiva de raios refletidos em estruturas planas. . . . .	23
3.4	Funcionamento de uma rede de Bragg, adaptado de [17], o eixo das ordenadas é a intensidade da luz em função do comprimento de onda. . . . .	24
3.5	Interferência holográfica para fabricação de redes de Bragg. . . . .	26
3.6	Conjunto óptico para fabricação de redes de Bragg com a técnica da máscara de fase, o comprimento de onda gravado é $\Lambda/2$ . . . . .	26
3.7	Sensor híbrido de campos magnéticos CC. . . . .	27
3.8	Sensor híbrido de campos magnéticos CA. . . . .	27
3.9	Saída do sensor híbrido de campos magnéticos CA, em torno de um comprimento de onda quiescente . . . . .	28
3.10	Fonte de banda larga com emissão espontânea, pico em 1530,019 nm e potência de 27,81 $\mu W$ . . . . .	28
3.11	Demodulação por OSA. . . . .	29
3.12	Radiação incidente e transmitida em uma FPP. . . . .	30
3.13	Diagrama esquemático da demodulação de uma única FBG usando o filtro sintonizável de Fabry-Perot, no destaque a convolução dos espectros da FBG e do FPP. . . . .	30

3.14	Diagrama esquemático da técnica de demodulação por redes gêmeas, no destaque a convolução dos espectros da FBG sensora e da FBG gêmea. . . . .	31
3.15	Manifestações da magnetostricção devido a campo magnético. À esquerda deformação linear e à direita deformação rotacional. . . . .	32
3.16	Esquemático de uma densidade de carga achatada nos polos de um elemento de terras raras com os vizinhos próximos rotacionando devido a um campo magnético aplicado. . . . .	34
3.17	Comportamento dos domínios magnéticos quando na aplicação de um campo H. . . . .	35
3.18	Deformação magnetostrictiva ( $\Delta L/L$ ) para campos magnéticos (H) simétricos. $\lambda_s$ é a deformação de saturação. . . . .	35
4.1	Corrente de fase obtida na simulação em elementos finitos do motor com 3 barras quebradas. . . . .	40
4.2	Espectro da corrente de fase da simulação realizada em EF do motor com 3 barras quebradas. . . . .	41
4.3	Resultado da simulação de velocidade com uma barra quebrada. . . . .	41
4.4	Resultado da simulação de corrente do motor com uma barra quebrada. . . . .	42
4.5	Simulação em elementos finitos do motor com a barra quebrada coincidindo em uma máxima densidade de fluxo magnético. . . . .	42
4.6	Localização dos pontos de inspeção na região da barra quebrada. . . . .	43
4.7	Densidade de fluxo magnético no dente da coroa do estator no ponto 3. A curva cinza representa o motor saudável, em vermelho com uma barra quebrada, destacando o instante de passagem da barra quebrada. . . . .	43
4.8	Densidade de fluxo magnético no entreferro (ponto 6 da figura 4.6). Em cinza o motor saudável e em vermelho com uma barra quebrada. . . . .	44
4.9	Densidade de fluxo magnético na ranhura (ponto 7 da figura 4.6) com a barra quebrada. . . . .	44
4.10	Sensor de compósito magnetostrictivo de Terfenol-D sobre FBG produzido no LIF. . . . .	46
4.11	Durômetro Shore-D utilizado em corpos de prova do epóxi utilizado nos sensores. Cedido por Pita, Victor, IMA/UFRJ. . . . .	47
4.12	Gráfico de tensão x deformação. A linha cheia é uma amostra de resina epóxi Epoxtec 8003 e a linha tracejada para uma tinta epóxi, adaptado de [59]. . . . .	48
4.13	Esquemático do magneto utilizado. . . . .	49
4.14	Posicionamento do sensor em um gabarito no magneto para ensaios com <i>gap</i> de 25,4 mm. . . . .	49

4.15	Curva de calibração do magneto para um <i>gap</i> de 2,54 cm. . . . .	50
4.16	Resposta do transdutor de Terfenol-D composto para densidade de fluxo magnético CC aplicado. Em (a) em função do comprimento de onda de Bragg e em (b) em função do deslocamento equivalente e a reta de aproximação para o comportamento operacional na região linear. . . . .	50
4.17	Resposta do transdutor de Terfenol-D monolítico para densidade de fluxo magnético CC aplicado, adaptado de [17]. . . . .	51
4.18	Esquema do ensaio utilizado para aplicar dois pulsos consecutivos no sensor. . . . .	51
4.19	Mesa de acionamento do disco e o conjunto de interrogação óptica. . . . .	52
4.20	Sensor montado em uma janela de observação da proteção do disco. . . . .	52
4.21	Picos de passagem dos dois ímãs medidos pelo sensor de Terfenol-D. Eixo vertical: 10,0 mV/div; Eixo horizontal : 100,0 $\mu$ s/div. . . . .	53
4.22	Circuito excitação da bobina. . . . .	55
4.23	Resposta simulada do circuito de excitação da bobina. A fig. superior em (a) mostra a corrente na bobina L1 em verde e a tensão sobre o MOSFET em vermelho. A figura (b) inferior mostra as formas de onda (Ve) do gerador de sinais V2 e da tensão aplicada ao gate de M1. . . . .	55
4.24	Simulação da bobina em elementos finitos. Na figura também estão destacados os locais de medição na bobina real, utilizados para aferição com gaussímetro. . . . .	56
4.25	Esquema do conjunto de ensaios para medir o tempo de subida do sensor. . . . .	57
4.26	Layout do set de ensaios para teste do tempo de subida. . . . .	57
4.27	Pulsos aplicados ao sistema de excitação da bobina. . . . .	58
4.28	Ensaio de <i>rise time</i> . Em (a) Pulso de corrente aplicado de 6,4 A com tempo de subida de 9,5 $\mu$ s e em (b) pulso de corrente aplicado de 17,8 A com tempo de subida de 25 $\mu$ s. . . . .	59
4.29	Seção transversal do motor. . . . .	60
4.30	Disposição dos furos vistos do lado externo do motor com o acoplamento à esquerda. . . . .	60
4.31	<i>Setup</i> do teste experimental do motor na Weg. . . . .	61
5.1	Densidade de fluxo magnético no dente da coroa do estator no ponto 3. À esquerda reprodução da figura 4.7, e à direita são destacados os vales (a) até (g) medidos com o motor saudável em cinza e com o motor com uma barra quebrada em vermelho. . . . .	63

5.2	Passagens da barra quebrada nos instantes (a) e (b). Em (b), uma maior aproximação da máxima densidade de fluxo o efeito é mais pronunciado. . . . .	64
5.3	Simulação simplificada de um núcleo excitado por uma bobina em CA. Em (a) o modelo construído com um furo perpendicular ao entreferro e em (b) o resultado da simulação da densidade de fluxo sobre o sensor no furo. . . . .	65
5.4	Leitura da resposta do sensor com o rotor sem defeitos no osciloscópio. As oscilações sobre a envoltória principal do campo girante são devido a passagem de barras. Eixo vertical: 20 mV/div; Eixo horizontal: 2,50 ms. . . . .	66
5.5	Resposta do sensor ao rotor 1 (Sem defeito) a 80% de carga. . . . .	66
5.6	Resposta do sensor ao rotor 2 (Uma barra quebrada), 25% de carga. . . . .	67
5.7	Resposta do sensor ao rotor 2 (Uma barra quebrada), 80% de carga. . . . .	67
5.8	Resposta do sensor ao rotor 3 (Duas barras quebradas adjacentes), 25% de carga. . . . .	67
5.9	Resposta do sensor ao rotor 3 (Duas barras quebradas adjacentes), 80% de carga. . . . .	68
5.10	Resposta do sensor ao rotor 4 (Duas barras quebradas a 90° mecânicos), 25% de carga. . . . .	68
5.11	Resposta do sensor ao rotor 4 (Duas barras quebradas a 90° mecânicos), 80% de carga. . . . .	68
5.12	Resposta do sensor ao rotor 5 (Duas barras quebradas a 180° mecânicos), 25% de carga. . . . .	69
5.13	Resposta do sensor ao rotor 5 (Duas barras quebradas a 180° mecânicos), 80% de carga. . . . .	69
5.14	Resposta do sensor ao rotor 6 (Uma barra com resistividade aumentada), 25% de carga. . . . .	69
5.15	Resposta do sensor ao rotor 6 (Uma barra com resistividade aumentada), 80% de carga. . . . .	70
5.16	Espectro de corrente do rotor 1 (Sem defeito), 80% de carga. . . . .	70
5.17	Espectros da corrente do motor a) rotor 2(80%), b) rotor 5(80%), c) rotor 6(25%), d) rotor 6(80%). . . . .	71
5.18	Leitura da resposta do sensor com o rotor sem defeitos no osciloscópio com o sensor no furo 3 a 80% de carga. Eixo vertical: 10 mV/div; Eixo horizontal: 2,50 ms. . . . .	73
5.19	Leitura da resposta do sensor com o rotor sem defeitos no osciloscópio com o sensor no furo 3 a 25% de carga. Eixo vertical: 5 mV/div; Eixo horizontal: 5,00 ms. . . . .	73

5.20	Leitura da resposta do sensor com o rotor sem defeitos no osciloscópio com o sensor no furo 1 a 80% de carga. Eixo vertical: 50 mV/div; Eixo horizontal: 2,50 ms. . . . .	73
------	---	----

# Lista de Tabelas

1.1	Mecanismos de falha dominante, valores em %, adaptado de [2]. . . .	4
3.1	Propriedades físicas do Terfenol-D, adaptado de [52], [54], [56], [57]. .	36
4.1	Dimensionamento da bobina. . . . .	54
4.2	Rotores com defeitos diversos. . . . .	59
5.1	Períodos de passagem de barras. . . . .	62
5.2	Carta de severidade, adaptado de [26]. . . . .	72
5.3	Resultados do espectro de corrente. . . . .	72

# Lista de Abreviaturas

ASE	<i>Amplified Spontaneous Emission</i> , p. 28
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i> , p. 47
CA	Corrente Alternada, p. 1
CC	Corrente Contínua, p. 15
EF	Elementos Finitos, p. 8
FBG	<i>Fiber Bragg Grating</i> , p. 9
FEM	Força Eletromotriz, p. 1
FFT	<i>Fast Fourier Transform</i> , p. 16
FMM	Força Magnetomotriz, p. 1
FPP	Filtro de Fabry-Perot de espelhos planos, p. 29
FSZM	<i>Free Stand Zone Melting</i> , p. 37
FWHM	<i>Full Width Half Maximum</i> , p. 52
LIF	Laboratório de Instrumentação e Fotônica, p. 45
LSB1	<i>Low Side Band 1</i> , p. 13
MB	Bridgmann Modificado, p. 37
MCSA	<i>Motor Current Signature Analysis</i> , p. 5
MIT	Motor de Indução Trifásico, p. 1
MOSFET	<i>Metal-oxide Semiconductor Field-effect Transistor</i> , p. 54
Ms	Magnetização saturada, p. 33
OSA	<i>Optical Spectrum Analyzer</i> , p. 29

PVC	<i>Polyvinyl chloride</i> , p. 9
STFT	<i>Short Time Fourier Transform</i> , p. 6
TC	Transformador de corrente, p. 12
Tc	Temperatura de Curie, p. 33

# Capítulo 1

## Introdução

### 1.1 Motivação

O presente trabalho consiste no desenvolvimento de um sensor para previsão de falha de barras quebradas do rotor em Motores Elétricos de Indução Trifásicos (MIT) utilizando sensores magnetostrictivos sobre redes de Bragg aplicadas a fibras ópticas.

#### 1.1.1 O motor de indução trifásico

Os motores de indução são comuns e muito utilizados em movimento industrial. O design simples e robusto, de baixo custo, baixa manutenção e a ligação direta a uma fonte de alimentação em corrente alternada (CA), são as principais vantagens dos motores de indução.

Um motor de indução possui uma porção exterior fixa, chamado o estator e um rotor que gira no interior com um espaço de ar entre a eles, chamado entreferro. A natureza da corrente alternada no enrolamento do estator produz o campo magnético girante que induz uma força eletromotriz (FEM) no rotor na velocidade de escorregamento, da mesma forma que a tensão induzida no secundário de um transformador. A FEM induzida no rotor produz corrente, a qual produz uma força magnetomotriz (FMM) que interage com o fluxo do entreferro e consequentemente produz torque.

O estator é constituído por laminados finos de aço silício, de alta permeabilidade magnética, que são perfurados e prensados em conjunto para formar um cilindro oco com aberturas, como mostrado na figura 1.1. As espiras isoladas são inseridas nestas ranhuras, agrupados em bobinas para formar um determinado número de pares de polos ligados de modo a constituir as fases às quais são diretamente aplicadas à alimentação em tensão alternada ou a uma unidade de controle de velocidade com frequência variável.

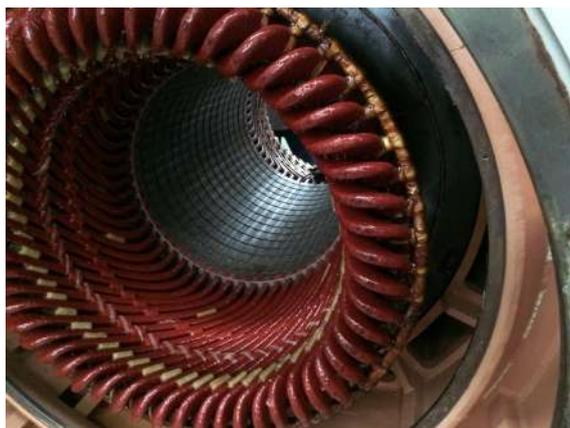


Figura 1.1: Estator típico de um MIT de média tensão, sem o rotor.

O rotor, da mesma forma, é constituído por um núcleo formado por várias lâminas de aço finas, de alta permeabilidade magnética, empilhadas, prensadas e atravessadas por barras de material condutor, usualmente de alumínio ou cobre, uniformemente espaçadas ao longo da periferia. A figura 1.2 mostra um rotor gaiola de esquilo típica, onde as barras são mecanicamente e eletricamente conectadas pelos anéis de curto.

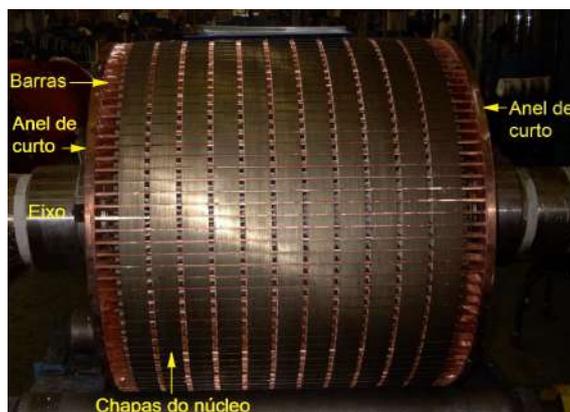


Figura 1.2: Rotor de gaiola de esquilo, cedido por Salles, F.P., Petrobras.

Em rotores com barras de cobre, as barras são encaixadas nas ranhuras dos discos do núcleo próximo à superfície do rotor e os anéis de curto são soldados por indução ou brasados nas duas extremidades das barras, formando uma “gaiola”. Em rotores com barras de alumínio, as barras e o anel de curto são formados pela injeção de alumínio derretido nas ranhuras.

O eixo é responsável por suportar o pacote magnético no núcleo do rotor e transmitir o torque para a máquina acionada. É construído através da usinagem do aço. O eixo é suportado pelos mancais ou rolamentos montados no estator e o torque é transferido através do acoplamento. Os demais componentes do rotor são os dispositivos para assentamento do núcleo e aletas de ventilação.

Devido à alta condutividade das barras, a circulação de correntes induzida no rotor se dá nas barras que estão sob o polo, que tem o caminho das correntes mostrado na figura 1.3, fechando-se pelo anel de curto.

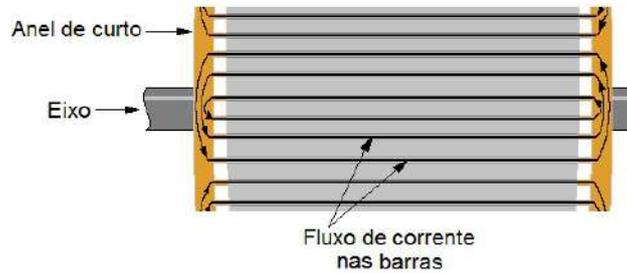


Figura 1.3: Caminho das correntes nas barras de um rotor.

### 1.1.2 Aplicação na indústria de óleo e gás

As tensões geralmente utilizadas na indústria são 440 V para motores de baixa tensão até 150 kW. Para potências maiores são padronizadas as tensões de 2,3 kV, 4 kV e 13,2 kV, sendo esta última geralmente aplicada em motores com potências acima de 2,5 MW. Os MIT muitas vezes são utilizados para acionar bombas e compressores em locais com atmosfera explosiva, pois em condições normais de operação, devido à ausência de partes centelhantes não são capazes de inflamar a atmosfera explosiva circundante. Além desta vantagem, os MIT são simples, duráveis e econômicos.

Os MIT de média tensão tem os custos elevados proporcionalmente à medida que seu porte aumenta. Por outro lado, os equipamentos acionados por estes motores (bombas, compressores) costumam exibir custos maiores ainda que os motores. As coisas podem se complicar caso um sistema de grande porte de 13.8 kV não seja redundante, sua operação tiver que ser ininterrupta durante anos e não houver um motor igual para reposição. Devido a máquinas de grande porte serem feitas sob medida, muitas vezes a espera para um reparo pode demorar várias semanas e caso necessário a reposição, serão necessários vários meses, sem contar os custos e os transtornos da desmontagem em uma unidade de grande porte.

### 1.1.3 Falhas em rotor e barras quebradas

A tabela 1.1 apresenta a distribuição da probabilidade das falhas mais comuns que ocorrem em um MIT. Uma falha no rotor representa menos de 10% das falhas totais, porém apesar da pequena contribuição na estatística, a evolução da falha é rápida e sua detecção é muito difícil em estágios incipientes e suas consequências costumam ser catastróficas.

Tabela 1.1: Mecanismos de falha dominante, valores em %, adaptado de [2].

	IEEE-IAS	EPRI
Rotor	8	9
Excentricidade e outros	22	14
Estator	26	36
Mancais e rolamentos	44	41

### 1.1.4 Causas comuns de uma falha e as consequências de uma barra quebrada

As falhas de barras ou anel de curto quebrados em rotores de MIT, podem ter origem em um processo de fadiga, como descrito a seguir.

Durante uma partida à plena tensão, a corrente à frequência industrial consumida pelo motor se situa em torno de 5 a 7 vezes a corrente nominal, as quais são induzidas nas barras do rotor, conforme pode se observar no gráfico de corrente de partida do motor na figura 1.4, onde  $I_{RB}$  é a corrente de rotor bloqueado,  $I_N$  é a corrente nominal ou a plena carga.

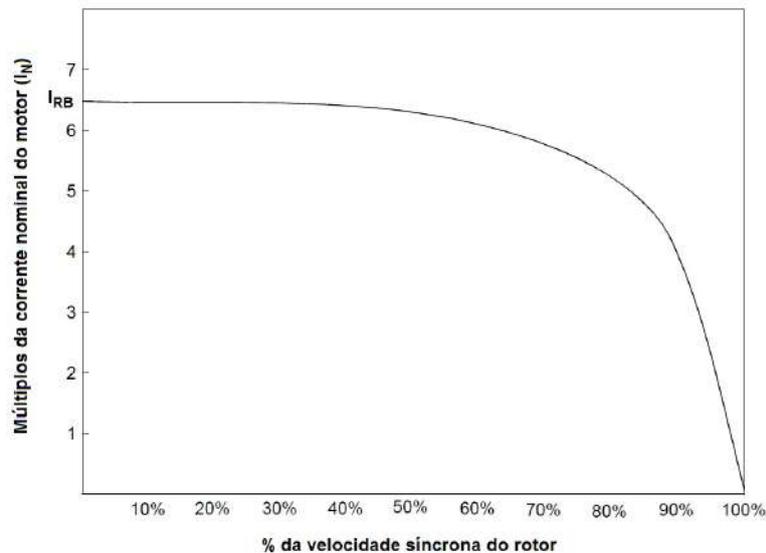


Figura 1.4: Corrente de partida de um MIT.

Durante a partida, devido ao efeito pelicular das correntes induzidas nas barras do rotor em alta frequência e as linhas de fluxo magnético estarem concentradas no topo do rotor, a maior densidade de corrente está concentrada no topo e na casca do condutor. Este efeito aumenta as perdas por efeito joule e provoca maior dilatação na parte superior da barra que na parte interior, fazendo com que estas se curvem. A medida que o motor acelera, as linhas de fluxo passam a penetrar cada vez mais fundo no rotor e a frequência da corrente rotórica diminui, até chegar a alguns poucos hertz. Quando o rotor atinge a rotação nominal, a corrente se distribui uniformemente na barra produzindo menor perda e reduzindo a temperatura. A

repetição continua deste processo de fadiga acaba por provocar trincas, as quais evoluem rapidamente para uma fratura na barra ou junto ao anel de curto-circuito. Quando as barras do rotor se quebram, a corrente que passaria pela barra procura o menor caminho elétrico e tende a fluir pelo núcleo, provocando sobreaquecimento e queima das laminas do núcleo. Auxiliadas pela força centrífuga, a barra quebrada tende a sair da ranhura e ocupar o entreferro, provocando severos danos por arraste no núcleo e enrolamentos do estator e do rotor. Partes das barras quebradas ou partes das lâminas do núcleo do rotor próximo ao anel de curto também podem se soltar e ser projetadas provocando danos nas cabeças de bobinas do enrolamento estático.

As trincas podem evoluir mais rapidamente caso haja descontinuidades localizadas na barra rotórica, como bolhas provenientes do processo de produção de barras de alumínio fundidas ou falhas na brasagem do anel de curto em barras de cobre. Caso as barras sejam mal travadas ou mal dimensionadas, também ficam mais propensas a evolução de trincas por permitir a movimentação dentro da ranhura. As trincas nas barras do rotor ou anéis de curto também podem ocorrer por abuso de operação ou devido ao subdimensionamento do motor para a aplicação, por exemplo, quando um motor é submetido a partidas sucessivas ou tempo excessivo de partida sem respeitar os limites de ciclo térmico estabelecidos pelo projeto do fabricante.

As consequências dos danos, caso a barra com trinca ou fratura não seja detectada a tempo, geralmente levam a necessidade de restabelecer as barras do rotor, rebobinamento do estator e reembaralhamento das chapas do núcleo do estator e do rotor, que dependendo do porte da máquina, pode levar vários meses.

### **1.1.5 Métodos convencionais de medição e diagnóstico de falhas no rotor e ruptura da barras**

As técnicas de medição e tratamento dos sinais para obtenção do diagnóstico de barras quebradas do rotor em MIT podem ser divididas em duas principais categorias, invasivas e não invasivas.

#### **Técnicas não invasivas**

As técnicas não invasivas utilizam a medição da corrente nos terminais do motor, o fluxo externo à carcaça do motor, vibração ou ruído acústico e tratam estes sinais de forma a dar significado para o entendimento humano, realizar histórico e identificar padrões de comportamento de falhas.

A análise da assinatura da corrente ou *motor current signature analysis* (MCSA), utilizando a análise espectral da transformada rápida de Fourier cumpre este papel. Foi proposta por KLIMAN *et al.* [3] na década de 80 e é a mais difundida

atualmente. Contudo, existem alguns inconvenientes como ineficácia em baixas cargas, sobreposição de interpretações de defeitos e falha em diagnosticar motores de grande porte devido ao baixo escorregamento. A medição do fluxo de dispersão externo também utiliza a análise do espectro para diagnóstico de barras quebradas, apresenta vantagens sobre a MCSA, contudo a instalação, dimensões do sensor e o ruído externo dificultam a detecção dos sinais. O sensor de fluxo é proporcional ao tamanho do motor e em baixa carga também não foram obtidos resultados significativos.

Técnicas mais recentes de tratamento dos sinais procuram resolver os problemas da MCSA como em SAIDI *et al.* [4] 2013, utilizando a análises espectrais mais complexas, de ordens superiores, através da técnica de análise bi espectral de corte diagonal (BDS), contudo os resultados contêm interpretações restritas a barras quebradas, muito similares a MCSA. As técnicas de diagnóstico baseadas em inteligência computacional requerem grandes conjuntos de dados para treinar os algoritmos, envolvem ensaios destrutivos e um tempo considerável para serem gerados. Estes dados geralmente não estão disponíveis por se constituírem segredo industrial e muitas vezes são protegidos por propriedade intelectual. Uma outra técnica, que utiliza a análise espectral da corrente de fase, através do *Short Time Fourier Transform* (STFT) com janela variável, que é conhecida como *wavelet*, foi proposta por SIDDIQUI e GIRI [5] 2012, mas necessita de dados passados e observa o motor em regime transitório (partida), o que não é conveniente na indústria de processamento contínuo onde os motores funcionam por períodos longos e ininterruptos.

Os observadores de Luenberger, proposto por ELTABACH *et al.* [6] 2001, e filtros estocásticos de Kalman para estimação de estado, proposto por KUMAR *et al.* [7] 2011, fazem análises espectrais em baixa frequência e são baseados em modelos matemáticos do motor. Estas técnicas apresentam bons resultados, mas têm a desvantagem de necessitar de dados construtivos do motor (resistências, indutâncias do estator, rotor e número de barras), nem sempre disponíveis, além de utilizar a corrente do estator, tensão dos terminais e velocidade angular do rotor.

E por fim, as medições de vibração na carcaça, velocidade de deslocamento do eixo axial ou radial possuem baixa sensibilidade para diagnosticar barras quebradas, conforme CHAMPAVIER [8] 2009, e o mesmo pode-se dizer da medição de ruído acústico conforme discutido por MORTAZAVIZADEH e MOUSAVI [9] 2014 e MIOTTO e NAKANO [10] 2014. Portanto pode-se afirmar que estas últimas não são adequadas à detecção de barras quebradas.

### **Técnicas invasivas**

As técnicas invasivas de monitoração medem o fluxo interno do entreferro ou a temperatura das barras do rotor. Os estudos relativos a estas técnicas de medição

são relativamente recentes, portanto pouco difundidas e não possuem produtos disponíveis no mercado, como ocorre com a MCSA.

A detecção direta por temperatura, como proposto por GANCHEV *et al.* [11] 2010, mede um efeito indireto e de propagação lenta da redução ou falta da corrente em uma barra, sendo por isto pouco sensível. Para se obter uma medição eficaz seriam necessários um sensor para cada barra associados a uma instrumentação cara e pouco confiável montada no rotor para transmitir os sinais medidos para, somente então, os sinais serem recuperados e tratados em um receptor externo.

Enlace de bobinas, conforme CABANAS *et al.* [12] 2011 ou sensores de efeito hall, conforme proposto por DIAS e CHABU [13] 2014 ou SAAD e MIRZAEVA [14] 2014, são montados no dente do estator com o objetivo de medir o fluxo do entreferro. Nestes casos, a transmissão do sinal é necessariamente feita por fios metálicos, os quais captam ruídos e são inadequados à aplicação em alta tensão. O ruído dificulta a interpretação dos sinais, o sensor e circuitos eletrônicos associados necessitam ser isolados e protegidos contra transitórios e surtos de alta tensão e podem provocar falhas graves no sistema de isolamento dos motores de média tensão caso não sejam corretamente acondicionados.

A técnica proposta neste trabalho também é invasiva e tem o objetivo de medir o fluxo no entreferro. Entretanto, como as fibras ópticas são inertes quimicamente, não dissipam nem conduzem energias perigosas, são imunes a campos elétricos e magnéticos e não sofrem interferência do meio, são ideais para instalação em motores de média tensão em instalações industriais perigosas. O entreferro é o local onde ocorre a conversão da energia eletromagnética em energia mecânica e onde as imperfeições, como uma barra quebrada, produzem variações no fluxo magnético diretamente proporcionais a estas imperfeições. Então, é possível obter a partir da medição do fluxo no entreferro com materiais magnetostrictivos e fibras ópticas, a variável mais aderente à detecção de barras quebradas. As técnicas como análise espectral ou reconhecimento de padrões no domínio do tempo podem ser aplicadas de forma mais simples e eficaz para tratamento dos sinais e assim obter o diagnóstico de barras quebradas, mesmo estando o motor em baixa carga, conforme demonstrado mais adiante nesta dissertação.

### **1.1.6 Importância da monitoração do motor elétrico na indústria de óleo e gás**

Quando ocorrem danos decorrentes da não intervenção devido a barras quebradas, os reparos costumam apresentar custos elevados e prazos longos de recuperação. Podem variar, dependendo da extensão dos danos, de 30% a 90% do valor de um motor novo e duração de mais de 70 dias para a recuperação das condições originais

de funcionamento do motor. Por outro lado, os custos de reparo são da ordem de 15% do valor de um motor novo, considerando uma intervenção programada antes da máquina falhar catastróficamente, em consequência de uma análise dos resultados e tendências em motores de média tensão. Um reparo nestas condições é geralmente realizado em menos que 7 dias. Dependendo da velocidade de evolução da falha, observado pelo registro histórico, o reparo pode ser programado para uma data mais propícia aos interesses do negócio.

O ganho em custo alcançado com o diagnóstico antecipado, justifica a aplicação de técnicas de manutenção que indicam a evolução de uma falha antes que ela ocorra. Há ganhos também quando não há indicação de necessidade de reparos evitando as intervenções programadas periódicas. Para tanto, a detecção de um defeito em evolução deve ser simples, a interpretação direta, confiável, precisa e sua implementação viável e de baixo custo.

## 1.2 Objetivo

Esse trabalho tem como objetivo principal desenvolver um sensor invasivo para capturar a variação da densidade de fluxo magnético no entreferro de um motor de indução trifásico (MIT) de modo a identificar a ocorrência de barras quebradas, utilizando redes de Bragg aplicadas a fibras ópticas e materiais magnetostrictivos.

Para atingir este objetivo principal é necessário simular as formas de onda de corrente e a variação do fluxo magnético que ocorrem em um motor saudável e com uma ou mais barras quebradas.

É necessário projetar um sensor com dimensões reduzidas, isolamento galvânica, imunidade à interferência eletromagnética e obter as respostas do sensor com sensibilidade e resolução adequadas na frequência de passagem de barras pelo sensor.

Após atingido estes objetivos deseja-se analisar os resultados e comparar com a técnica de assinatura de corrente, comprovando a eficácia do método.

## 1.3 Metodologia

Com o objetivo de obter a forma de onda e o comportamento dinâmico característico da variação do fluxo magnético no entreferro devido a passagem de barras quebradas em um MIT foi realizada uma simulação em elementos finitos (EF) utilizando um modelo predefinido de motor de indução trifásico contido em um programa de EF e em seguida exportado para o módulo de simulação e análise em 2D do programa. Os resultados das simulações também foram utilizadas para auxiliar na localização mais adequada do sensor para obter a forma de onda requerida.

A medição da variação do fluxo magnético foi realizada através da construção de um sensor utilizando um material magnetostrictivo conhecido como Terfenol-D, o qual foi aplicado em forma de compósito de partículas dispersas em resina epóxi sobre uma rede de Bragg gravada sobre uma fibra óptica, ou Fiber Bragg Gratings (FBG). Assim a variação do comprimento de onda da luz refletida pela FBG pôde ser medida por uma instrumentação óptica conhecida.

As características de variação à temperatura e deslocamento das FBG antes da construção dos sensores foram levantadas. Em seguida, os sensores foram construídos em moldes cilíndricos de PVC de 2 mm de diâmetro por 5 mm de comprimento, passando por processos de desgaseificação, homogeneização e cura.

Para obter a curva característica do comprimento de onda e a faixa útil de variação do campo magnético, os sensores desenvolvidos foram submetidos a testes estáticos em um eletromagneto e comparados com os resultados obtidos em sensores monolíticos de Terfenol-D da literatura recente. A partir dos resultados das medições com os sensores construídos e das características intrínsecas de deslocamento das FBG, foram obtidas as curvas de deslocamento versus campo magnético.

Novas medições da variação do comprimento de onda com temperatura sem aplicação de campo magnético, utilizando o sensor construído, foram realizadas.

A comprovação da capacidade do sensor obter as mesmas formas de onda no tempo observadas nos resultados das simulações em elementos finitos, foi realizada em ensaios dinâmicos conforme descrito abaixo:

- Medição da passagem de dois imãs colados a uma roda acionada por um motor elétrico a 1800 rpm, de forma tal que o tempo de passagem dos imãs fosse de 200  $\mu s$ .
- Medição do tempo de subida (rise time), utilizando uma bobina com núcleo de ar que produzisse pulsos de amplitude de campo magnético próximos à faixa útil do sensor, em 9,5 e em 25  $\mu s$ .
- Medição da variação do fluxo magnético no entreferro de um MIT real com o sensor produzido e ao mesmo tempo a medição da corrente de fase do estator, com resolução adequada ao tratamento dos sinais para realização de transformações no domínio da frequência. O estator deveria ser fabricado com quatro furos para inserir os sensores, de forma a realizar medições no anel de curto, no ponto médio do rotor, na ranhura e no dente do rotor. Seis rotores deveriam ser fabricados, sendo um saudável e cinco com defeitos diversos.

Por fim, os resultados das medições da variação do fluxo magnético no tempo obtido pelo sensor óptico foram comparados com os obtidos nas simulações em elementos finitos. Os resultados das medições no tempo da corrente do estator foram

transformadas para o domínio da frequência e comparadas com os parâmetros da carta de severidade conforme a literatura sobre análise da assinatura de corrente em motores elétricos de indução (MCSA).

## 1.4 Estrutura do Trabalho

Este trabalho está organizado em seis capítulos, dispostos da seguinte forma:

No Capítulo 1, Introdução, são descritos a motivação do projeto, objetivos a serem atingidos, a metodologia utilizada e a organização do trabalho.

No Capítulo 2, Revisão Bibliográfica, são abordados os métodos em utilização e propostos em literatura, acerca do estado da arte e das soluções para detecção e monitoração de barras quebradas em MIT, utilizando as abordagens de técnicas invasivas e não invasivas.

No capítulo 3, Base Teórica, são apresentados os conceitos e o embasamento teórico necessário ao entendimento de fibras ópticas, redes de Bragg, métodos de interrogação, o fenômeno magnetostrictivo e o Terfenol-D.

No Capítulo 4, Método Proposto, são apresentadas todas as etapas da construção do sensor e os ensaios realizados para se conseguir chegar ao resultado de medição de barras quebras em um MIT, utilizando compósito de material magnetostrictivo sobre redes aplicados a fibras ópticas. Inicialmente é relatado como foram o desenvolvimento das simulações em Elementos Finitos de um MIT e obtidas as formas de onda de corrente e variação do fluxo magnético no entreferro devido a passagens de barras. A construção dos sensores compostos de Terfenol-D particulado em epóxi é descrita. São apresentados os ensaios estáticos e dinâmicos realizados .

No Capítulo 5, Resultados e Discussões, são apresentados os resultados obtidos nas simulações em elementos finitos e dos ensaios realizados em um motor real. O método utilizando o sensor magnetostrictivo composto é comparado com a simulação em elementos finitos e confrontado com a o método da assinatura de corrente.

No capítulo 6, são apresentadas as conclusões e propostas sugestões para a continuidade e melhorias do trabalho.

No capítulo 7 são listadas as referências bibliográficas utilizadas nesta dissertação.

# Capítulo 2

## Revisão Bibliográfica

Neste capítulo são apresentadas as técnicas de medição e detecção disponíveis na literatura e que observam a tendência de um defeito evoluir para uma falha de barras quebradas em um MIT. É apresentada uma crítica quanto a vantagens e desvantagens dos métodos disponíveis em produtos comerciais e os propostos em literatura.

São abordados em primeiro lugar as soluções disponíveis em literatura sobre sensores híbridos magnetostrictivos-ópticos, em seguida são descritos os métodos não invasivos e por último os métodos invasivos.

### 2.1 Sensor híbrido magnetostrictivo-óptico

Sensores híbridos para medir campo magnético CC ou CA foram obtidos empregando materiais magnetostrictivos em conjunto com redes de Bragg aplicadas a fibras ópticas em diversas aplicações.

As redes de Bragg aplicadas a fibras ópticas ou Fiber Bragg Gratings (FBG) formam elementos sensores capazes medir diretamente temperatura e deslocamento. São eletricamente passivos, pois o mensurando é codificado em um comprimento de onda de luz que reflete e se transmite pelo núcleo de sílica da fibra [15], agindo tanto como elemento transdutor quanto elemento de transmissão. Uma FBG é facilmente e convenientemente monitorada a longas distâncias por enlaces de comunicação óptica, além de possuir proporções pequenas e ser leve.

A fibra óptica é construída apenas por sílica e materiais plásticos para proteção mecânica, os quais apresentam elevada rigidez dielétrica e portanto são inertes a campos elétricos e contaminantes, sendo ideal para monitoração em sistemas elétricos de alta tensão e ambientes agressivos [16] [17]. O sensor baseado em rede de Bragg, quando convenientemente acoplado a outros materiais ou sistemas, podem medir indiretamente outros mensurados como campo magnético [18] tensão elétrica [19] ou corrente elétrica [17] em sistemas de alta tensão.

Uma das primeiras investigações registradas com a aplicação de compósito de Terfenol-D com um aglutinante isolante foi apresentada por SANDLUND *et al.* [20] em 1994. Os autores constroem diferentes tipos de compósitos e realizam medições de magnetostricção e módulo de Young sob condições de campo e fluxo magnético constantes, calculam as constantes magnetomecânicas de acoplamento e comparam com o Terfenol-D monolítico e o níquel. Os autores destacam que os materiais compósitos possuem alta resistividade elétrica sendo atrativo para aplicações em alta frequência.

Curiosamente os estudos sobre compósitos magnetostrictivos são raros, a seguir são destacados alguns poucos exemplos. Em 2002, OR *et al.* [21] apresentam um trabalho sobre caracterização de compósitos de Terfenol-D com epóxi como aglutinante e investigam o comportamento dinâmico de compósitos de partículas magnetostrictivas tipo 1-3 em função do campo de polarização e da frequência observando resultados de perdas com corrente de Foucault insignificantes até 100 kHz. Em 2005 ZHOU e SHIN [22] estudam o comportamento de deformação induzido de compósitos magnetostrictivos de Terfenol-D e níquel em elementos finitos.

Sensores híbridos com Terfenol-D monolítico utilizando fibras ópticas são propostos por MORA *et al.* [23] em 2000 para medir corrente contínua, por REILLY *et al.* [24] em 2006 para medir corrente alternada e em 2014 DE NAZARE e WERNECK [17] propõe um sensor híbrido construído com uma haste monolítica de Terfenol-D e uma FBG anexada dentro de circuito magnético com o objetivo de construir um transformador de corrente (TC) óptico para aplicação em alta tensão. Contudo as dimensões são robustas e há a limitação para aplicação em alta frequência devido ao efeito de correntes parasitas.

Em 2007 LIU *et al.* [25] propõe um sensor utilizando uma FBG colada sobre um bloco de compósito de Terfenol-D, obtendo respostas em frequência até 60 kHz.

Em 2010 QUINTERO *et al.* [18] faz uma abordagem que reduz sensivelmente as dimensões do sensor para um cilindro de 1,5 mm de diâmetro por 7 mm de comprimento. Os autores utilizam um compósito de Terfenol-D particulado imerso em resina epóxi que recobre uma FBG, conforme esquematizado na figura 2.1. Quando submetido a um campo magnético, o compósito magnetostrictivo se deforma devido a alterações no seu estado de magnetização e transfere o deslocamento para a FBG.

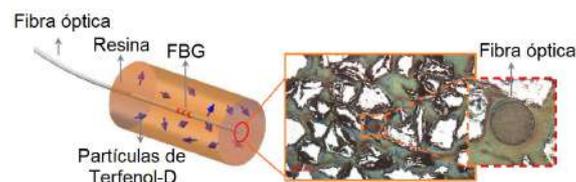


Figura 2.1: Configuração esquemática do sensor FBG compósito magnetostrictivo, adaptado de [18].

O trabalho avalia as influências da dureza da resina, da fração em volume das partes do compósito e o tamanho da partícula de Terfenol-D, chegando a razão ótima, em volume, de 30% de Terfenol-D e 70% em epóxi com partículas entre 200 a 300  $\mu\text{m}$ . Os autores também apresentam resultados de ensaios dinâmicos satisfatórios com o uso de 4 imãs colados em um rotor girando próximo a 500 rpm.

## 2.2 Técnicas não invasivas para detecção de barras quebradas

Dentre as técnicas não invasivas, a MCSA, utiliza os sinais medidos por transformadores de corrente nos terminais do motor e os trata no domínio da frequência pela transformada rápida de Fourier. Conhecida também como assinatura de corrente, é a técnica mais difundida atualmente.

Outras técnicas apresentadas a seguir, utilizam como mensurando o fluxo externo, vibração nos mancais ou ruído externo. Frequentemente são associadas a transformada rápida de Fourier para auxiliar na identificação dos padrões de defeito.

### 2.2.1 Assinatura de corrente

Dentre os diversos trabalhos propostos, a identificação de padrões de defeitos através da MCSA é a mais difundida. O método consiste na observação do comportamento das bandas laterais em torno da frequência fundamental ( $f_0$ ) do espectro de frequência da corrente de fase do motor e correlacionar ao comportamento devido a defeitos conhecidos.

A MCSA tem sido objeto de diversos trabalhos desde o início da década de 80. Os primeiros artigos demonstrando a capacidade da análise espectral de diagnosticar avarias em barras quebradas ou trincadas, segundo BONALDI [26] foram apresentados por Oktsu, Suzuki e Morita em 1980. Em 1982, utilizando técnicas de janelamento em torno da fundamental, HARGIS *et al.* [27] correlacionou a amplitude das bandas laterais a barras quebradas, propondo ainda um método de estimar o número de barras quebradas.

KLIMAN *et al.* [3], em 1988, através da investigação dos harmônicos de ordem superior presentes na corrente dos terminais de um MIT propõe indicadores capazes de distinguir a ocorrência de outras avarias provenientes de assimetrias no circuito rotórico. Este trabalho é o primeiro a apresentar um índice para determinar as faixas de severidade ou número de barras quebradas e estabelece que provavelmente não há defeitos se a primeira harmônica inferior, ou *Low Side Band 1* (LSB1) for menor que -60 dB em relação a  $f_0$ , mas se LSB1 for maior que -54 dB é possível

haver uma barra quebrada. Nos casos em que ocorrer LSB1 maior que -50 dB é bem provável haver uma barra quebrada.

Diversos trabalhos se utilizam destes mesmos índices para apresentar simulações em elementos finitos e modelos de motor indução trifásico (MIT) com barras do rotor quebradas, como em ZOUZOU *et al.* [28] (2011) e SUTHERLAND e SALON [29] (2002) com o objetivo de comparar casos do motor com defeito e saudável.

Contudo, a MCSA falha em diversas situações devido ao diagnóstico de barras quebradas confundir-se com outras avarias como por exemplo, excentricidade [3], pulsações da carga [12] e [4] e em máquinas de grande porte a MCSA falha devido a geometria ou baixo escorregamento [13]. Em situações de acionamento de velocidade variável o MCSA também falha, conforme [5] e [9], a frequência fundamental de alimentação do motor varia de acordo com os esquemas de controle específicos e são fortemente influenciados pelos parâmetros do controlador, impossibilitando a observação das bandas laterais e assim estabelecer um diagnóstico.

A investigação de defeitos em MIT, observando o espectro de corrente na partida, ao invés da corrente em regime, é apresentada em diversos trabalhos, sendo os mais relevantes SIDDIQUI e GIRI [5] (2011) e HUSSAIN e ZAIDI [30] (2014). Nestes trabalhos a análise é realizada utilizando a transformada Wavelet, que é a transformada curta de Fourier ou Short Time Fourier Transform (STFT) aplicada com janelamento variável com a frequência. Deste modo os problemas de resolução fixa da amostragem do STFT são resolvidos pela capacidade de multirresolução do filtro. O método é capaz de diagnosticar barras quebradas na condição transitória de operação aplicando a transformada Wavelet ao envelope de partida do motor, obtendo resultados superiores ao MCSA independente da carga do motor. A principal desvantagem deste método é a necessidade de parar o motor de forma programada em períodos menores que a média da evolução de um defeito de barra quebrada para uma falha funcional. Em processos industriais críticos, como o petroquímico, os motores são mantidos em operação contínua por vários meses e alguns casos até anos, inviabilizando o método, o que leva às equipes de manutenção preferirem as inspeções com o motor em operação, em períodos adequados a tomadas de decisão para reparos antes de uma falha.

### **2.2.2 Assinatura de potência**

A análise da assinatura de potência do motor também utiliza a análise no espectro de frequência observando as bandas laterais em torno da fundamental da potência consumida na alimentação do motor, semelhante ao MCSA, conforme LEGOWSKI *et al.* [31] (1996). Essas harmônicas são avaliadas no que diz respeito à potência média (componente CC), obtendo-se, assim, alguns fatores de severidade de

falha. A diferença em relação ao MCSA é o fato do método necessitar medir tensão e corrente. Apesar da vantagem colocada pelo autor, onde as componentes características no espectro de energia podem ser facilmente separadas da componente de corrente contínua (CC), a necessidade de medir tensão é um fator complicador para segurança em medições de campo e modificações necessárias para instalação de medições permanentes. Estes fatos provavelmente desencorajaram uma investigação maior em assinatura de potência, pois praticamente não foram encontrados estudos nesta modalidade após a data de publicação do artigo [31].

### 2.2.3 Medição de fluxo externo

A técnica de medição de fluxo externo permite extrair informações de parâmetros internos, assimetrias e defeitos e do MIT. Utilizando a diferença de fase da componente fundamental do campo externo com respeito a uma referência elétrica, mais especificamente a mudança de fase com a mudança de regime de operação, BRUDNY *et al.* [32](2010) obtiveram experimentalmente as reatâncias de dispersão do estator e do rotor de um motor de indução com razoável precisão. Neste estudo, os autores estabeleceram correlações entre as componentes de campo magnético externo axial e transversal, onde o campo transversal resulta da densidade de fluxo do entreferro e o axial resulta principalmente das cabeças de bobina.

O campo externo transversal comparado com a densidade de fluxo do entreferro é fortemente atenuado devido aos efeitos das lâminas do núcleo do estator, a massa da carcaça externa, a distância do ponto considerado e a superfície externa do estator. O campo externo transversal também é deslocado devido a circulação das correntes de Foucault. A análise do campo magnético mostrou-se dificultada pela influência dos cabos de alimentação, caixa de terminais e dispositivos de refrigeração que modificam a distribuição espacial do campo magnético externo.

A ocorrência de uma falta no enrolamento do estator ou na gaiola de esquilo, segundo BACHA *et al.* [33] (2008), resulta em mudanças na distribuição das harmônicas no espaço do entreferro. Este fato é refletido em ambas as correntes do rotor e do estator, então o espectro das condições iniciais da máquina sadia é modificado de acordo com a origem da falta. Logo, o efeito de uma barra quebrada pode ser analisado estudando a FMM induzida correspondente no entreferro.

Para medição do fluxo externo de dispersão, o autor [33] utilizou uma bobina com núcleo de ar com centenas de voltas, a qual foi colocada próximo ao corpo da máquina. O sensor teve o diâmetro dimensionado para cobrir a largura de várias ranhuras do estator e portanto proporcional ao tamanho do motor.

Por outro lado, a tensão nos terminais da bobina é uma força eletromotriz (FEM) induzida e portanto proporcional à derivativa do fluxo de dispersão, [14] [33] apresen-

tam resultados de medições com uma magnitude baixa e banda de frequência larga devido a derivativa tender a aumentar a magnitude das componentes de frequências altas. Deve ser notado que o derivativo geralmente introduz ruídos adicionais [14]. Por esta razão há dificuldade em quantificar a magnitude do fluxo de dispersão, pois depende do local onde é medido em torno do corpo da máquina.

BACHA *et al.* [33] testou um motor com três barras quebradas, mas observa os sinais da bobina adequadamente somente com altos níveis de carga, enquanto para máquina sob baixa carga não demonstra resultados significativos. Em regime contínuo com alimentação de potência senoidal, a medição de fluxo externo foi considerada mais eficiente e mais confiável que o MCSA, [34].

CEBAN *et al.* [35] (2012) apresenta uma solução para análise de barras quebradas utilizando um sensor de fluxo externo e observando a amplitude das frequências de rotor em  $sf$  e  $3sf$  em um MIT, onde  $s$  é o escorregamento e  $f$  a frequência fundamental. De acordo com o autor, as frequências tão baixas como estas, da ordem de poucos Hz, são pouco influenciadas pela blindagem magnética da estrutura da máquina, minimizando o efeito de atenuação. A observação da frequência em  $3sf$  é devido a barra quebrada do rotor produzir uma variação de baixa velocidade em  $2sf$  sobre a frequência de rotação do rotor em  $sf$ . O autor apresenta resultados significativos com uma barra quebrada, mas não avalia outras condições diferentes de plena carga.

Diversos artigos utilizam a análise espectral do fluxo externo, seja utilizando os mesmos princípios da assinatura de corrente [33], harmônicas baixas das componentes axiais [35] ou harmônicas de ordem superior [34].

Diversas razões para as dificuldades da técnica de medição de fluxo externo são discutidas em [32] [33] [9] [14], dentre as principais apontadas, estão os aspectos de posicionamento na instalação do sensor e o ruído que dificultam a detecção, afetam a repetibilidade [34] da medição e a sensibilidade é reduzida para barras quebradas.

## 2.2.4 Medição de ruído externo

O ruído externo analisado no espectro de frequência utilizando FFT é proposto por MIOTTO e NAKANO [10] (2014) para diagnosticar barras quebradas. Os autores utilizam um sistema híbrido de medição acústica com MCSA. Através do processamento psicoacústico baseado em modelos estatísticos de misturas de gaussianas, os autores relatam ter obtido taxas de acerto melhor que 84% para 1 barra quebrada com o motor a vazio. Contudo, os modelos foram treinados em uma máquina específica, sob condições controladas em laboratório e o algoritmo era necessário ser treinado a cada nova situação. Outro aspecto negativo do uso do ruído externo como fonte para análise de barras quebradas, é a necessidade dos microfones esta-

rem próximos ao motor, como a sensibilidade é dependente da posição e distância de medição, são necessários microfones de alta qualidade e portanto caros, conforme observado por JANDA *et al.* [36](2010). A diversidade de geometrias dos motores e a desvantagem da interferência de ruídos externos fazem com que o método seja pouco prático para utilização em ambiente industrial.

O método acústico de monitoração de ruído tem sido mais utilizado para monitoração de falhas mecânicas, como falha em mancais ou rolamentos, desbalanços mecânicos, pedestais dos mancais frouxos ou sem rigidez e ressonâncias críticas de rotação do eixo [37].

### **2.2.5 Medição de vibração**

As técnicas de medição de vibração utilizam acelerômetros industriais de uso geral próximo aos mancais ou rolamentos. Tradicionalmente, conforme CHAMPVIER [8] (2009), a técnica é utilizada para detectar falhas mecânicas como desbalanços de massa, desalinhamento, excentricidade do estator, excentricidade do rotor, desgastes dos mancais de deslizamento ou rolamentos, rodopio ou chicoteamento do filme de óleo em mancais de deslizamento, danos ou desgaste em engrenagens ou correias.

O diagnóstico de problemas de origem elétrica utilizando vibração é mais difícil de realizar. A sensibilidade para defeitos elétricos incipientes medidos por acelerômetros é baixa, dependente do local e da posição de instalação dos acelerômetros e, dependendo da geometria do motor, os defeitos perigosos não levam necessariamente ao aumento das amplitudes de vibração. Da mesma forma que o MCSA, as falhas elétricas [26] provocam vibrações induzidas na frequência do rotor, múltiplos da fundamental e bandas laterais em 2 vezes o escorregamento. Assim, também ocorre a confusão dos espectros das falhas de excentricidade do rotor com barras quebradas [8].

A medição de vibração não proporciona um diagnóstico detalhado informando em qual elemento ocorreu uma falha elétrica [26], mas pode ser utilizada como coadjuvante de outras técnicas de análise. A técnica utiliza instrumentação simples, contudo demanda pessoal técnico especializado.

### **2.2.6 Medição de temperatura**

A medição de temperatura externa, ou a observação do efeito do aumento de temperatura do rotor devido a barras quebradas depende da convecção do ar no entreferro, da velocidade da rotação rotor e da dispersão por condução nos materiais que compõem o núcleo do estator e rotor. O aumento de temperatura na superfície do rotor, devido a barras quebradas, foi modelado em elementos finitos por WANG

*et al.* [38] (2010), onde foi observada uma variação de 0,1 °C. Em outro estudo, XIE e WANG [39](2014) também simulam em elementos finitos a distribuição de temperatura em um motor devido a barras quebradas e obtém um aumento de temperatura na carcaça da ordem de 2,1 a 2,5 °C. Observam-se nestes estudos que a temperatura tende a se homogeneizar mais rapidamente pelos materiais metálicos do motor e sua evolução é lenta comparada com a evolução dos fenômenos elétricos. O pequeno aumento de temperatura devido a barras quebradas pode se confundir com outros fenômenos, como um leve aumento de carga no eixo ou curto entre espiras.

Não há um comportamento ou padrão que possibilite estabelecer uma correlação capaz de discriminar o defeito de uma barra quebrada, mesmo utilizando ferramentas mais sofisticadas como câmeras termográficas. Os motores simulados são de pequeno porte e suas massas são pequenas, logo suas inércias térmicas são baixas. Máquinas de maior porte em ambiente industrial possuem massas maiores e costumam ainda ter sistemas de refrigeração mais sofisticados ou proteções para ambientes agressivos, que aumentam significativamente o caminho térmico. Portanto, faz pouco sentido utilizar a medição da temperatura externa para monitoração de barras quebradas.

## 2.3 Técnicas invasivas para detecção de barras quebradas

As técnicas invasivas estudadas têm em comum a procura por medir o mensurando mais diretamente relacionado com o fenômeno físico de interesse. Isto é, no caso de uma barra trincada ou quebrada em um MIT, a literatura estudada propõe a utilização dos mensurandos derivados da passagem de corrente elétrica pela barra, que são, a alteração da densidade do fluxo magnético ao seu redor, ou a alteração do perfil de temperatura devido ao efeito Joule.

Os artigos estudados cujo mensurando é a variação da densidade do fluxo magnético utilizam sensores de efeito hall sobre o dente [13][14] ou bobinas enroladas no dente do estator [12] e, em ambos os casos, o sinal gerado pelos sensores é extraído para o exterior por meio de fios.

A temperatura, conforme discutido a seguir, no artigo de GANCHEV *et al.* [11], é medida diretamente sobre as barras do rotor e transmitida para o exterior codificada sobre luz infravermelha.

### 2.3.1 Medição do fluxo interno

O estado da arte proposto pelas técnicas mais recentes, descritas neste capítulo, utilizam como mensurando o fluxo interno de motores de baixa tensão. Nestes trabalhos, CABANAS *et al.* [12](2011) utilizaram como sensor bobinas enroladas em

torno do dente do estator e mais recentemente DIAS e CHABU [13](2014) e SAAD e MIRZAEVA [14](2014), propuseram o uso de sensores de efeito hall montados no dente do estator.

CABANAS *et al.* [12], analisa o efeito de barras quebradas utilizando uma bobina de três voltas em torno de um dos dentes do estator, conforme figura 2.2, para medir a FEM induzida pelo fluxo do entreferro nos terminais desta bobina. O método apresentado baseia-se na deformação causada nos polos do campo magnético do motor introduzidos por uma falha de barras quebradas do rotor. Analisando longas sequências de passagem por zero da FEM e observando o intervalo de tempo entre as sucessivas passagens por zero, o autor consegue estabelecer se o motor tem ou não uma barra quebrada no rotor, caso os intervalos de passagem por zero sejam inconstantes e periódicas ao redor do valor médio de  $\frac{1}{2} f_s$ , onde  $f_s$  é a frequência síncrona.

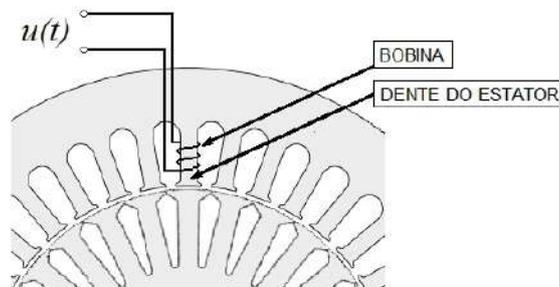


Figura 2.2: Bobina para medição do fluxo do entreferro.

Um outro método invasivo para o diagnóstico barras quebradas do rotor, utiliza um sensor de efeito Hall de baixo custo instalado em um dente do estator próximo a final do pacote magnético.

DIAS e CHABU [13] 2014 simulam a resposta da variação da densidade de fluxo magnético do entreferro, mas consideram como premissas uma seção reta do motor em um plano intermediário perpendicular ao eixo do motor, enquanto as medições de barras quebradas são feitas no dente do estator mas na região das cabeças de bobinas.

Os dados obtidos com o sensor de efeito Hall são analisados no domínio da frequência e correlaciona o efeito de barras quebradas através da análise de sub e sobre harmônicas distantes da frequência fundamental em duas situações de carga. Quando comparado com o motor sem defeitos, são obtidos resultados coerentes com os defeitos provocados e demonstram superar as análises por MCSA em baixo escorregamento.

Em 2014, SAAD e MIRZAEVA [14], apresentam um trabalho de pesquisa com o objetivo de detectar curto entre espiras em um MIT de baixa tensão, através da medição do fluxo magnético do entreferro aplicando sensores de efeito hall instalados

em todos os dentes do estator junto à saída das bobinas em ambos os lados do estator.

Comparando a magnitude e o deslocamento de fase dos sensores localizados nas diferentes posições geométricas em torno do estator, foi analisado o fluxo principal do entreferro e as alterações na assinatura no domínio da frequência. Apesar do trabalho não investigar barras quebradas do rotor, os autores concluíram que o método de medição do fluxo magnético do entreferro foi bem sucedido e apresentou a capacidade de detecção de curto entre espiras em estágios bastante incipientes do defeito, por exemplo, inserindo em laboratório um curto de apenas uma espira, ou seja, 0,17% do enrolamento total do motor.

Os problemas com a solução proposta foram as necessidades de usinar o entreferro para inserção dos sensores com sulcos de 1,5 mm de profundidade e a calibração de uma grande quantidade de sensores. A solução também não é adequada para aplicação em máquinas de média tensão devido a impossibilidade de obter isolamento dos condutores dos sensores para massa do motor.

### **2.3.2 Medição direta da temperatura do rotor**

A detecção direta por temperatura conforme proposto por GANCHEV *et al.* [11] (2010), os dados são medidos por termopares montados no rotor e são transmitidos para a parte estática codificados por luz infravermelha. A instrumentação rotacional é alimentada por uma bateria, cuja duração estimada era de 30 horas. O trabalho teve o objetivo de apresentar apenas a efetividade da medição de temperatura do rotor e a funcionalidade do sistema proposto, não tendo realizado qualquer investigação de defeitos como barras quebradas.

Entretanto, o projeto se apresenta pouco confiável devido a instrumentação girante e a necessidade de codificar e transmitir os sinais medidos para um receptor externo por um laço de comunicação. A duração da bateria e a eletrônica embarcada é um fator impactante levando a necessidade de manutenção frequente do sistema. Caso o projeto fosse adaptado para detectar barras quebradas, seriam necessários uma grande quantidade de sensores de temperatura para monitorar todas as barras e a adaptação complicada em máquinas de maior porte inviabilizam seu uso em aplicações industriais.

# Capítulo 3

## Base Teórica

### 3.1 Fibras Ópticas e Redes de Bragg

De acordo com a mecânica quântica, as partículas e as ondas geram padrões de interferência, difração e a luz é emitida e absorvida por átomos. A luz são ondas eletromagnéticas, que quando se movem em um meio denso e homogêneo, onde um grande número de moléculas está agrupada, se espalha em propagação construtiva para frente. Interferências destrutivas predominam em todas as demais direções. Isto se deve ao comprimento de onda ser muito maior que a separação das moléculas e sempre haverá alguma molécula distante de  $\lambda/2$  no sentido transversal para criar uma interferência destrutiva. A interferência produz uma redistribuição de energia, fora das regiões onde é destrutiva para as regiões onde é construtiva, conforme pode se observar na figura 3.1. Quanto mais o meio for denso, uniforme e ordenado, maior será a quantidade de energia que se propaga na direção direta.

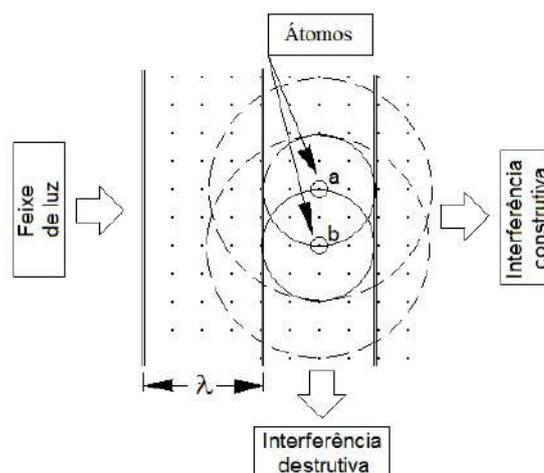


Figura 3.1: Em torno dos átomos a e b separados por  $\lambda/2$ , formam círculos concêntricos que se cancelam na direção transversal

O índice de refração, conforme a equação (3.1), ocorre devido ao atraso imposto

pelo meio e ao processo de espalhamento e reespalhamento.

$$n = \frac{c}{v} \quad (3.1)$$

Onde,  $n$  é o índice de refração,  $c$  é a velocidade da luz e  $v$  é a velocidade no meio. De acordo com a lei de Fresnel, quando a luz muda de um meio para outro com índice de refração diferente, as ondas se “curvam” à medida que cruzam a fronteira, isto devido a mudança de velocidade. Daí a clássica equação da refração (3.2):

$$n_i \sin(\alpha_i) = n_t \sin(\alpha_t) \quad (3.2)$$

Onde  $n_i$  e  $n_t$  são os índices de refração do meio incidente e transmitido,  $\alpha_i$  e  $\alpha_t$  são os ângulos de incidência no meio incidente e transmitido em relação a normal ao plano.

A propagação e a reflexão formam o mecanismo de transmissão da luz a ser guiada pela fibra óptica, onde o núcleo possui um índice de refração maior que a casca, conforme pode se observar na figura 3.2. Desta forma, a propagação somente ocorre quando o ângulo de incidência é maior que o ângulo crítico  $\theta_c$ . Quando o ângulo de incidência é menor que  $\theta_c$ , a luz é perdida pela casca.

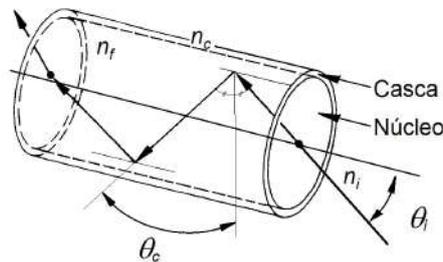


Figura 3.2: Mecanismo de transmissão da luz através da fibra óptica com núcleo e casca.

O ângulo de abertura numérica  $\theta_{max}$  forma um cone onde toda luz é guiada pela fibra e é dado pela equação (3.3):

$$\sin(\theta_{max}) = \frac{1}{n_i \sqrt{n_f^2 - n_c^2}} \quad (3.3)$$

Em 1912, [40] Max von Laue previu que sólidos difratavam os raios X da mesma forma que as redes de difração difratavam luz, devido ao arranjo periódico dos átomos nos cristais, cuja separação tem a mesma ordem do comprimento de onda dos raios X. Em 1915 esta tese foi confirmada experimentalmente por W.L.Bragg e W.H.Bragg. A equação (3.4) e a figura 3.3 representam este conceito, onde  $d$  é a distância entre os átomos,  $\psi$  é o ângulo de incidência,  $\lambda$  é o comprimento de onda e

$n$  é um número inteiro positivo.

$$2d \sin(\psi) = n\lambda \quad (3.4)$$

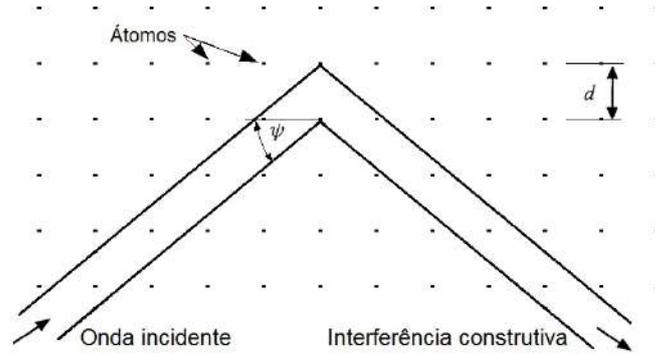


Figura 3.3: Lei de Bragg como condição para interferência construtiva de raios refletidos em estruturas planas.

De acordo com o conceito de Bragg, rerepresentado na equação (3.5), a inscrição periódica de descontinuidades no índice de refração distanciadas de  $\Lambda$  numa determinada região de uma fibra óptica, produz interferência construtiva pelas sucessivas reflexões e destrutiva nas ondas transmitidas, conforme descrito por [41]:

$$\lambda_B = 2\eta_{ef}\Lambda \quad (3.5)$$

Onde,  $\lambda_B$  é o comprimento de onda de Bragg, ou o comprimento de onda central da fonte de luz incidente que será refletido pela FBG,  $\eta_{ef}$  é o índice de refração efetivo do núcleo da fibra e  $\Lambda$  o período entre as modulações causadas no núcleo da fibra óptica.

As redes de Bragg funcionam como um espelho altamente seletivo, para comprimentos de onda que satisfaçam a condição de Bragg, conforme representado na figura 3.4, de forma que a mudança da periodicidade da grade  $\Lambda$  desloca o espectro refletido centrado no comprimento de onda  $\lambda_B$ , fazendo da rede de Bragg em fibra óptica, ou fiber Bragg grating (FBG) um sensor de deformação ou temperatura. Desta forma, o um mensurando é codificado em um comprimento de onda de luz que reflete e se transmite pelo núcleo de sílica da fibra [15], agindo tanto como elemento transdutor quanto elemento de transmissão. Assim, se a periodicidade da grade  $\Lambda$  puder ser alterada, por exemplo, pela ação de um material magnetostritivo quando imerso em um campo magnético, torna-se possível medir densidade do fluxo magnético devido a uma corrente elétrica em um condutor através da FBG, conforme descrito ao longo desta dissertação.

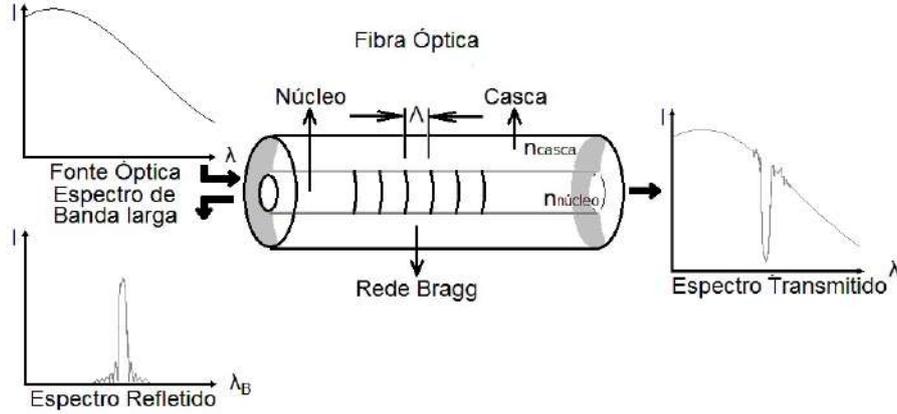


Figura 3.4: Funcionamento de uma rede de Bragg, adaptado de [17], o eixo das ordenadas é a intensidade da luz em função do comprimento de onda.

## 3.2 Deformação da rede de Bragg devido a temperatura e tensão

A dependência da variação de  $\lambda_B$  em relação à temperatura e à tensão é calculada a partir da equação (3.6) [42], [15]:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e)\epsilon_{FBG} + (\alpha_{FBG} + \eta)\Delta T \quad (3.6)$$

e

$$\epsilon_{FBG} = \frac{\Delta L_{FBG}}{L_{FBG}} \quad (3.7)$$

Onde as constantes teóricas dos materiais para sílica dopada com germânio [17] são: coeficiente fotoelástico  $\rho_e = 0,22$ , coeficiente de expansão térmica da sílica  $\alpha_{FBG} = 0,55 * 10^{-6}/^{\circ}C$ , coeficiente termo-óptico  $\eta = 8,6 * 10^{-6}/^{\circ}C$ .  $L_{FBG}$  é o comprimento da FBG e as variáveis independentes são:  $\Delta L_{FBG}$  é o deslocamento da rede e  $\Delta T$  é a variação de temperatura. A deformação longitudinal da rede,  $\epsilon_{FBG}$ , é a variável dependente do deslocamento da rede e do comprimento da rede.

### 3.2.1 Sensibilidade à tensão

A parte da equação que representa a sensibilidade ao deslocamento do comprimento de onda de Bragg ( $\lambda_B$ ) somente devido à tensão, é dada pela equação (3.8):

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e)\epsilon_{FBG} \quad (3.8)$$

Caso seja utilizada uma FBG com  $\lambda_B$  centrada em 1550 nm e aplicando o valor teórico de  $\rho_e = 0,22$  na equação (3.8), a sensibilidade à tensão será de acordo com o resultado em (3.9):

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta\epsilon_B} = 1,21 \text{ pm}/\mu\epsilon \quad (3.9)$$

Conforme [17], o sinal negativo do coeficiente  $\rho_e$ , quando ocorre uma expansão de um meio transparente (uma fibra óptica, por exemplo), o índice de refração decresce devido a uma diminuição na densidade do material. Então, quando uma extensão é aplicada na fibra, os dois termos na equação (3.8) atuam causando efeitos opostos, um deles aumentando a distância entre as grades e então aumentando o comprimento de onda de Bragg, e o outro diminuindo o índice de refração efetivo, o que causa a diminuição do comprimento de onda de Bragg.

### 3.2.2 Sensibilidade à temperatura

Da mesma forma, a parte da equação que representa a sensibilidade da FBG somente a temperatura, é dada pela equação (3.10):

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (\alpha_{FBG} + \eta)\Delta T \quad (3.10)$$

Substituindo os valores teóricos de  $\alpha_{FBG}$  e  $\eta$  na equação (3.10) e considerando uma FBG com o comprimento de onda de Bragg  $\lambda_B$  de 1550 nm, temos na equação (3.11) a sensibilidade térmica teórica de uma FBG.

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta T} = 14,18 \text{ pm}/^\circ\text{C} \quad (3.11)$$

## 3.3 Fabricação de redes de Bragg

Com a descoberta da fotossensibilidade em fibras ópticas, tornou-se possível a gravação direta no núcleo das fibras ópticas de padrões periódicos de índice de refração de fibras dopadas com germânio, pela exposição à radiação ultravioleta ( $\lambda=266 \text{ nm}$ ) [15].

Os principais métodos para obtenção destes padrões são por interferência holográfica e o uso de máscara de fase.

A técnica interferométrica ou holográfica, representada na figura 3.5, consiste na modulação de dois feixes de luz ultravioleta produzindo um padrão periódico de interferência que escreve a grade de índice periódico no núcleo da fibra.

Conforme HILL e MELTZ [15], no método utilizando máscara de fase, a radiação ultravioleta sensibiliza o núcleo da fibra com um padrão de interferência gerado por uma máscara de fase, otimizada para eliminar a ordem 0 e maximizar as ordens  $\pm 1$ . Os feixes das ordens  $\pm 1$  difratadas interferem para produzir o padrão periódico que foto imprime uma grade correspondente na fibra óptica, sendo o padrão periódico

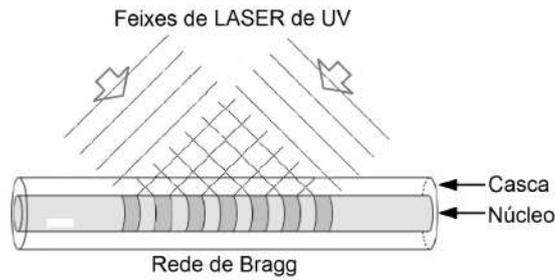


Figura 3.5: Interferência holográfica para fabricação de redes de Bragg.

de  $\Lambda/2$  do período da máscara de fase independente do comprimento de onda da fonte ultravioleta usada.

A máscara de fase da figura 3.6, consiste em depressões longitudinais na superfície de um substrato de sílica produzidas por fotolitografia.

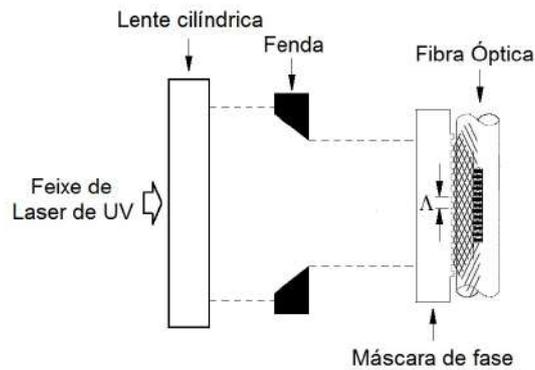


Figura 3.6: Conjunto óptico para fabricação de redes de Bragg com a técnica da máscara de fase, o comprimento de onda gravado é  $\Lambda/2$ .

Conforme HILL e MELTZ [15], o método com máscara de fase é mais vantajoso que o holográfico, devido a ser mais simples alinhar e os requisitos de estabilidade são reduzidos, permitindo o uso de fontes laser à eximer de ultravioleta mais baratos e adicionalmente a capacidade de fabricar redes de Bragg em paralelo.

O aumento da fotossensibilidade é importante no processo de fabricação das FBG, pois permite gravar redes de Bragg de forma mais eficiente, reduzindo a potência da radiação ultravioleta e o tempo de exposição. As técnicas mais comuns são o aumento da concentração de germânio no núcleo da fibra, a introdução de hidrogênio na estrutura vítrea ou o emprego de co-dopantes como boro além do germânio.

### 3.4 Compensação de temperatura de redes de Bragg

A variação da temperatura afeta o deslocamento do comprimento de onda concomitantemente à tensão, desta forma, algumas técnicas têm sido propostas para compensar a influência da temperatura.

Conforme [23] e [17], a figura 3.7 apresenta um arranjo para medição de corrente contínua proposto com o emprego de duas ligas diferentes, mas com o mesmo coeficiente de dilatação. Cada liga é medida por uma FBG, sendo as duas FBG inscritas no mesmo enlace óptico. A FBG colada sobre o material magnetostrictivo mede deslocamento e a outra compensa a temperatura, uma vez que ambas as redes estão submetidas a uma mesma expansão térmica.



Figura 3.7: Sensor híbrido de campos magnéticos CC.

Conforme [24] e [17], uma compensação de temperatura para medição exclusivamente de corrente alternada, é feita através da polarização do Terfenol-D por ímãs posicionados de forma ao conjunto sensor operar em torno de um ponto quiescente (ponto ótimo da região linear do material magnetostrictivo), é apresentado na figura 3.8. Desta forma a informação de temperatura aparece como uma componente CC no sinal recuperado, como se pode notar na figura 3.9.

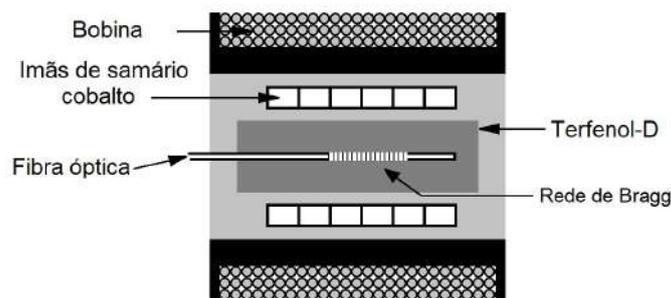


Figura 3.8: Sensor híbrido de campos magnéticos CA.

### 3.5 Métodos de Interrogação de redes de Bragg

Diferentes métodos de interrogação ou demodulação são possíveis para leitura das variações no comprimento de onda de Bragg refletido de uma FBG. A escolha do

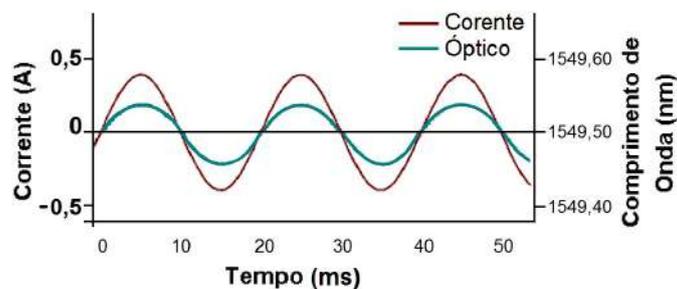


Figura 3.9: Saída do sensor híbrido de campos magnéticos CA, em torno de um comprimento de onda quiescente

método de demodulação depende essencialmente da aplicação, faixa de frequência e faixa dinâmica do comprimento de onda de Bragg, dimensões, peso e custo [19].

### 3.5.1 Fonte de luz - ASE

A fonte de luz utilizada para iluminar as fibras ópticas, nos experimentos realizados, é fornecida por um laser de banda larga com emissão espontânea (ASE – *Amplified Spontaneous Emission*). O princípio de funcionamento se baseia na estimulação de uma fibra dopada de fluoreto de érbio por um laser diodo de infravermelho, produzindo o espectro conforme figura 3.10.

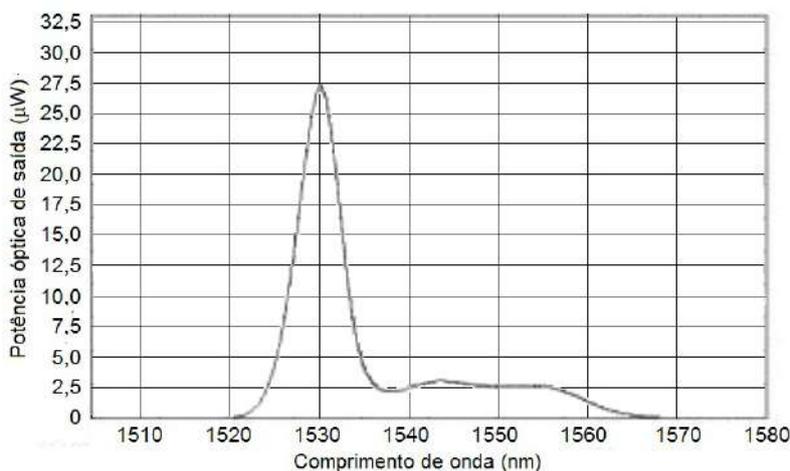


Figura 3.10: Fonte de banda larga com emissão espontânea, pico em 1530,019 nm e potência de 27,81  $\mu\text{W}$ .

### 3.5.2 Analisador de espectro óptico

A forma clássica para observar diretamente o desvio do comprimento de onda de Bragg [19] é com a utilização de um analisador de espectro (OSA - *Optical Spectrum*

*Analyzer*) em conjunto com uma fonte de luz de banda larga com emissão espontânea (ASE – *Amplified Spontaneous Emission*) e um circulador óptico. Na figura 3.11, a luz da fonte entra na porta 1 do circulador e é enviada para a FBG através da porta 2 do circulador, o sinal refletido no comprimento de onda de Bragg retorna ao circulador pela porta 2 e é enviado para a porta 3 para ser lido pelo OSA.

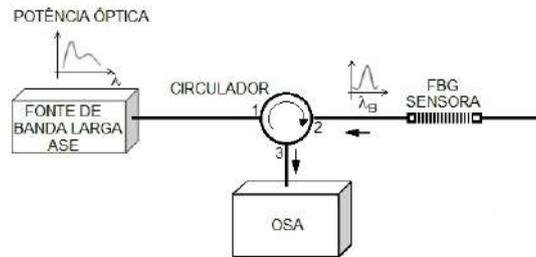


Figura 3.11: Demodulação por OSA.

O OSA é um equipamento caro, sensível e possui um tempo de resposta lento. Portanto, é limitado a medições estáticas, contudo tem a capacidade de identificar sinais numa ampla faixa de comprimento de onda, tipicamente entre 600 nm a 1750 nm, com alta resolução, tipicamente de 0,07 nm, e precisão melhor que  $\pm 20$  pm. [19].

### 3.5.3 Interrogadores ópticos

Os interrogadores ópticos podem ser dinâmicos ou estáticos. Possuem em seu interior as funções de fonte de banda larga e analisador de espectro, dispensando equipamentos adicionais. Podem monitorar desde um sensor até milhares de sensores codificados em centenas de fibras. São precisos, possuem alta resolução e alguns modelos são portáteis e adaptados para utilização industrial.

Os interrogadores estáticos são lentos e os dinâmicos são capazes de monitorar variações de comprimento de onda de Bragg até 5 kHz. De modo geral, são caros para aplicações finais embutidas em sistemas de fabricação seriada, sendo mais indicados para uso em laboratório ou serviços de avaliação, manutenção ou comissionamento de sistemas em campo. [45] e [46]

### 3.5.4 Demodulação por filtros sintonizáveis

Filtros sintonizáveis consistem de um colimador óptico, um filtro sintonizável passa faixa de banda estreita e um conjunto óptico de focalização.

O filtro sintonizável de Fabry-Perot de espelhos planos (FPP) [48], esquematizado na figura 3.12, é constituído por espelhos paralelos semi-refletores separados por uma pequena distância [49] e usa um processo de interferência de múltiplos

feixes para obter a seletividade do comprimento de onda desejado. A sintonia ou o comprimento de onda no qual o filtro transmite, pode ser alterado ajustando o ângulo de incidência  $\alpha$  entre o feixe e o filtro ou alterando a distância  $d$  entre os espelhos por meio de um cristal piezoelétrico.

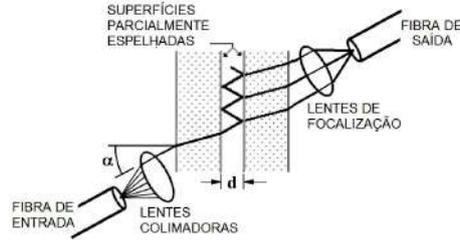


Figura 3.12: Radiação incidente e transmitida em uma FPP.

O esquema de demodulação por filtros sintonizáveis, conforme figura 3.13, consiste em rastrear o sinal refletido pela FBG sensora por uma varredura do espectro do filtro dentro da faixa de operação do sensor. O sinal de saída é a convolução do espectro de reflexão da FBG sensora com o espectro do filtro sintonizável [16], representada pela região de interseção, conforme destaque da figura 3.13.

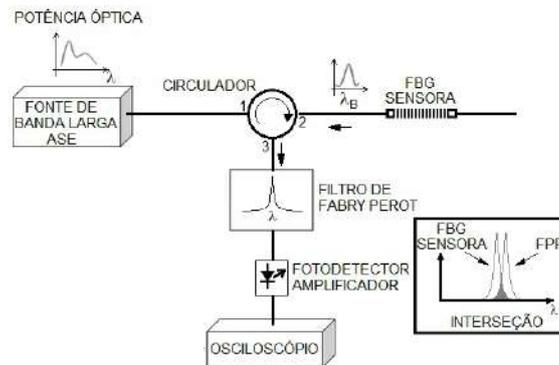


Figura 3.13: Diagrama esquemático da demodulação de uma única FBG usando o filtro sintonizável de Fabry-Perot, no destaque a convolução dos espectros da FBG e do FPP.

A sintonia do FPP pode ser feita manualmente ou eletricamente, sendo este último capaz de operar em malha fechada e demodular altas frequências de variação do comprimento de onda de Bragg. A faixa de frequência é limitada pela resposta do fotodetector e dos circuitos eletrônicos de amplificação utilizados. O FPP possui a desvantagem de apresentar um custo moderado [19].

A técnica conhecida como redes gêmeas [49] utiliza duas FBGs com os comprimento de onda de Bragg  $\lambda_B$  quase idênticos. O esquema de demodulação usando redes gêmeas é análogo ao com FPP e é apresentado na Figura 3.14. A fonte ASE é usada para iluminar o sensor através da porta (1) do circulador óptico A, o espectro refletido pela FBG-Sensora volta pela porta (2) e é encaminhado para o circulador

óptico B pela porta (1). O circulador óptico B envia o sinal para a FBG Filtro pela porta (2) e a parcela que corresponde a interseção entre os dois espectros é refletida de volta e chega ao fotodetector pela porta (3) do circulador óptico B. A técnica de redes gêmeas é a que apresenta menor custo comparada às técnicas citadas anteriormente.

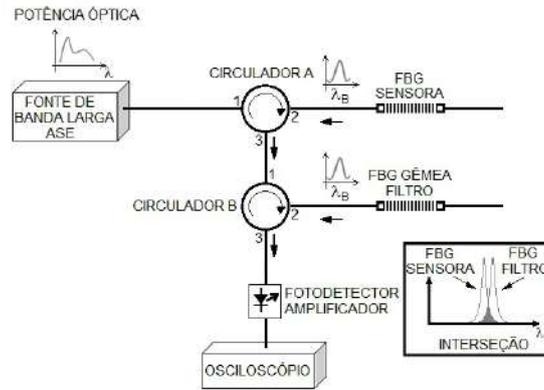


Figura 3.14: Diagrama esquemático da técnica de demodulação por redes gêmeas, no destaque a convolução dos espectros da FBG sensora e da FBG gêmea.

Embora os esquemas de demodulação por redes gêmeas ou FPP sejam simples, o ponto ótimo da convolução necessita ser perseguido em um esquema de malha fechada. A tarefa é simples de ser realizada nos filtros de Fabry–Perot sintonizáveis eletricamente, mas para o caso de redes gêmeas, um esquema com sintonia térmica ou cristal piezoelétrico pode ser adotado, conforme proposto por [51].

## 3.6 Sensores Magnetostrictivos

### 3.6.1 Magnetostricção

A Magnetostricção é um fenômeno que pode ser descrito como a deformação de um corpo em resposta a uma mudança em sua magnetização (momento magnético por volume). A mudança em magnetização pode ser tanto devido à temperatura quanto a um campo magnético. As manifestações de magnetostricção devido a campo magnético podem ser deformação linear com o aumento da magnitude do campo ou rotacional devido a mudança da direção de um campo de uma magnitude fixa (figura 3.15). Todos os materiais magnéticos apresentam magnetostricção em algum grau, no entanto a magnetostricção gigante ocorre somente em alguns elementos de terras raras. Conforme CLARK e HATHAWAY [52], é uma manifestação do forte acoplamento magnetoelástico destes materiais.

Por outro lado, somente alguns materiais são ferromagnéticos, são 9 elementos metálicos, suas ligas e compostos e alguns compostos não metálicos.

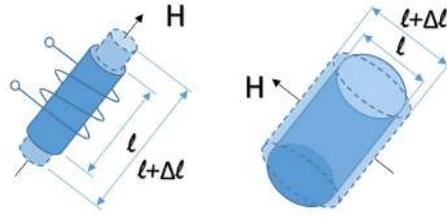


Figura 3.15: Manifestações da magnetostricção devido a campo magnético. À esquerda deformação linear e à direita deformação rotacional.

O magnetismo ocorre devido a um desbalanço não usual nos momentos magnéticos dos elétrons, os quais podem se ordenar de tal forma que o campo magnético líquido é em uma direção particular, diminuindo a simetria do cristal e produzindo novas propriedades, como a magnetostricção.

Qualquer carga em movimento produz um campo magnético, assim é possível pensar na orbita dos elétrons como pequenas correntes circulares formando dipolos que combinam resultando o momento magnético do átomo. Uma segunda parte do momento magnético do átomo é o spin, que pode ser *up* (+) ou *down* (-). O conteúdo total de elétrons nas órbitas permitidas em um átomo e a diferença de elétrons com spin + e -, resulta num momento magnético líquido do átomo (spin mais orbital).

Os estados dos elétrons dos átomos estão agrupados em camadas com números que correspondem a energia com a qual um elétron em uma camada está vinculado ao núcleo. Movendo para a direita e para baixo na tabela periódica, à medida que o número de elétrons por átomo aumenta as camadas são geralmente preenchidas primeiro colocando um elétron (+) em cada estado orbital e então adicionando os elétrons (-). De forma pictórica, o formato de um átomo depende de como os estados orbitais são preenchidos. Se todas as órbitas estão preenchidas igualmente, com pares de elétrons (+) e (-), o átomo é dito de formato esférico.

Elétrons em moléculas viajam em orbitais moleculares, que em sólidos ocupam estados estendidos conhecidos como bandas de estado. A ligação entre átomos ocorre com os elétrons que ocupam as bandas com maior raio, de menor energia de ligação com o núcleo e determinam a rigidez elástica. Em um sólido, os elétrons são compartilhados e desta forma, os desbalanços necessários ao magnetismo são eliminados.

Assim, os elementos que exibem momento magnético em sólidos, são aqueles que têm população de elétrons nas camadas mais internas, que são os metais de transição (3d, 4d, e 5d), as terras raras ou lantanídeos e os actinídeos.

As terras raras têm os spins desbalanceados, agrupados em orbitas mais internas, quase não têm sobreposição com órbitas de átomos vizinhos e não participam nas ligações. Além disto, as órbitas 4f das terras raras são preenchidas “fora de ordem” e parcialmente, onde dois ou três elétrons de valência ocupam os estados 6s e 5d

antes que o estado 4f seja preenchido, considerando os princípios de distribuição eletrônica. O térbio, por exemplo, possui um orbital 4f ocupado por dois elétrons e seis orbitais 4f ocupados por um elétron, apresentando um formato achatado nos polos. Desta forma, o desbalanço orbital contribui para o momento magnético e para o formato físico anisotrópico do íon.

Estas propriedades atômicas são transferidas para o sólido devido aos momentos e formas dos íons serem derivados de elétrons que não participam significativamente da ligação dos átomos, retendo estas características em ligas, compósitos, óxidos e em materiais amorfos. Logo, trata-se de uma propriedade inerente ao material que não muda com o tempo.

### **3.6.2 Efeito da temperatura em materiais magnetostrictivos**

Em sólidos, onde os átomos interagem fortemente entre si, o que irá determinar se um material terá uma magnetização útil é a natureza e a dependência da temperatura da ordem magnética. Nos materiais que as orbitas são estendidas e participam das ligações (Fe, Co, Ni), a troca magnética é forte e os momentos atômicos se alinham, mesmo em presença de altas temperaturas que desordenam os momentos atômicos. Em terras raras a troca magnética é fraca e os momentos se alinham somente em baixas temperaturas.

Nos materiais ferromagnéticos, os momentos magnéticos se alinham em paralelo para produzir um momento líquido e a temperatura que isto ocorre é chamada temperatura de Curie ( $T_c$ ). A magnetização saturada  $M_s$  (perfeitamente ordenada) então permanece grande em baixas temperaturas, decresce lentamente até a temperatura de Curie e decresce rapidamente para zero após  $T_c$ .

### **3.6.3 Anisotropia e magnetostricção**

Os átomos pesados das terras raras, produzem forças centrípetas mais fortes sobre os elétrons, fazendo a direção do spin dos elétrons rápidos das camadas 4f sejam fortemente acopladas à orientação de suas orbitas, este acoplamento é chamado spin-órbita. Este forte acoplamento individual leva a um forte acoplamento entre o momento do spin total e da densidade total de elétrons, fazendo o formato anisotrópico oblongo da nuvem de carga.

Assim, a anisotropia magnética (ou magnetocristalina) das terras raras é a tendência do momento magnético para apontar para uma direção cristalina particular devido atração ou repulsão da nuvem de cargas eletrônicas associadas (nuvem de carga iônica anisotrópica local) e os íons vizinhos carregados (campo elétrico anisotrópico produzido pelos vizinhos). Quantitativamente, é a energia requerida para girar o momento magnético e retirar de sua direção preferencial.

Assim, o acoplamento magnetoelástico é definido como a tendência dos íons vizinhos de deslocar suas posições em resposta a rotação do momento magnético e sua nuvem de carga anisotrópica rigidamente associada (figura 3.16). Quantitativamente é dado pela mudança na energia elástica associada a uma rotação especificada do momento magnético ou reciprocamente, uma mudança na energia anisotrópica devido a uma deformação especificada. O acoplamento magnetoelástico produz o Efeito Joule magnetostrictivo, que é uma mudança anisotrópica em comprimento devido a aplicação de um campo magnético. O fenômeno da mudança de comprimento em um material ferromagnético na presença de um campo magnético foi observado pela primeira vez pelo físico inglês James Joule em 1842.

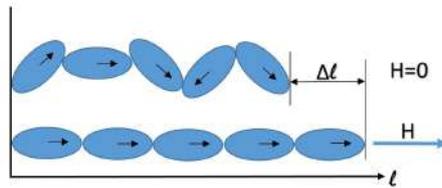


Figura 3.16: Esquemático de uma densidade de carga achatada nos polos de um elemento de terras raras com os vizinhos próximos rotacionando devido a um campo magnético aplicado.

### 3.6.4 Domínios magnéticos e saturação em materiais magnéticos

A resposta magnetizante para um campo magnético aplicado, considerando não existir acoplamento magnetoelástico, pode ser considerado quando um campo é aplicado a um corpo, a magnetização naquele corpo vai reorientar suas direções para permanecer o mais próximo da direção do campo quanto for possível.

Se um campo magnético for aplicado perpendicular ao momento magnético de uma direção cristalina particular (vetor de magnetização local), haverá uma energia necessária para girar na direção do campo aplicado. Contudo, as condições de contorno magnéticas fazem que esta reorientação seja desfavorável e tende a quebrar a magnetização uniforme em domínios (figura 3.17). Esta reorientação pode então ocorrer de dois modos: pela rotação do vetor magnetização no sentido da direção do campo e/ou expansão dos domínios na direção da magnetização ao longo do campo. Assim, em qualquer dos dois casos, uma vez que o vetor de magnetização local está em todos os lugares ao longo da direção do campo, se a magnetização total não pode crescer mais, mesmo com a aplicação de campos com magnitudes cada vez maiores, então a reorientação é dita estar saturada.

Assim, os materiais magnetostrictivos convertem energia magnética em energia mecânica através do acoplamento magnetoelástico, conforme pode ser observado na

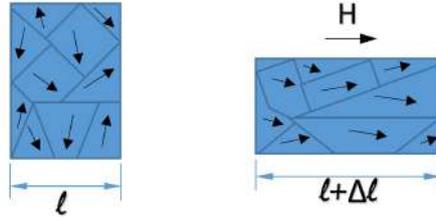


Figura 3.17: Comportamento dos domínios magnéticos quando na aplicação de um campo  $H$ .

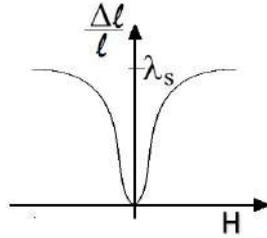


Figura 3.18: Deformação magnetostricção ( $\Delta L/L$ ) para campos magnéticos ( $H$ ) simétricos.  $\lambda_s$  é a deformação de saturação.

figura 3.18, sendo o inverso também verdadeiro, visto que se uma tensão mecânica é fornecida a um material magnetostricção o estado magnético deste material também é alterado.

### 3.6.5 O Terfenol-D

A denominação Terfenol-D provém do elementos térbio, ferro e das iniciais do laboratório da marinha americana, *Naval Ordnance Laboratory*, e o D vem do disprósio. O motivo da liga com o disprósio tem origem no fato da maior magnetostricção conhecida em qualquer material em metais de terras raras ser observada a temperaturas criogênicas (da ordem de 10.000 ppm). Estes cristalizam em uma estrutura hexagonal fechada e exibem quatro modos elásticos ortogonais para simetria cilíndrica.

À temperatura ambiente, as anisotropias dos elementos de terras raras são enormes, exigindo campos de grandes magnitudes para efetuar as rotações. As grandes anisotropias exibidas pelos metais de terras raras são indesejáveis para aplicações porque elas normalmente exigem campos muito grandes para alterar a direção da magnetização. Para eliminar este problema, foram desenvolvidas ligas com baixas anisotropias magnéticas que retenham altas magnetostricções. Desde que a energia do acoplamento magnetoelástico é a derivada da deformação da anisotropia, a magnetostricção pode ser grande mesmo que a anisotropia por si só seja pequena ou zero. Contudo, é comum a anisotropia e magnetostricção ocorrerem juntas em materiais com grande acoplamento spin-órbita. Assim, associando as ordens das energias de

magnetostricção e anisotropia de um dado cristal, foi possível cancelar a anisotropia e manter a magnetostricção. O Dy e o Tb possuem as constantes anisotrópicas com sinais opostos, produzindo uma liga que permite a magnetização girar facilmente no plano sob a ação de um pequeno campo aplicado.

O Terfenol-D é um material de magnetostricção gigante mais utilizado atualmente, sua formulação é  $Tb_xDy_{1-x}Fe_2$  onde x está entre 0,25 e 0,3. A faixa de deformação está em torno de 1600 ppm para campos magnéticos próximos de 160 kA/m ou 0.2 T. [55] .

Tabela 3.1: Propriedades físicas do Terfenol-D, adaptado de [52], [54], [56], [57].

Propriedade	Valores - Faixa Monolítico	Valores - Faixa Compósito	Unidade
Composição Nominal	$Tb_xD_{1-x}Fe_y$		$0,27 < x < 0,3$ & $1,9 < y < 2$
Densidade	9250	6750 - 8000	kg/m <sup>3</sup>
Resistência à Tração	28-40	55	MPa
Módulo de Elasticidade		16 - 25	
Módulo de Elasticidade $E^H$ (H constante)	10-75		GPa
Módulo de Elasticidade $E^B$ (B constante)	30-80		GPa
Resistência à Compressão	305-880	300	MPa
Bulk Modulus	90		GPa
Resistividade Elétrica	0,58-0,63	300 - 600	$\mu$ ohm - m
Permeabilidade Magnética		2,0 - 6,0	
Permeabilidade Magnética $\mu^T$	9,0 - 12,0		$\mu^T/\mu_0$
Permeabilidade Magnética $\mu^S$	3,5 - 5,0		$\mu^S/\mu_0$
Magnetização por Saturação	1	0,7 - 0,85	T
Coefficiente de Acoplamento MS $k_{33}$	0.6-0.85	0,24 - 0,4	
Coefficiente de Deformação MS $d_{33}$	8-20	3,0 - 9,0	nm/A
Fator de Qualidade MS $Q^H$	3.0-20.0		
Temperatura de Curie	380		°C
Coefficiente de Expansão Térmica, linear	12		ppm/°C
Capacidade de Calor Específico	0,35		kJ/kgK @25 °C
Condutividade Térmica	13,5		W/mK @25 °C
Ponto de Fusão	1240		°C
Velocidade do Som	1640 - 1940	1400 - 1800	m/s

MS=Magnetostrictivo

Outros efeitos relacionados, conforme OLABI *et al.* [54], são o efeito inverso à magnetostricção, ou seja, ante uma deformação do material se induz um campo magnético, é conhecido como efeito Villari. Outro efeito que acarreta uma torção no material ocasionada por um campo magnético helicoidal é o efeito Wiedemann e o efeito inverso deste é o efeito Matteucci. Contudo, estes efeitos não são de interesse nesta dissertação.

### 3.6.6 Métodos de fabricação do Terfenol

O Terfenol-D é frágil e quebradiço e os métodos convencionais como torneamento, fresagem e perfuração não são possíveis. A usinagem é complicada e é feita utilizando

métodos abrasivos como esmerilhamento por correias e serras de diamante de alta velocidade. O processo de fabricação ainda é dificultado pela alta reatividade dos componentes. São quatro os métodos desenvolvidos para a produção de Terfenol-D, sendo os dois primeiros utilizados para produção de monolíticos:

- *Free Stand Zone Melting* (FSZM);
- Bridgmann Modificado (MB);
- Compactos de pó sinterizados;
- Técnicas de matriz de polímeros compostos de Terfenol-D em pó.

O método FSZM, o material na zona de derretimento é mantido em suspensão pelo estresse de superfície, este método também é conhecido como Método de Solidificação Direcional e produz um "quase" cristal único, sem defeitos, com o mais alto desempenho de deformação que qualquer outro método. Possui direção cristalográfica  $\langle 111 \rangle$ , alinhada ao longo do acionador. Contudo, o método é limitado a produzir hastes com até 8 mm de diâmetro

No método MB, o material é derretido completamente e cristais são crescidos a partir de um cristal-semente. O processo é capaz de fabricar hastes com tamanhos até 70 mm de diâmetro e 175 mm de comprimento, obtendo direção cristalográfica  $\langle 112 \rangle$  alinhada ao longo do acionador. Apresenta desempenho de deformação próximo do processo FSZM, mas com perdas na deformação e a histerese é ligeiramente aumentada.

Em ambos os processos a solidificação do material é controlada pela redução do fluxo de calor, de tal forma que é estimulada uma estrutura cristalograficamente alinhada.

O método de compactos de pó sinterizados são semelhantes a fabricação de ímãs permanentes e são mais adequados à produção seriada de pequenas formas irregulares.

O método de matriz de polímeros compostos de Terfenol-D em pó, produzem formas próximas ao acabamento final, utilizam aglutinantes de alta resistividade e são ideais para aplicações em alta frequência devido a redução das correntes de Foucault. Opcionalmente as partículas de Terfenol-D podem ser alinhadas.

# Capítulo 4

## Método Proposto

### 4.1 Simulações em Elementos Finitos

Uma investigação em elementos finitos foi realizada com o objetivo de obter a forma de onda da variação da densidade do fluxo magnético.

A análise de uma máquina de indução em elementos finitos deve solucionar a equação de difusão bidimensional apresentada em (4.1). Nela,  $A$  é o vetor potencial magnético,  $\nu$  é a relutividade magnética,  $\sigma$  é a condutividade elétrica,  $V_b$  é a tensão aplicada no elemento finito,  $v$  é a velocidade do condutor em relação ao campo  $B$  e  $l$  é a profundidade da máquina. As três parcelas à direita na equação representam, respectivamente, densidade de corrente devido à tensão aplicada, indução eletromagnética e velocidade dos condutores. [58]

$$\Delta \times \nu \Delta \times A = \sigma \frac{V_b}{l} - \sigma \frac{\partial A}{\partial t} + \sigma v \times B \quad (4.1)$$

Seguindo a formulação de Galerkin, o problema é discretizado na forma da equação (4.2):

$$\nu [S] \{A(t)\} + \sigma [T] \frac{\partial A(t)}{\partial t} - \sigma [Q] \frac{V_b}{l} = 0 \quad (4.2)$$

Onde  $S$ ,  $T$  e  $Q$  são matrizes que dependem apenas da geometria dos elementos presentes na malha de discretização do sistema. Neste caso,  $A(t)$  representa a matriz contendo o valor do potencial vetor magnético em cada um dos nós do sistema em um determinado instante de tempo. A equação (4.2) é resolvida em paralelo com (4.3). Neste caso  $\omega$  é a velocidade mecânica,  $J$  é o momento de inercia,  $T_e$  é o torque eletromecânico computado pelo programa,  $T_L$  é o torque mecânico exercido no eixo da máquina e  $\lambda$  é o fator de amortecimento do sistema mecânico.

$$J \frac{d\omega}{dt} + \lambda \omega = T_e + T_L \quad (4.3)$$

O uso de ferramentas computacionais de simulação em EF auxilia na resolução das equações de difusão acima de forma automática. Inicialmente foi utilizada uma ferramenta com modelos preexistentes de máquinas elétricas, as quais podem ser modificadas para criar a máquina elétrica a ser modelada. Uma vez estando o modelo adequado às necessidades, este é exportado para o módulo de simulação. Para reduzir a complexidade da simulação, o software se utiliza da simetria da distribuição do campo magnético nos enrolamentos do rotor e estator, devido a divisão dos pares de polos, em uma máquina elétrica equilibrada. Desta forma, o software particiona automaticamente a máquina em uma seção ou polo, reduzindo o domínio da análise e impondo as condições de contorno periódicas.

O recurso é útil em análises em regime transitório ou permanente quando a máquina é equilibrada, economizando tempo de processamento computacional. Contudo a simulação de uma máquina com uma barra quebrada não permite esta redução, pois o campo se torna assimétrico e as condições das bordas de Neumann e Dirichlet não mais coincidem com a divisão de par de polo, como no caso da excitação magnética simétrica. Então, foi necessário exportar o modelo completo para o ambiente de simulação e construir as ligações internas de corrente do estator e rotor manualmente antes de prosseguir com a simulação. A fonte de alimentação foi considerada senoidal, sem distorção e equilibrada. As correntes de Foucault nos condutores foram consideradas, de forma que os vetores potencial magnético e densidade de corrente fossem calculados com maior precisão.

Para observar as formas de onda da variação do fluxo magnético no entreferro devido a barras quebradas, foi escolhido um modelo predefinido, que constitui um motor elétrico de indução trifásico de seis polos, 50 Hz, 380 V, com 72 ranhuras no estator e 58 ranhuras no rotor, 11 kW disponíveis no eixo, rotação nominal de 978,10 rpm, torque nominal de 107,39 N.m e escorregamento nominal de 2%.

O modelo foi exportado para o ambiente de simulação, modificado para os objetivos dos estudos, parametrizado de acordo com as necessidades e os resultados das simulações obtidas, conforme descrito a seguir.

As barras quebradas foram simuladas através da redução da condutividade do alumínio de 23.000.000 Siemens para 10 Siemens. Uma primeira simulação foi feita com 3 barras quebradas. A frequência de barra quebrada obtida ( $f_{bq}$ ), de acordo com as equações (4.4) e (4.5), foi de 2,42 Hz.

$$f_{bq} = f(1 \pm 2s) \quad (4.4)$$

$$\Delta f = \frac{f_s}{N} \quad (4.5)$$

Onde:

- $f$  é a frequência de alimentação do motor;

- $\Delta f$  é a resolução espectral;
- $f_s$  é a frequência de amostragem utilizada;
- $N$  é o número de amostras;
- $s$  é o escorregamento.

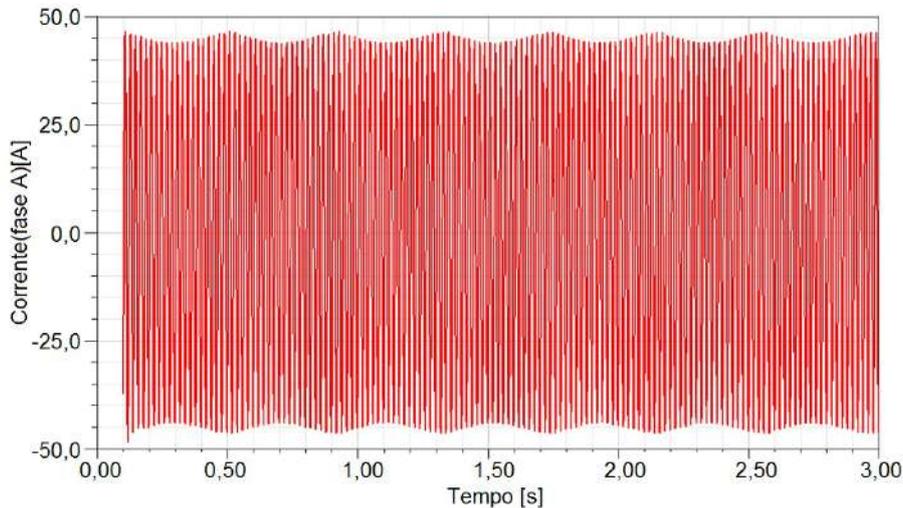


Figura 4.1: Corrente de fase obtida na simulação em elementos finitos do motor com 3 barras quebradas.

A oscilografia da corrente da fase A no tempo por 3 segundos pode ser visto na figura 4.1. A corrente foi exportada para o Matlab e realizado o espectro de corrente utilizando periodograma de Welch com janela de hamming de 4096 pontos. Através do espectro em frequência é possível observar na figura 4.2 uma atenuação da banda lateral inferior de 39 dB. Uma atenuação da banda lateral entre 42 dB e 36 dB em relação à fundamental, indica uma ou duas barras quebradas, entre 30 e 36 dB caracteriza múltiplas barras quebradas [26]. Assim, uma atenuação de 39 dB indica uma anomalia na máquina e demonstra a aderência da simulação.

Outras duas simulações com o motor saudável e a com 1 barra quebrada, foram realizadas em 165 ms, com taxa de amostragem de 10 kHz. O tempo de amostragem foi dimensionado para obter uma resolução de 20 pontos durante uma passagem de barra por um dente da coroa do estator. Para minimizar efeitos dos transitórios da carga, foi escolhido o intervalo final de 20 ms, quando as oscilações foram consideradas desprezíveis. Nas figuras 4.3 e 4.4 são apresentados os gráficos de velocidade e corrente do motor com 1 barra quebrada, onde a rotação nominal ficou em 976,2 rpm. O transitório de corrente e rotação é devido a aplicação do torque.

Para inspecionar o efeito de barra quebrada sobre a variação da densidade de fluxo magnético no entreferro, foi escolhido o instante que a barra quebrada ficasse

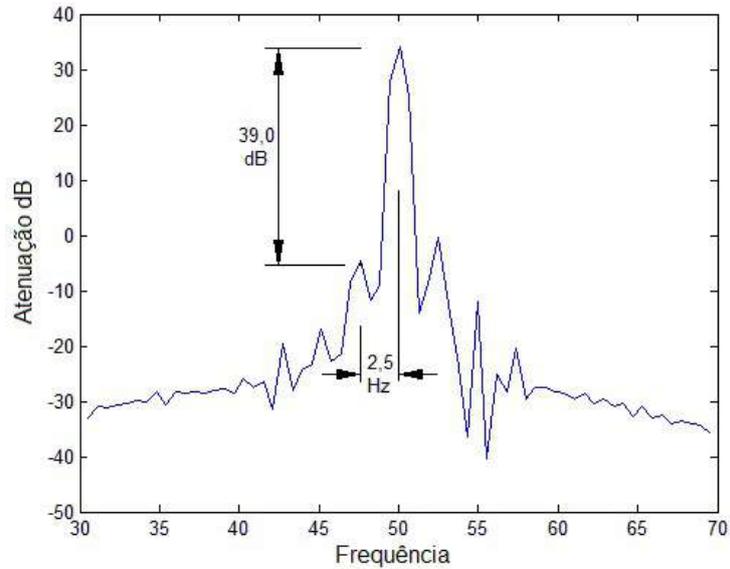


Figura 4.2: Espectro da corrente de fase da simulação realizada em EF do motor com 3 barras quebradas.

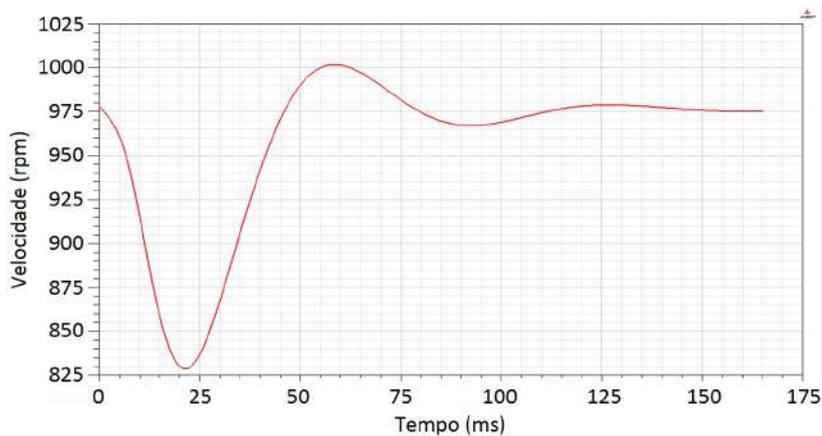


Figura 4.3: Resultado da simulação de velocidade com uma barra quebrada.

mergulhada em uma máxima densidade de fluxo dentro do intervalo de simulação, conforme figura 4.5.

Na figura 4.6 estão dispostos os pontos estudados na região onde as ranhuras contêm os condutores de fase do estator, próximos a extremidade dos dentes da coroa no entreferro.

#### 4.1.1 Resultados

O gráfico da densidade do fluxo magnético  $B$  na figura 4.7 mostra o sinal no tempo obtido no ponto 3, cujos picos e vales menores correspondem a passagem das barras. A densidade máxima de fluxo magnético está em torno de 1,35 T. Em cinza está representada a simulação com o motor saudável e em vermelho com uma barra

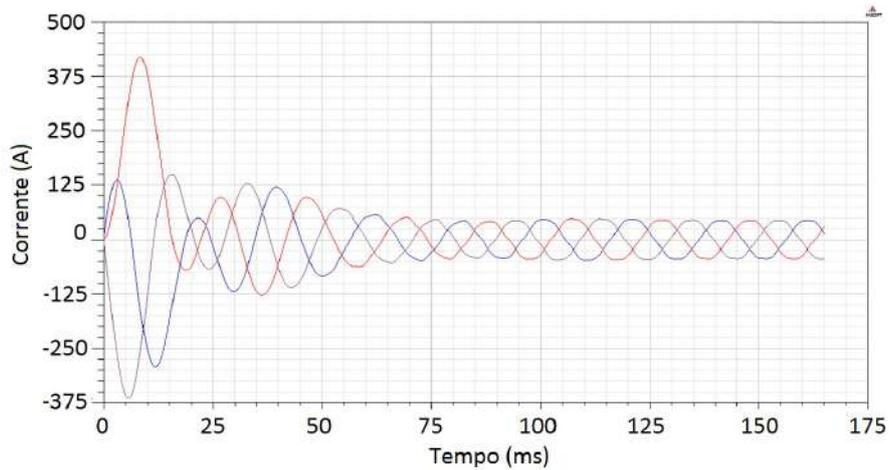


Figura 4.4: Resultado da simulação de corrente do motor com uma barra quebrada.

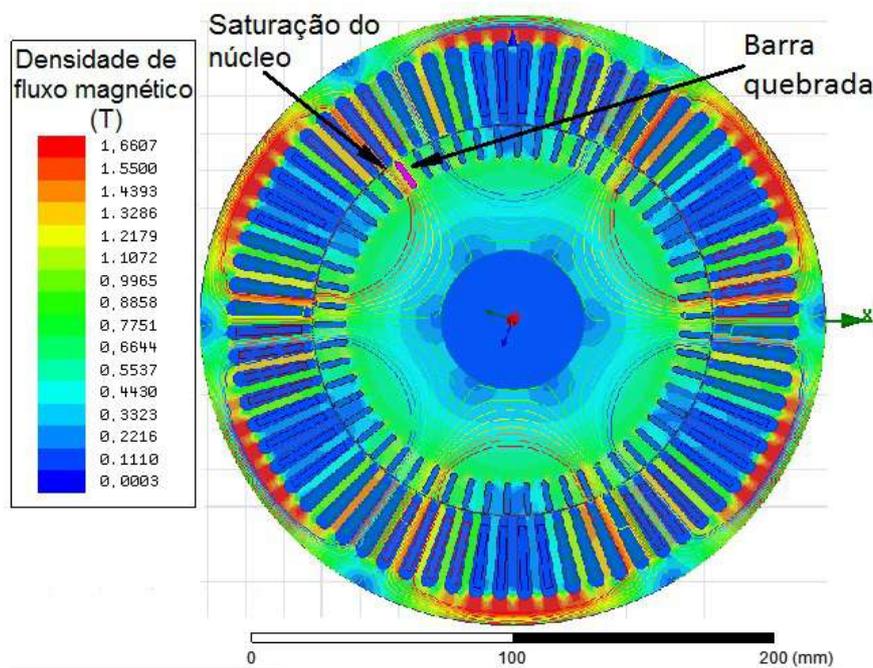


Figura 4.5: Simulação em elementos finitos do motor com a barra quebrada coincidindo em uma máxima densidade de fluxo magnético.

quebrada. O instante da passagem pelo ponto 3 está identificado pela barra vertical em 0.15415 s.

Registros de gráficos similares ao da figura 4.7 foram realizados para os demais pontos, tanto para o motor saudável quanto com 1 barra quebrada. Em todos os casos foi observado o mesmo comportamento com um aumento médio da magnitude de  $B$  antes da passagem da barra quebrada de 118 mT e após a passagem, uma redução média de 138 mT em relação ao motor saudável.

O perfil da passagem de barras no ponto 6, na figura 4.8, ocorre no entreferro em frente ao dente do estator e foi observado o mesmo comportamento com a densidade

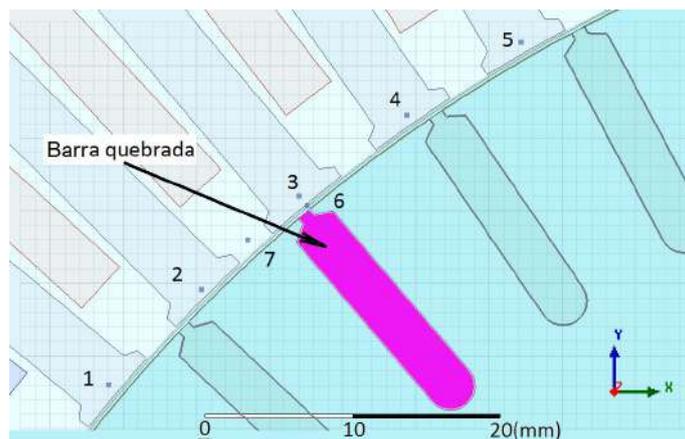


Figura 4.6: Localização dos pontos de inspeção na região da barra quebrada.

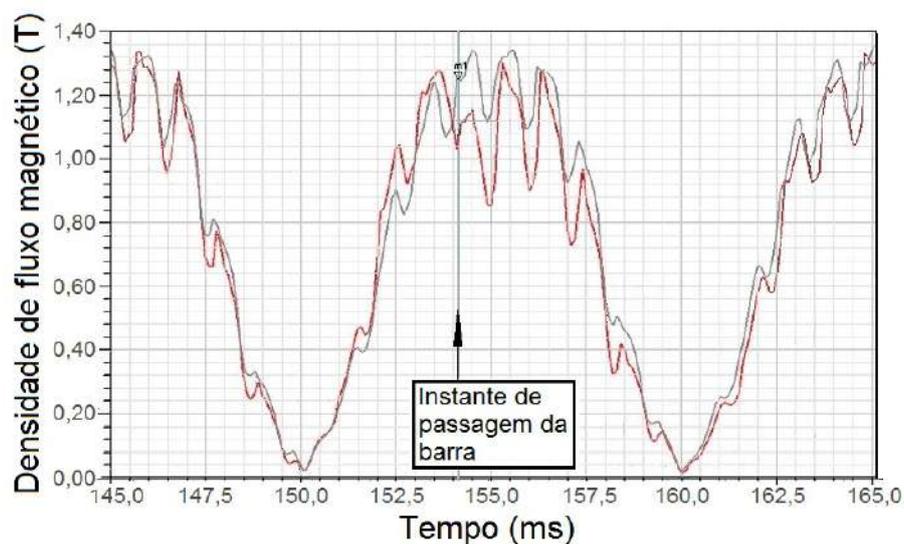


Figura 4.7: Densidade de fluxo magnético no dente da coroa do estator no ponto 3. A curva cinza representa o motor saudável, em vermelho com uma barra quebrada, destacando o instante de passagem da barra.

máxima de fluxo magnético próxima a 1,0 T devido a permeabilidade magnética do ar ser próxima de um.

O perfil de densidade do fluxo magnético na ranhura no ponto 7, com a passagem da barra é mostrado na figura 4.9, onde se pode observar picos de 250 mT devido a permeabilidade do ar e um perfil de passagem da barra quebrada distorcido, devido à transição entre dentes da coroa onde se concentram as linhas de fluxo.

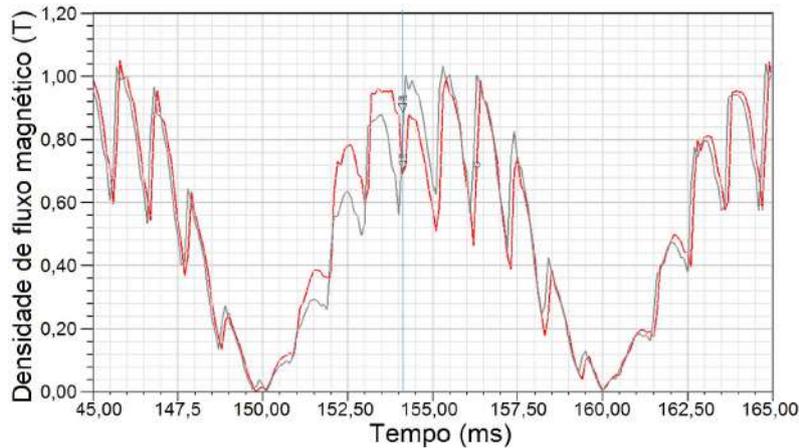


Figura 4.8: Densidade de fluxo magnético no entreferro (ponto 6 da figura 4.6). Em cinza o motor saudável e em vermelho com uma barra quebrada.

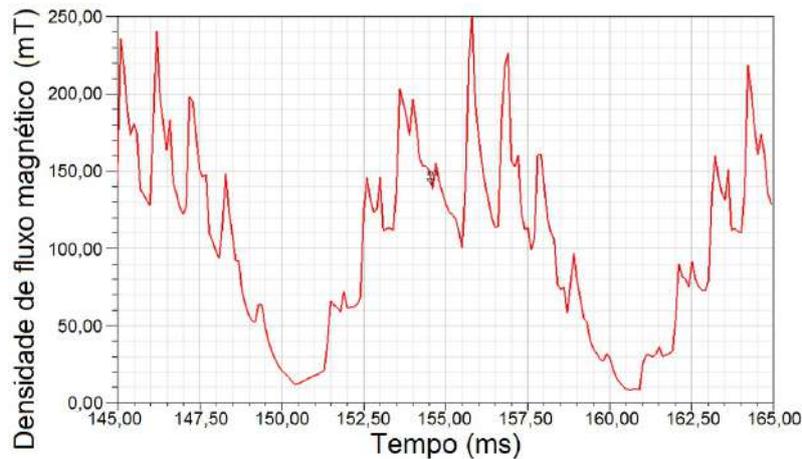


Figura 4.9: Densidade de fluxo magnético na ranhura (ponto 7 da figura 4.6) com a barra quebrada.

## 4.2 Construção dos sensores compostos de Terfenol-D particulado em epóxi

### 4.2.1 Caracterização em temperatura e deformação

Antes da construção dos sensores, as FBGs foram caracterizadas quanto à deformação e temperatura. As sensibilidades à temperatura e à deformação das redes de Bragg foram realizadas de forma similar às aquelas obtidas em [51] ou [19].

A caracterização da sensibilidade à temperatura das redes de Bragg foi realizada utilizando a equação (3.10), resultando em um valor médio de  $10,7255 \text{ pm}/^{\circ}\text{C}$ , bastante próximo ao obtido por [19]. Maiores investigações sobre sensibilidade à temperatura não foram realizadas por terem sido utilizados valores relativos entre medidas, não sendo necessária compensação de temperatura neste trabalho.

A caracterização da sensibilidade ao deslocamento do comprimento de onda de

Bragg foi realizada aplicando cargas conhecidas à FBG e registrando o deslocamento do comprimento de onda de Bragg, utilizando a equação (3.8). Foi construído o gráfico de comprimento de onda de Bragg pelo seu respectivo deslocamento, resultando em uma reta conforme (4.6), com o valor do quadrado do coeficiente de correlação do momento do produto Pearson,  $R^2 = 0,999995$ .

$$\lambda_B = 1,1514\epsilon + 1536,2 \quad (4.6)$$

Onde  $\lambda_B$  é medido em picômetros e  $\epsilon$  em microstrain.

Utilizando o comprimento de onda central de Bragg  $\lambda_B=1536,2 \text{ pm}$  à temperatura ambiente ( $25^\circ\text{C}$ ) da fibra número 3, utilizada na fabricação de um dos sensores, e aplicando na equação (3.8), rearrumada conforme (4.7), foi obtido o valor da constante fotoelástica  $\rho_e$  em (4.8), bastante próximo ao encontrado em experimentos realizados no LIF (Laboratório de Instrumentação e Fotônica) por [51] e [19], cujas fibras tiveram a mesma origem.

$$\rho_e = 1 - \frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} \times \frac{1}{\epsilon_{FBG}} \quad (4.7)$$

$$\rho_e = 1 - \frac{1155,4}{1536,2} = 0,250 \quad (4.8)$$

Assim, o deslocamento em função do comprimento de onda é:

$$\epsilon_{FBG} = 1,334 \frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} \quad (4.9)$$

Este valor foi adotado para calibração do sensor magnetostrictivo composto nos testes quasi-estáticos descritos a seguir.

## 4.2.2 Construção dos sensores

Diferentemente da técnica de colar uma FBG sobre uma haste de Terfenol-D monolítica, compósitos de magnetostrictivos feitos de partículas de Terfenol-D imersos em uma matriz de resina epóxi são particularmente interessantes, conforme já mencionado anteriormente, por apresentar alta resistividade, ser adequado a altas frequências devido à baixa circulação de correntes de Foucault, mas adicionalmente apresentam alta resistência à tração e oxidação, são fáceis de serem fabricados de diferentes formas e podem ser usinados após fabricados. Por estes motivos, aliados as características da resposta de magnetostricção gigante e possibilidade de execução em dimensões reduzidas é que o método foi escolhido para construção dos sensores para serem inseridos em um motor de indução e ficarem alojados próximo ao seu entreferro.

O particulado foi obtido através da moagem de uma haste monolítica de Terfenol-

D (Etrema Products Inc, USA), com dimensões 80 mm X 10 mm X 10 mm. O Terfenol-D monolítico se mostrou extremamente quebradiço e reativo quando submetido à pressão. Imediatamente após a moagem o Terfenol-D foi classificado em particulado variando entre 210 a 300  $\mu\text{m}$  e preservado em álcool isopropílico de alta pureza.

Os sensores de Terfenol-D foram construídos utilizando resina epóxi (Resina 8003 de Resinpoxy Ltda., Rio de Janeiro, Brasil) como aglutinante com uma fração de 30% em volume de particulado de Terfenol-D. Esta formulação foi reproduzida a partir de resultados de ensaios realizados em [18].

Os sensores foram formados em moldes, com as FBG inseridas no centro dos moldes cilíndricos de PVC com diâmetro de 2 mm por 5 mm de comprimento. Logo em seguida, desgaseificados em uma câmara de vácuo, homogeneizados em uma mesa giratória nos estágios anteriores a fase de gel e curados por 48 horas à temperatura ambiente.

Ao todo foram construídos 16 sensores com Terfenol-D sobre FBG, dos quais cinco foram perdidos. Os primeiros sete foram realizados com FBG de baixa potência óptica refletida e centradas em períodos próximos a 1540 nm. Os quatro últimos sensores, denominados 1, 2 3 e 4, tiveram um desempenho melhor devido a ficarem mais bem construídos e utilizaram fibras de maior potência óptica. A fibra do sensor 1 ficou centrado em 1541,6 nm e os sensores 2 a 4 ficaram próximos à 1533 nm. Os sensores ficaram com o aspecto final conforme a figura 4.10.

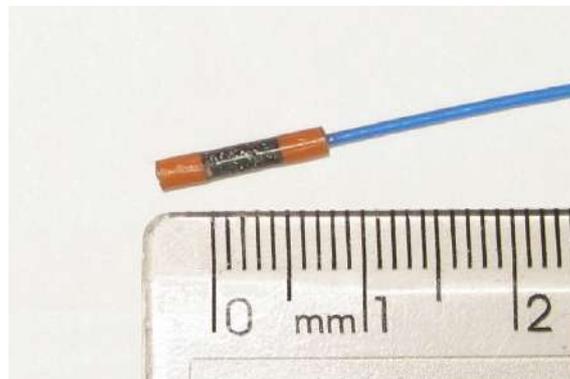


Figura 4.10: Sensor de composto magnetostrictivo de Terfenol-D sobre FBG produzido no LIF.

### 4.2.3 Caracterização da dureza do epóxi

A dureza do epóxi parece ter influência no desempenho dos sensores magnetostrictivos compostos, conforme [18] as resinas epóxi cicloalifáticas utilizadas apresentavam dureza Shore-D entre 80 a 85. A resina epóxi utilizada nos sensores foi submetida a um teste de dureza utilizando um durômetro conforme a figura 4.11

(The Shore Instrument & MFG CO, Hardness Type D-2, EUA), obtendo o resultado de 68,4. O padrão Shore-D é uma medida realizada de acordo com a norma ASTM (American Society for Testing and Materials) número 2240 (EUA).



Figura 4.11: Durômetro Shore-D utilizado em corpos de prova do epóxi utilizado nos sensores. Cedido por Pita, Victor, IMA/UFRJ.

A escassa literatura que correlacionasse a dureza da resina à deformação de compósitos de particulados magnetostrictivos, levou à pesquisa de caracterizações de compósitos com epóxi, como em DIAS [59], 2007 que realiza ensaios de tração e tensão de ruptura em resina e tinta de epóxi pura e compósitos com o objetivo de uso em sistemas de proteção contra erosão de parede de dutos para transporte de fluidos.

Os resultados obtidos de tensão de ruptura foram 60 MPa para a amostra de resina epóxi pura, a mesma utilizada para fabricação dos sensores de Terfenol-D, e de 11 Mpa para tinta estão conforme figura 4.12. Ao adicionar uma concentração de 25% de alumina à amostra de resina epóxi obteve uma redução de 4 vezes no valor de deformação máxima, em comparação à resina pura, aumentando a resistência à fluência do compósito. A justificativa para o resultado é explicado pela boa transmissão de tensões entre as fases, onde a fase particulada é mais dura e forte que a matriz, então elas tendem a restringir o movimento da matriz nas suas vizinhanças. Por outro lado, a matriz transfere parte da tensão aplicada às partículas, que suporta uma fração do carregamento. Esta correlação da deformação máxima do compósito explica parcialmente o motivo de se utilizar uma resina com maior dureza com o objetivo de melhorar a transmissão do deslocamento magnetostrictivo para a FBG,

contudo carecem estudos que caracterizem esta correlação.

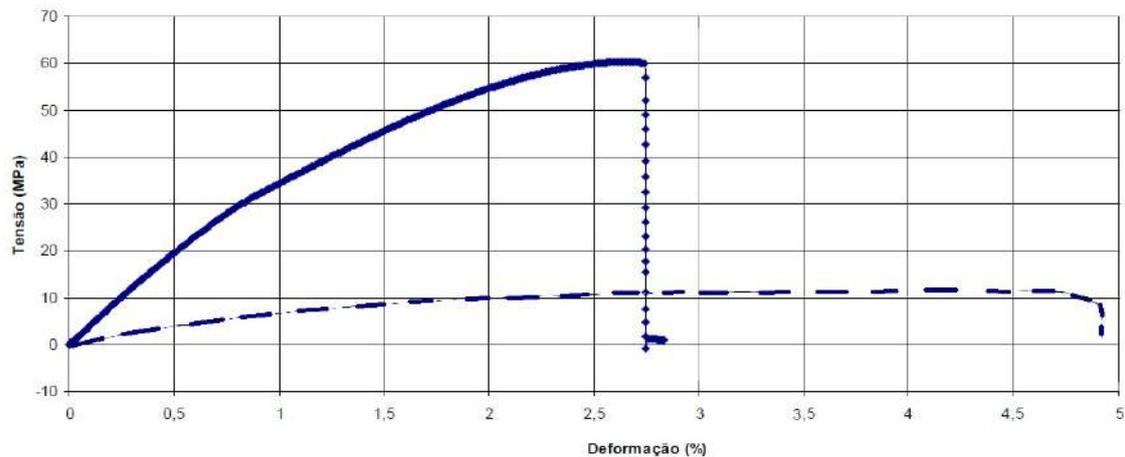


Figura 4.12: Gráfico de tensão x deformação. A linha cheia é uma amostra de resina epóxi Epoxtec 8003 e a linha tracejada para uma tinta epóxi, adaptado de [59].

### 4.3 Caracterização quasi estática dos sensores

O primeiro passo para caracterizar o sensor era obter as curvas de resposta quando aplicado uma faixa conhecida de densidade de fluxo magnético alterada em modo quasi-estático e comparar com resultados obtidos na literatura com hastes de Terfenol-D monolítico.

Para este fim foi utilizado um magneto (Lake Shore Cryophotonics, EUA, Modelo 622) e um interrogador óptico (Micron Optics, EUA, Modelo SM125-200) para obter o comprimento de onda de Bragg da rede durante o experimento. O magneto está esquematizado conforme a figura 4.13, cujos polos possuíam diâmetro de face de 5,08 cm e *gap* ajustável na faixa de 0 a 10,2 cm. O interrogador óptico possui uma fonte de banda larga, um OSA e um circulador óptico integrados, desempenhando as mesmas funcionalidades descritas na seção 3.5.2, capaz de medir comprimentos de onda na faixa de 1510-1590 nm, com precisão de 10 pm e taxa de atualização de 1 Hz [45].

O sensor foi fixado dentro de um gabarito de alumínio ajustado em 25,400 mm ( $\pm 0,005$  mm), conforme a figura 4.14. Para esta configuração, o magneto era capaz de aplicar um fluxo magnético até 14.000 G, lembrando que 10.000 Gauss [G] = 1 Tesla [T].

Utilizando a curva de calibração do magneto da figura 4.15, fornecida pelo fabricante, a corrente aplicada ao magneto foi convertida em densidade de fluxo magnético onde o sensor ficou submetido e assim foi construído o gráfico da figura 4.16 (a) de magnetização em função do deslocamento do comprimento de onda de

Bragg.

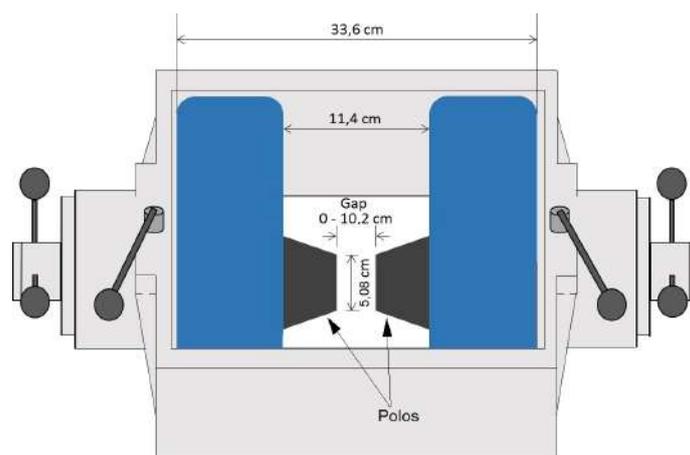


Figura 4.13: Esquemático do magneto utilizado.

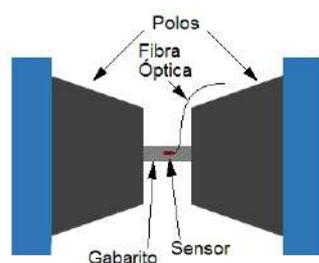


Figura 4.14: Posicionamento do sensor em um gabarito no magneto para ensaios com *gap* de 25,4 mm.

A partir de (4.9) foi possível calcular o deslocamento relativo equivalente à mudança do comprimento de onda de Bragg, produzindo o gráfico mostrado na figura 4.16 (b).

Fazendo a comparação do gráfico da figura 4.16 (a) com os resultados anteriores de magnetização da haste de Terfenol D monolítica, como mostram na figura 4.17 DE NAZARE e WERNECK [17]2013, observamos que o deslocamento de comprimento de onda de Bragg obtido a partir do sensor de Terfenol-D número 3, com um fluxo magnético de 600 mT é de 0,78 nm, enquanto o desvio de Bragg obtido por [17] com o mesmo fluxo magnético é de cerca 1,2 nm. CLARK e HATHAWAY [52] 2000 encontraram diferenças na deformação entre o compósito e o sensor de Terfenol-D monolítico e explicam observando que uma menor densidade de energia do compósito poderia levar a um menor coeficiente de acoplamento.

Ao comparar os resultados mostrados na 4.16 (b), isto é, tensão versus densidade de fluxo magnético, com resultados encontrados na literatura, notamos que os resultados de inclinação da parte útil obtidos no sensor de Terfenol-D número 3, são muito semelhantes aos demonstrados por QUINTERO *et al.* [18]. A inclinação da

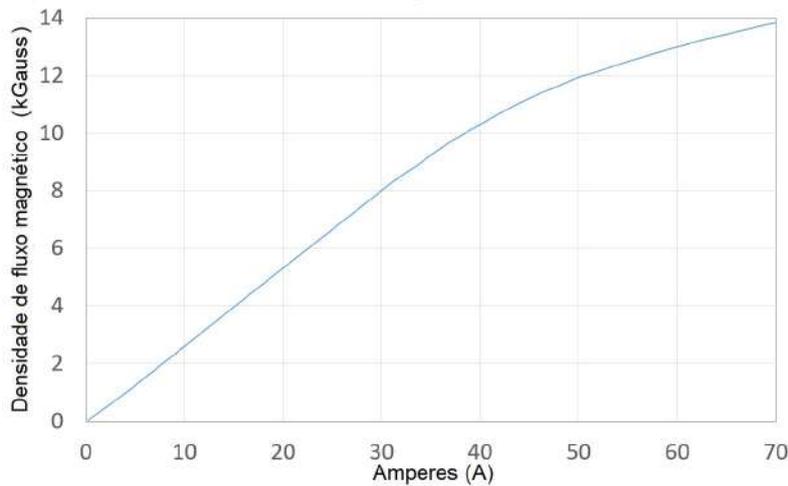


Figura 4.15: Curva de calibração do magneto para um *gap* de 2,54 cm.

reta de melhor ajuste, destacada na figura 4.16 (b) de foi de  $2,2 \mu\epsilon / \text{mT}$ , obtida com o sensor de Terfenol-D número 3, medido na faixa de 50 a 250 mT.

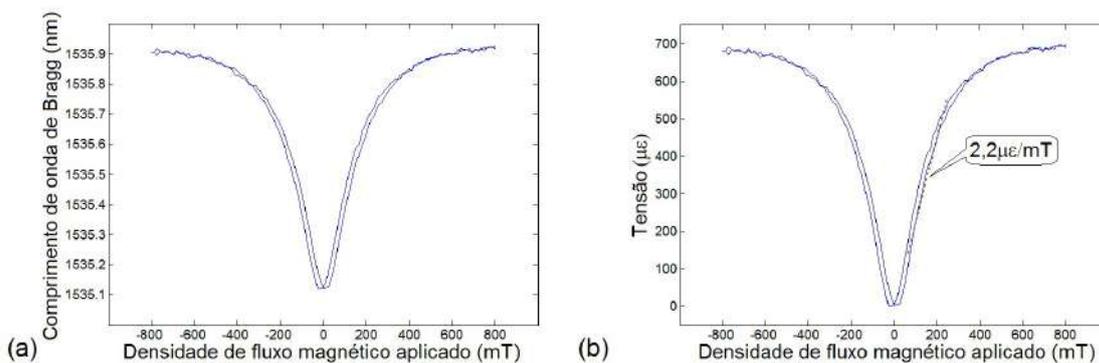


Figura 4.16: Resposta do transdutor de Terfenol-D composto para densidade de fluxo magnético CC aplicado. Em (a) em função do comprimento de onda de Bragg e em (b) em função do deslocamento equivalente e a reta de aproximação para o comportamento operacional na região linear.

Conforme pode se observar tanto o sensor de Terfenol-D número 3 quanto no sensor monolítico produzido por DE NAZARE e WERNECK [17] saturaram a partir de 600 mT, enquanto o sensor desenvolvido por QUINTERO *et al.* [18] apresenta valores de saturação próximos a 750 mT.

## 4.4 Testes dinâmicos

### 4.4.1 Disco girante

Um ensaio experimental foi realizado com o objetivo de observar a capacidade do sensor de Terfenol-D responder a passagem de dois pequenos ímãs afixados sobre

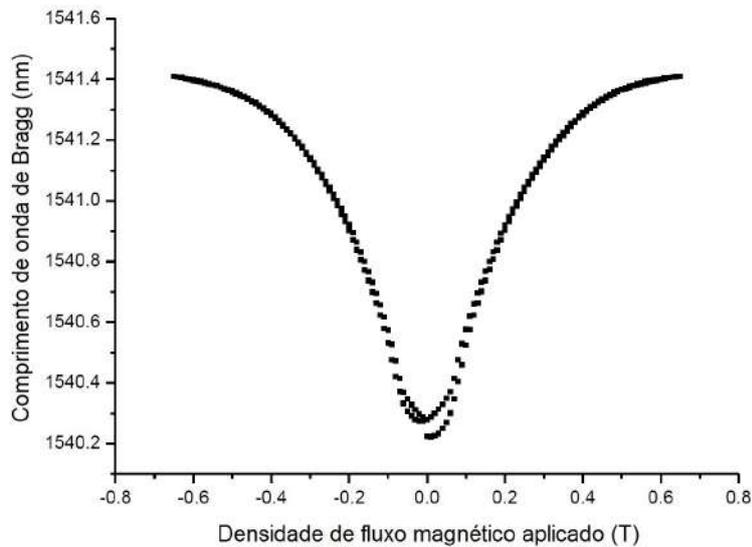


Figura 4.17: Resposta do transdutor de Terfenol-D monolítico para densidade de fluxo magnético CC aplicado, adaptado de [17].

um disco que girasse a uma velocidade conhecida. A figura 4.18 mostra o esquema completo do ensaio e a figura 4.19 apresenta o conjunto de ensaios montado.

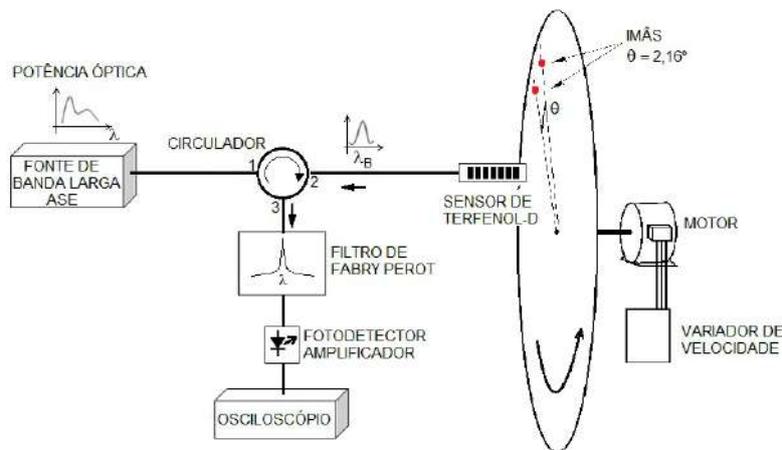


Figura 4.18: Esquema do ensaio utilizado para aplicar dois pulsos consecutivos no sensor.

Os ímãs escolhidos produziram uma densidade média de fluxo magnético de 275 mT em sua superfície e 6,7 mT a 5,4 mm de distância. Os ímãs foram montados em um disco acionado por um motor de indução trifásico de 0,75 kW e rotação nominal de 3.425 rpm acionado por um inversor de frequência variável. O sensor foi montado em um suporte ajustável, conforme a figura 4.20, de modo a ficar a 5,4 mm de distância dos ímãs e prover suportação mecânica adequada. Os dois ímãs de formato cilíndrico, com 3,5 mm de diâmetro, foram montados a 27 cm do centro do disco e espaçados entre si de 10,2 mm, de forma que o período de passagem dos ímãs a 1.800 rpm era esperado ser de 200  $\mu$ s.



Figura 4.19: Mesa de acionamento do disco e o conjunto de interrogação óptica.



Figura 4.20: Sensor montado em uma janela de observação da proteção do disco.

Os equipamentos de interrogação óptica utilizados nos ensaios compreendeu o conjunto listado abaixo:

- ASE – *Amplified Spontaneous Emission*, fabricado pela OptoLink. Fonte óptica de banda larga, com espectro de emissão contínua entre 1520 nm a 1565 nm, potência óptica de saída maior que 11 dBm ou 20 mW e estabilidade da potência óptica igual a  $\pm 0,3$  dB por 1 hora.
- Filtro de Fabry-Perot sintonizável manual da OZ Optics, banda C (1520-1570 nm) com FWHM (Full Width at Half Maximum) de 1,2 nm
- Fotodetector com amplificador de transimpedância, do fabricante Thorlabs, modelo PDA10CS. Fornece na saída um sinal de tensão proporcional ao sinal óptico medido.
- Circulador Óptico, fabricado pela OptoLink. Componente com três portas ópticas de transmissão bidirecional, onde o sinal de entrada de uma porta qualquer é sempre transmitido para a porta subsequente. Dimensionado para o comprimento de onda de 1550 nm com atenuação menor que 1 dB.

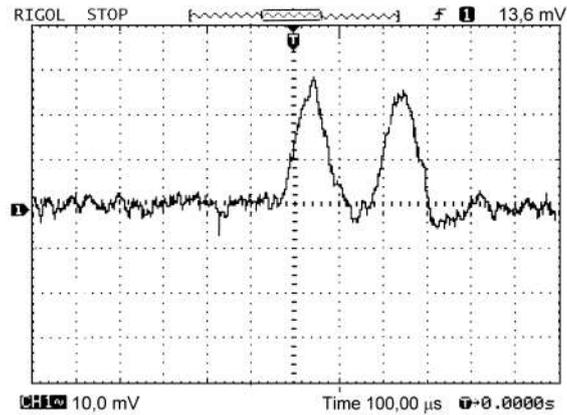


Figura 4.21: Picos de passagem dos dois ímãs medidos pelo sensor de Terfenol-D. Eixo vertical: 10,0 mV/div; Eixo horizontal : 100,0  $\mu$ s/div.

## Medições e resultados

O resultado deste teste é mostrado na figura 4.21 onde é possível ver dois pulsos consecutivos com uma amplitude de 28 mV separados por 200  $\mu$ s, quando o disco foi acionado a 1800 rpm, conforme esperado. O tempo de subida medido foi de 80  $\mu$ s, contudo não dependeu só do sensor propriamente dito, mas também do tempo levado para o ímã passar pelo sensor e das dimensões do ímã. Para medir o tempo de subida (rise time) do sensor, foi necessário testar sob pulsos de intensidade de campo magnético conhecidos e controlados, conforme relatado na próxima seção.

### 4.4.2 Rise time

O passo seguinte foi caracterizar o sensor quanto a capacidade de responder a uma variação da densidade de fluxo magnético provocada pela passagem das barras do rotor, com definição em frequência suficiente para recuperação do fenômeno de barras quebradas, quando instalado no entreferro de um motor de indução.

O motor de indução de dois polos é o que apresenta maior rotação e maior velocidade de passagem de barras. Capaz girar próximo de 3600 rpm, geralmente são produzidos com um número de barras rotóricas próximo a 60, fazendo que o tempo de passagem das barras deste motor hipotético seja em torno de 278  $\mu$ s. Nas simulações em elementos finitos, como na figura 4.7, foram alocados 10 pontos para o período de passagem de barras, portanto, utilizando o mesmo critério, estima-se que o menor período que o sensor deva ser capaz de observar seja de 27  $\mu$ s.

Para atender a este objetivo, foram realizados testes de resposta ao tempo de subida da intensidade campo magnético, ou *rise time*, em uma bobina com núcleo de ar. O impulso magnético deveria ter a capacidade de fornecer uma densidade de fluxo magnético médio na faixa linear do sensor em aproximadamente 100 mT e tempo de subida inferior a 27  $\mu$ s. Para fornecer este impulso, foi dimensionada uma

bobina com núcleo de ar e um circuito de excitação.

O dimensionamento da bobina foi feito considerando as dimensões reduzidas do sensor, as altas correntes que deveriam circular na bobina e os limites de corrente do drive do circuito de excitação. A melhor aproximação, utilizando a fórmula de Weeler (4.10) [60], resultou no dimensionamento da tabela 4.1.

$$L \approx \frac{10\pi\mu_0 N^2 a^2}{9a + 10l} \quad (4.10)$$

Tabela 4.1: Dimensionamento da bobina.

$N$	Nº espiras	310	
$l$	Comprimento	38	mm
$a$	Raio Médio	6,91	mm
$I$	Corrente	10	A
$\mu_0$	Permeabilidade Magnética do Ar	$1,25664 \times 10^{-6}$	H/m

A indutância calculada por (4.10) ficou em 409,7  $\mu\text{H}$ , capaz de proporcionar uma densidade de fluxo magnético de 102,5 mT com uma corrente de 10 A, calculada de acordo com (4.11).

$$B = \mu_0 \times I \times N \times l \quad (4.11)$$

A bobina foi construída com núcleo de ar, utilizando condutor de cobre de densidade de 8,88 g/cm<sup>3</sup>, diâmetro de 0,94 mm, enrolado sobre um carretel cilíndrico. O diâmetro interno ficou em 2,7 mm e o diâmetro externo médio ficou em 9,6 mm.

O circuito de excitação da bobina foi projetado em torno de um MOSFET (Metal-oxide Semiconductor Field-effect Transistor) de potência modelo IRFP250N e simulado utilizando o software LTspice4 obtido em [61].

A energia de alimentação da rede foi condicionada utilizando um transformador isolador com relação 1:1 conectada a uma ponte de onda completa e um banco de capacitores de baixo ESR (resistência série equivalente). Os capacitores foram dimensionados com folga para suprir a energia necessária da bobina durante o trem de pulsos desejado. O tempo de subida é estabelecido pelo tempo em que o MOSFET (M1) de baixo  $R_{don}$  (baixa perda de condução) permanece ligado. A descarga da bobina é realizada pelos diodos schottky D1, D2 e D3 sobre o resistor R1. O capacitor C1 atua para ajudar a amortecer a sobretensão em M1. O circuito compreendido por Q1, Q2 e componentes associados formam um *driver* para acionar e descarregar a porta de M1. O transistor Q3 inverte e acopla o sinal de entrada e assim a programação do gerador de sinais é direta. O diagrama final do projeto do circuito de excitação ficou conforme a figura 4.22.

Após várias iterações, substituindo os valores de R1 e C1, foi possível chegar ao resultado da simulação mostrada na figura 4.23 (a), onde os requisitos de sobretensão

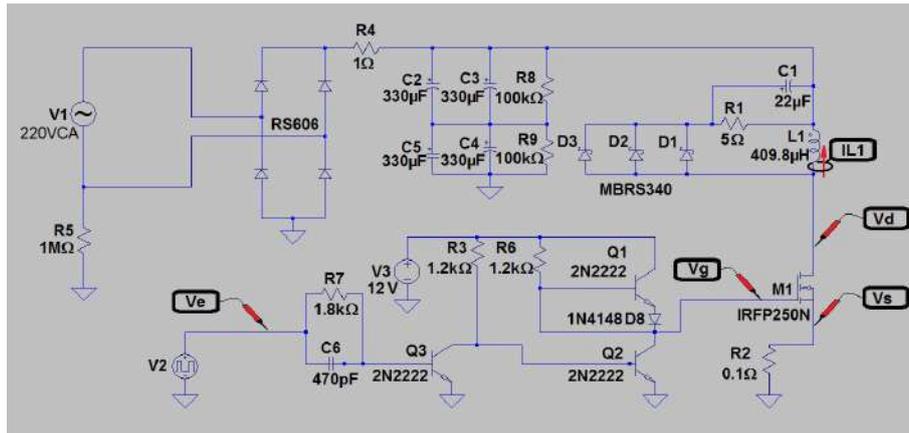


Figura 4.22: Circuito excitação da bobina.

sobre o MOSFET M1 foram atendidos, aliado à corrente de 10 A na bobina e o tempo de subida de  $25 \mu\text{s}$ . Na Figura 4.23(a), a tensão residual sobre o MOSFET M1 não ultrapassou 200 V, medida pela diferença entre os terminais de dreno e fonte ( $V_d - V_s$ ), em vermelho, conforme esperado. A corrente sobre o indutor ( $I_{L1}$ ), em verde, alcançou 9 A em  $25 \mu\text{s}$ , sendo considerada satisfatória. Na Figura 4.23(b), o impulso da onda quadrada do gerador de sinais ( $V_e$ ) tem largura de  $25 \mu\text{s}$ , em azul. A forma de onda do impulso ( $V_g$ ) recebida no gate do MOSFET M1 está representada em preto.

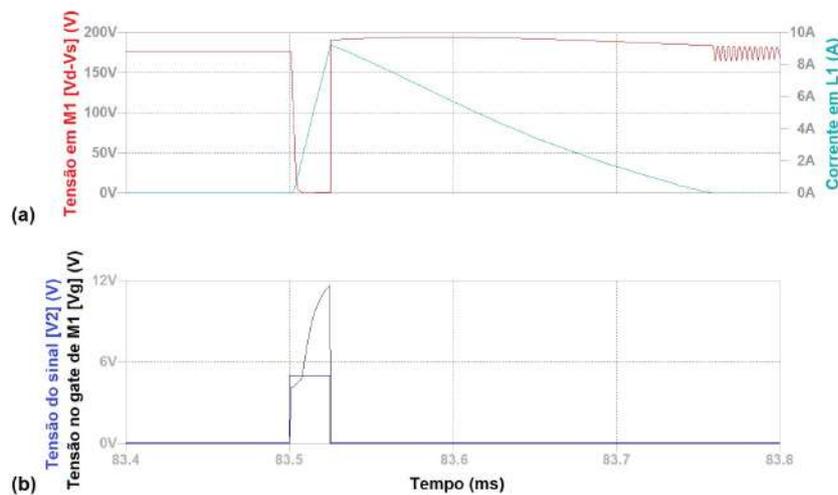


Figura 4.23: Resposta simulada do circuito de excitação da bobina. A fig. superior em (a) mostra a corrente na bobina L1 em verde e a tensão sobre o MOSFET em vermelho. A figura (b) inferior mostra as formas de onda ( $V_e$ ) do gerador de sinais V2 e da tensão aplicada ao gate de M1.

A bobina L1 foi simulada em elementos finitos utilizando a geometria da bobina construída, conforme figura 4.24, quando excitada com uma corrente de 10,1 A apresentou no seu centro uma densidade de fluxo magnético de 101 mT.

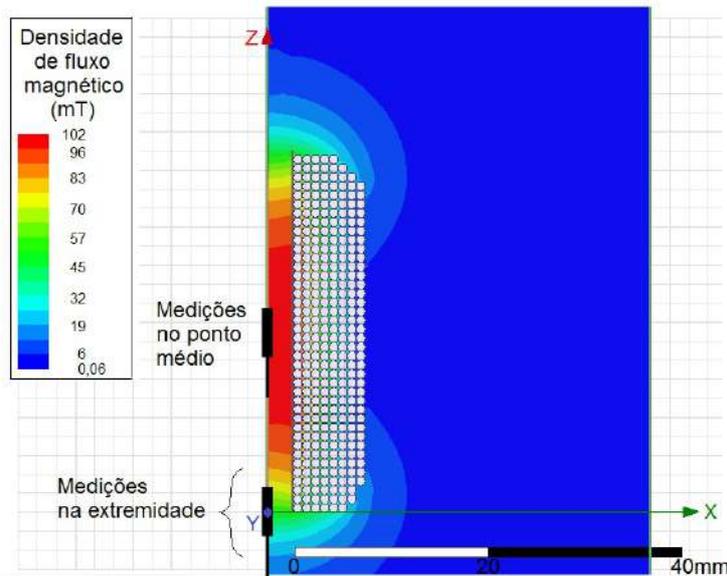


Figura 4.24: Simulação da bobina em elementos finitos. Na figura também estão destacados os locais de medição na bobina real, utilizados para aferição com gaussímetro.

A aferição da bobina L1 foi feita utilizando um gaussímetro (Tecnikao, Brasil, modelo MGM-20). A densidade de fluxo magnético no ponto médio da bobina foi tomada de forma indireta devido a impossibilidade do gaussímetro realizar medidas no espaço reduzido do interior da bobina. Foram feitas medições na face da bobina, com o gaussímetro obtendo uma média de  $B_{gf} = 22,12$  mT e com o sensor de Terfenol-D obtendo uma média de  $B_{tf} = 0,239$  V. Foram coletadas medidas com o sensor no interior da bobina obtendo um valor médio de  $B_{tc} = 1,066$  V.

Onde,  $B_c$  é a densidade de fluxo magnético calculada no centro da bobina,  $B_{gf}$  é a densidade de fluxo magnético medido com o gaussímetro na face da bobina,  $B_{tf}$  e  $B_{tc}$  são a densidade de fluxo magnético medido com o sensor na face e no centro da bobina respectivamente.

Então correlacionando estas medidas utilizando (4.12), com uma corrente de 10,06 a densidade de fluxo magnético no centro da bobina ficou em 99 mt. Comparando com os resultados medidos e simulados, constata-se que foram obtidos valores próximos, com um erro menor que 2%.

$$B_c = \frac{B_{tc}}{B_{tf}} \times B_{gf} \quad (4.12)$$

Esta aferição permitiu correlacionar a corrente medida com a densidade de fluxo magnético produzido no ponto médio da bobina e utilizar como regra prática a proporção linear de 1,0 A para cada 10 mT no ponto médio do núcleo de ar da bobina.

Nos ensaios de aferição da bobina e *rise time* foram utilizados um osciloscópio

(Rigol, China, modelo 1102C) e um gerador de sinais (Rigol, China, modelo DG1022A), uma ponta de corrente (Tektronix, USA, modelo A622 ). O conjunto de interrogação óptica foi o mesmo utilizado no teste dinâmico do disco girante com ímãs e o sensor de Terfenol-D foi o de número 3.

A figura 4.25 mostra o esquema do conjunto para o teste de *rise time* e tempo de retardo e a figura 4.26 o *setup* montado. O conjunto de interrogação óptica é o mesmo utilizado nos testes dinâmicos do disco girante. O sinal proveniente do sensor de Terfenol-D colocado no interior da bobina foi detectado pelo filtro sintonizável de Fabry Perot, amplificado pelo fotodetector e conectado ao canal 1 do osciloscópio, a corrente da bobina foi medida diretamente na bobina L1 com a ponta de corrente conectada ao canal 2 do osciloscópio.

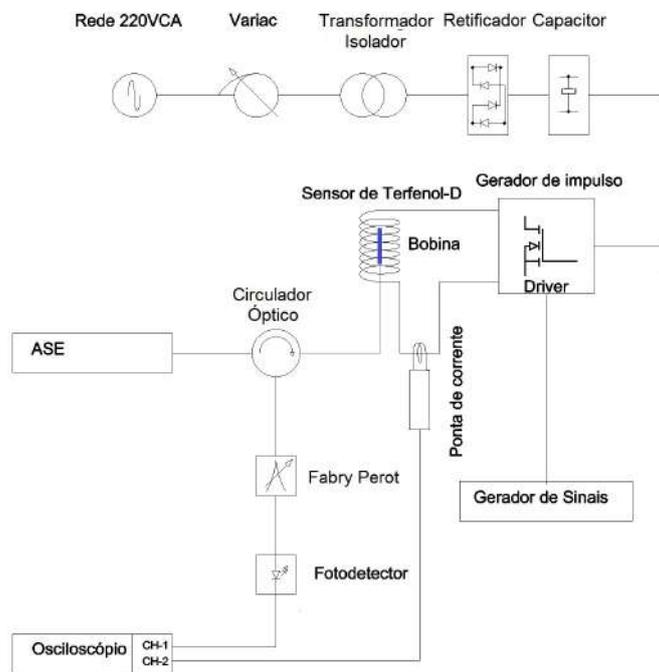


Figura 4.25: Esquema do conjunto de ensaios para medir o tempo de subida do sensor.

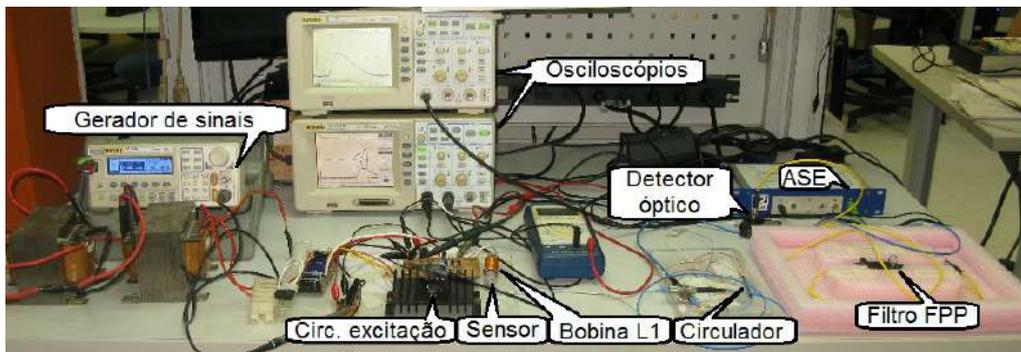


Figura 4.26: Layout do set de ensaios para teste do tempo de subida.

Foram feitas duas programações do gerador de sinais digital para uma saída de 5V conforme figura 4.27, uma com impulsos repetidos com largura  $L=9,5 \mu\text{s}$  e outra com  $L=25 \mu\text{s}$ . O espaçamento em um período  $T=16,6 \text{ ms}$  garantiu que a dissipação natural seria suficiente para não haver elevação de temperatura provocado pela corrente na bobina. Estes trens de impulsos foram conduzidos para o circuito de excitação da bobina. A corrente máxima medida sobre a bobina com o impulso de  $9,5 \mu\text{s}$  ficou em aproximadamente 6,5 A e com o pulso de  $25 \mu\text{s}$  foi alcançado 18,8 A.

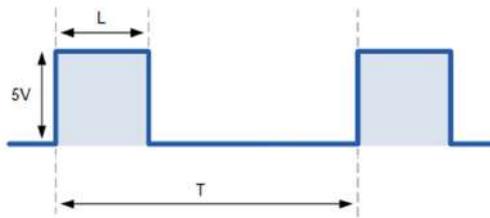


Figura 4.27: Pulsos aplicados ao sistema de excitação da bobina.

Foi observado nas medições estáticas no magneto, figura 4.16, e nos ensaios de *rise time*, a perda de sensibilidade do sensor ou estabilidade insuficiente para obter uma medição confiável abaixo de 40 mT, assim as medições abaixo deste valor foram desprezadas.

Em todas as experiências, o tempo de subida entre 10% e 90% da intensidade máxima do sinal medido pelo sensor foi semelhante a curva da corrente aplicada, independentemente do tempo de subida.

Observou-se um atraso médio de  $6,24 \mu\text{s}$  e máximo de  $7,6 \mu\text{s}$  quando submetido ao impulso de corrente de  $9,5 \mu\text{s}$ . Quando submetido ao impulso de corrente de  $25 \mu\text{s}$ , observou-se um atraso médio de  $5,05 \mu\text{s}$  e máximo de  $8 \mu\text{s}$ . Alguns destes registros estão apresentados nas figuras 4.28. Foi considerado como tempo de atraso a medida entre o pico da corrente da bobina e o pico da resposta do sensor de Terfenol-D. Este atraso foi atribuído ao tempo levado aos domínios da matriz Terfenol-D para girar a sua direção de magnetização.

Conclui-se com estes experimentos, que o sensor de Terfenol-D apresentou resolução suficiente para o propósito de medição da variação do fluxo magnético em motores de indução, contudo não foi possível estabelecer o limite de frequência superior do sensor com o *set* de ensaios utilizado.

### 4.4.3 Testes em um motor real

O próximo teste foi realizado em um motor de indução na Weg Equipamentos Elétricos S.A., localizada no estado de Santa Catarina, Brasil. Nas instalações deste

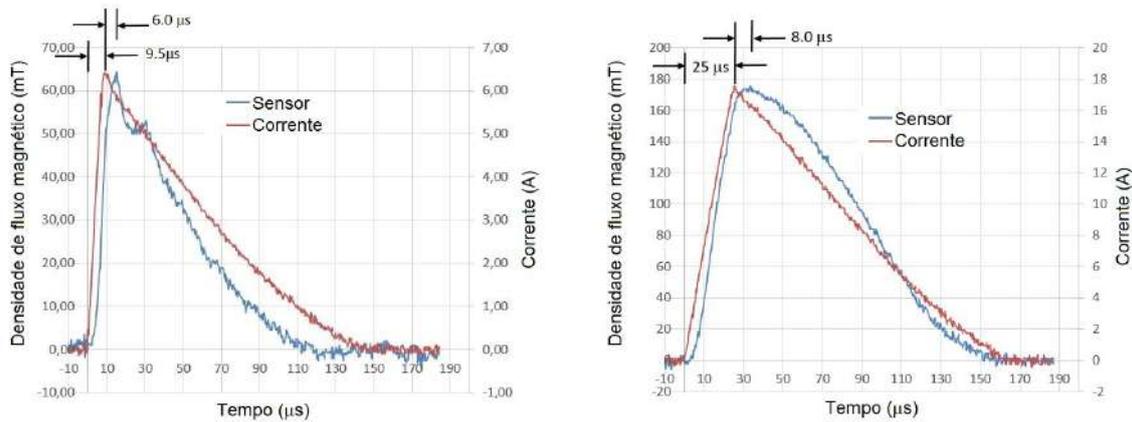


Figura 4.28: Ensaio de *rise time*. Em (a) Pulso de corrente aplicado de 6,4 A com tempo de subida de 9,5  $\mu\text{s}$  e em (b) pulso de corrente aplicado de 17,8 A com tempo de subida de 25  $\mu\text{s}$ .

fabricante, foi testado um motor de indução trifásico, modelo W22, de 220/380 VCA, rotação nominal de 1740 rpm, potência nominal de 5,5 kW, 60 Hz, com um rotor de 28 barras.

Para observar os efeitos de barras quebradas foram fabricados seis rotores, 1 rotor saudável e 5 rotores com defeitos diversos, conforme tabela 4.2. O objetivo era verificar se o sensor era capaz de identificar estes defeitos.

Tabela 4.2: Rotores com defeitos diversos.

Rotor n <sup>o</sup>	Descrição
1	Sem defeito
2	Uma barra quebrada
3	Duas barras quebradas adjacentes
4	Duas barras quebradas a 90° mecânicos
5	Duas barras quebradas a 180° mecânicos
6	Uma barra com resistividade aumentada

Os defeitos de barras quebradas dos rotores número 2 a 5 foram simulados inserindo barras de cerâmica nas ranhuras para impedir a injeção do alumínio durante o processo de fabricação. O defeito da barra com resistividade aumentada no rotor número 6 foi inserido com o preenchimento uma barra de cerâmica ocupando 50% da profundidade da ranhura. Este defeito pôde simular uma trinca que ainda não provocou cisalhamento ou uma barra com alta porosidade devido a um defeito na injeção do alumínio.

De forma a instalar o sensor o mais próximo possível do entreferro, o estator foi construído com quatro furos radiais de 3 mm de diâmetro e 32 mm de profundidade e assim possibilitar um fácil acesso externo para introduzir e manipular o sensor. A figura 4.29 apresenta um corte na seção transversal do motor sob teste na região intermediária, apontando o posicionamento do sensor na ranhura e no dente do estator. Em contrapartida, como o sensor na ranhura retirou espaço para o enrolamento

dos fios, foi necessária a utilização de fios mais finos no enrolamento do estator, com isto a potência ficou limitada a 80% do projeto original.

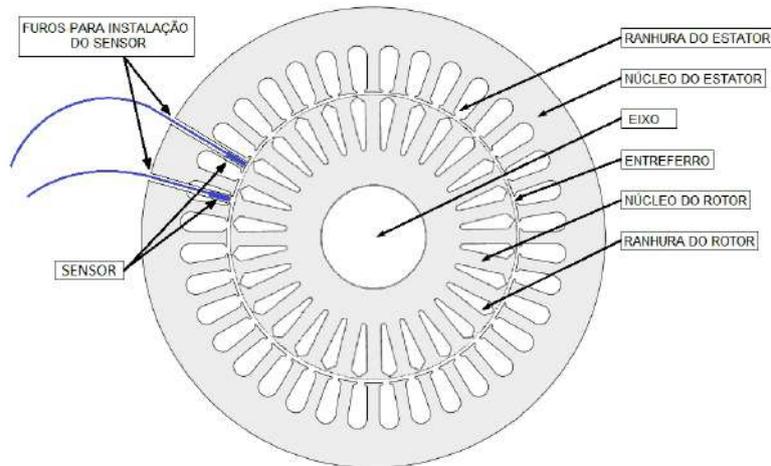


Figura 4.29: Seção transversal do motor.

A figura 4.30 apresenta a disposição dos furos observando o motor externamente, com o acoplamento à esquerda. Os furos 1 e 2 estão na direção do dente do estator e os furos 3 e 4 na direção da ranhura, sendo os furos 1 e 3 sobre o anel de curto.

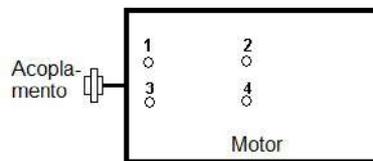


Figura 4.30: Disposição dos furos vistos do lado externo do motor com o acoplamento à esquerda.

O torque resistente variável foi imposto por um dinamômetro, conforme figura 4.31, o qual consiste de um gerador de 10 kW controlado por excitação e a potência gerada dissipada em um banco de resistores.

Os equipamentos de aquisição de dados utilizados (Siemens, Alemanha, modelo LMS SCADAS com placa SCM-V8-E, Brüel & Kjær, Dinamarca, modelo Pulse 3560-B-020) possuíam conversor AD de 24 bits, banda livre de alias maior que 25,6 kHz e faixa de banda dinâmica maior que 110 dB. A resolução ajustada para captura dos sinais da fibra foi melhor que 0,64 Hz na frequência de 4096 Hz.

A configuração do conjunto de interrogação óptica foi a mesma da figura 3.13 utilizando os mesmos equipamentos e sensores empregados no teste de *rise time*. O set de ensaios foi montado conforme da figura 4.31, onde pode ser observado o motor sob teste, a mesa de aplicação de carga e os equipamentos ópticos e o sistema de aquisição de dados no canto inferior esquerdo da figura.

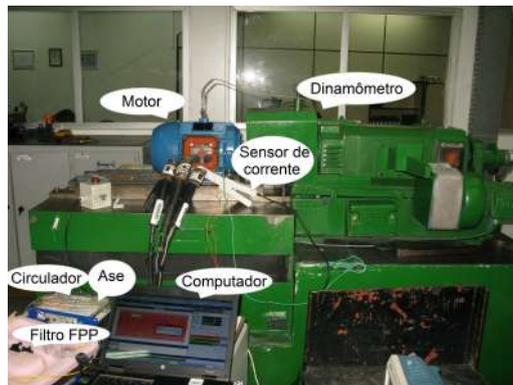


Figura 4.31: *Setup* do teste experimental do motor na Weg.

# Capítulo 5

## Resultados e Discussões

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos nas simulações em elementos finitos e dos ensaios realizados em um motor real. Foram realizadas medições com a fibra em diversas situações de defeitos no motor e ao mesmo tempo medições de corrente com o objetivo de realizar uma análise de assinatura de corrente da mesma forma que é realizada a MCSA. Ao final, o método utilizando o sensor magnetostriectivo composto é comparado com a simulação em elementos finitos e confrontado com a o método da assinatura de corrente.

### 5.1 Interpretação dos resultados das simulações em elementos finitos

A figura 4.7 foi replicada com o objetivo de destacar os períodos de passagem de barras nas duas simulações, com o motor saudável e com uma barra quebrada, antes e depois do mesmo momento da passagem da barra do rotor pelo ponto de medição número 3 na coroa do estator . Os intervalos 5.1 à direita entre os pontos (a) até (g) foram transferidos para a tabela 1.

Tabela 5.1: Períodos de passagem de barras.

Intervalo de passagem de barra	Motor Saudável (ms)	Motor com uma barra quebrada (ms)
a-b	1,10	1,10
b-c	1,10	1,30
c-d	1,10	0,90
d-e	1,00	1,00
e-f	1,10	1,10
f-g	1,20	1,10
Média	1,10	1,08

Com o motor saudável, foi observado um intervalo médio praticamente constante,

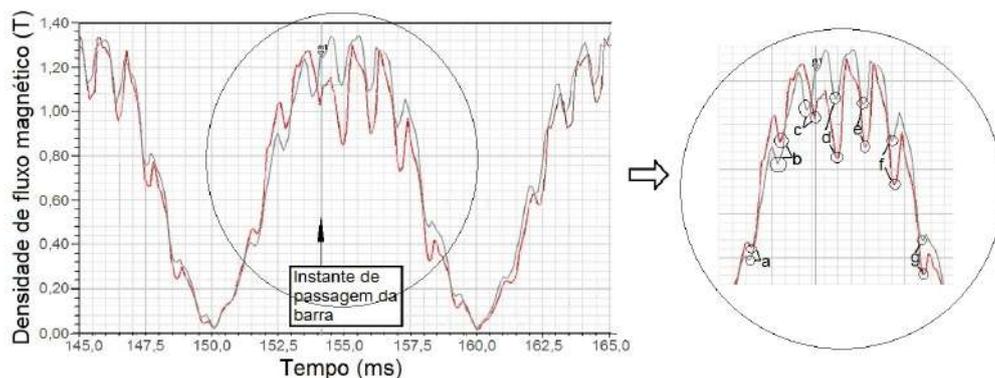


Figura 5.1: Densidade de fluxo magnético no dente da coroa do estator no ponto 3. À esquerda reprodução da figura 4.7, e à direita são destacados os vales (a) até (g) medidos com o motor saudável em cinza e com o motor com uma barra quebrada em vermelho.

de 1.1 ms, no entanto, com 1 barra quebrada, observou-se um período maior antes da passagem da barra quebrada e menor depois da passagem pelo ponto 3.

Observando os pontos de passagem de barras quebradas, marcadas com (a) e (b), da figura 5.2 é possível inferir a rotação do motor. De acordo com a simulação, o período de passagem de barras é de 0,0614 s, que resulta em 976,2 rpm, precisamente o período de rotação nominal fornecido pelo modelo original do software de EF.

A iteração dos fluxos do estator e das distorções provocadas pela ausência de corrente da barra quebrada levam a tendência de saturação no núcleo do rotor entre a barra anterior e a barra quebrada, conforme pode se observar na figura 4.5. A ação desta distorção é contrária ao sentido de rotação, provocando o alongamento do período antes da passagem da barra quebrada pelas linhas de fluxo dos dentes do estator e encurtando após a passagem conforme observado nas medições registradas da passagem pelo ponto 3 na tabela 5.1. Este mecanismo se repete a cada ciclo do escorregamento provocando as bandas laterais no espectro de frequência.

As simulações em EF mostraram ser possível identificar o sinal da passagem de barras pelo dente do estator com o sensor proposto neste trabalho. A variação da densidade de fluxo magnético sendo recuperável, a passagem de barras é facilmente identificável no domínio do tempo, observando que os blocos do sinal de passagem de máxima densidade do fluxo magnético representam o máximo da interação do fluxo do entreferro com a FMM do rotor, logo são mais adequados à observação das distorções devido a barras quebradas.

As referências [12], [13], [14] e as simulações realizadas em EF, conforme apresentado na figura 4.8, chegam a uma densidade de fluxo magnético no entreferro de um motor de indução em torno de 1 T. No entanto, o sensor construído apresenta a resposta linear de sensibilidade entre 50 a 250 mT, com a saturação máxima em 600 mT, conforme descrito na seção 4.3. Por outro lado, como as linhas de fluxo no

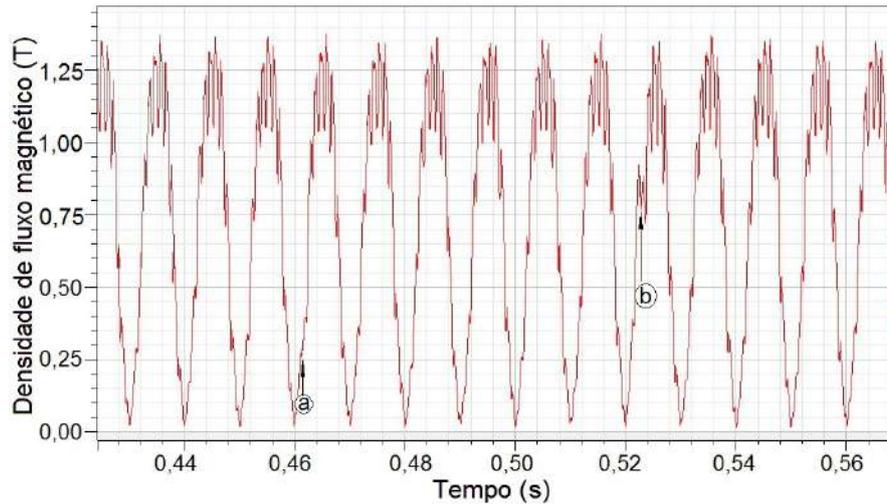


Figura 5.2: Passagens da barra quebrada nos instantes (a) e (b). Em (b), uma maior aproximação da máxima densidade de fluxo o efeito é mais pronunciado.

núcleo do estator na região do dente correm em sentido radial ao eixo do motor e há a preferência das linhas de fluxo passarem pelo núcleo devido à alta permeabilidade do ferro, então é esperado não haver densidade de fluxo magnético suficiente para ser medido nos furos do dente.

Os testes foram realizados, mas foram as medições no furo 2, na região do dente do estator na direção da seção média do rotor, que produziram os melhores resultados. O furo 4 não ficou disponível conforme explicado adiante. A cada novo ensaio era necessário posicionar e fixar adequadamente o sensor para obter a maior intensidade possível do sinal de forma estável, o que demandava muito tempo.

Os resultados na medição realizada no furo 2 puderam então ser explicadas com uma simulação simplificada em EF, conforme a figura 5.3 (a), para observar sob quais condições o sensor foi submetido. Foi construído o modelo de um núcleo excitado por uma bobina em corrente alternada, um entreferro e um furo perpendicular ao entreferro. As condições impostas na simulação foram próximas àquelas informadas pelo fabricante do motor, com a densidade de fluxo em torno de 1,3 T no entreferro e 1,6 T no ferro do núcleo do dente do estator. O resultado é apresentado na figura 5.3 (b) onde se observa o fluxo de dispersão próximo às arestas do furo junto ao entreferro com o sensor alocado aleatoriamente próximo a esta posição. A densidade de fluxo simulada ficou entre 85 a 140 mT, dentro da faixa de sensibilidade do sensor, portanto aderente aos resultados obtidos. Como as linhas de fluxo de dispersão ficam em um espaço muito reduzido, isto explica a dificuldade em obter as medições e a instabilidade devido a fixação do sensor no furo.

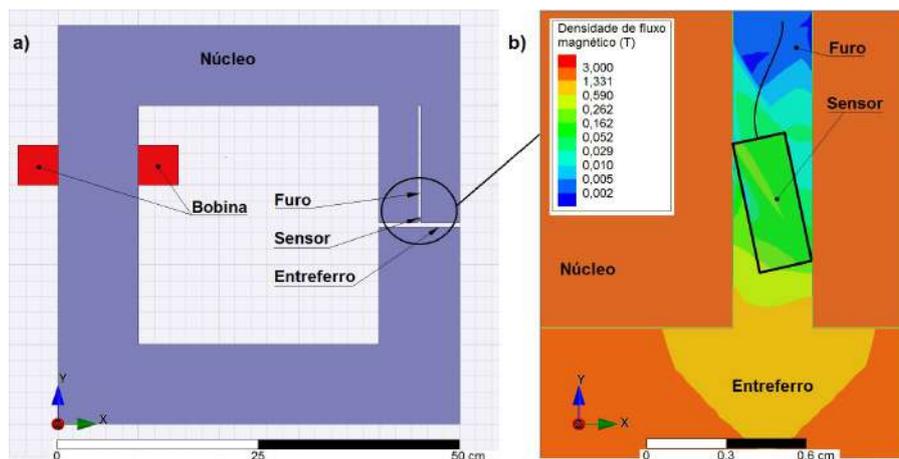


Figura 5.3: Simulação simplificada de um núcleo excitado por uma bobina em CA. Em (a) o modelo construído com um furo perpendicular ao entreferro e em (b) o resultado da simulação da densidade de fluxo sobre o sensor no furo.

## 5.2 Resultado dos ensaios em um motor real

Os ensaios apresentados a seguir foram feitos utilizando o sensor no furo 2, conforme a figura 4.30 . As medições nos furos 1 e 3 serão apresentadas à parte ao final e o furo 4 não ficou disponível não sendo possível fazer medições.

O primeiro teste foi feito com o rotor nº1, sem defeito, a fim de verificar a sensibilidade do sensor para as passagens de barras e também usar os resultados como um controle negativo. Após este primeiro teste, para cada novo teste, o motor era desmontado, o rotor substituído, e uma nova aquisição de dados dos sensores realizada.

A Figura 5.4 mostra a leitura do osciloscópio para o rotor saudável com o motor funcionando a 1.740 rpm. Podemos notar a envoltória no dobro da frequência de alimentação em 60 Hz da rede devido ao efeito de retificação do sensor magnetostritivo sobre o campo girante. Uma vez que a magnetostricção é sempre positiva, ela resulta em um deslocamento proporcional ao módulo, independentemente da direção do campo magnético, desta forma, o período da envoltória é de 8,33 ms, metade do período de uma forma de onda sinusoidal de 60 Hz.

A iteração da força magnetomotriz produzida pelas correntes induzidas nas barras do rotor com o fluxo magnético produzido pelos enrolamentos do estator é responsável pelos pequenos picos sobrepostos à envoltória da variação do fluxo magnético do entreferro. O período de passagem das barras observado na figura 5.4 é de 1,23 ms, o mesmo calculado a partir da velocidade do motor e o número de barras do rotor.

A figura 5.5 mostra o registro de saída do sensor para várias voltas do rotor saudável a 80% de carga. Observe o padrão de regularidade de passagem de barras.

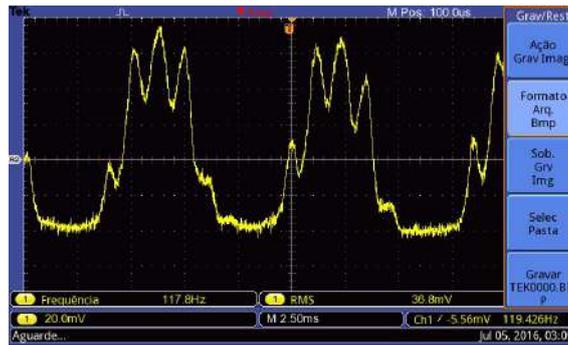


Figura 5.4: Leitura da resposta do sensor com o rotor sem defeitos no osciloscópio. As oscilações sobre a envoltória principal do campo girante são devido a passagem de barras. Eixo vertical: 20 mV/div; Eixo horizontal: 2,50 ms.

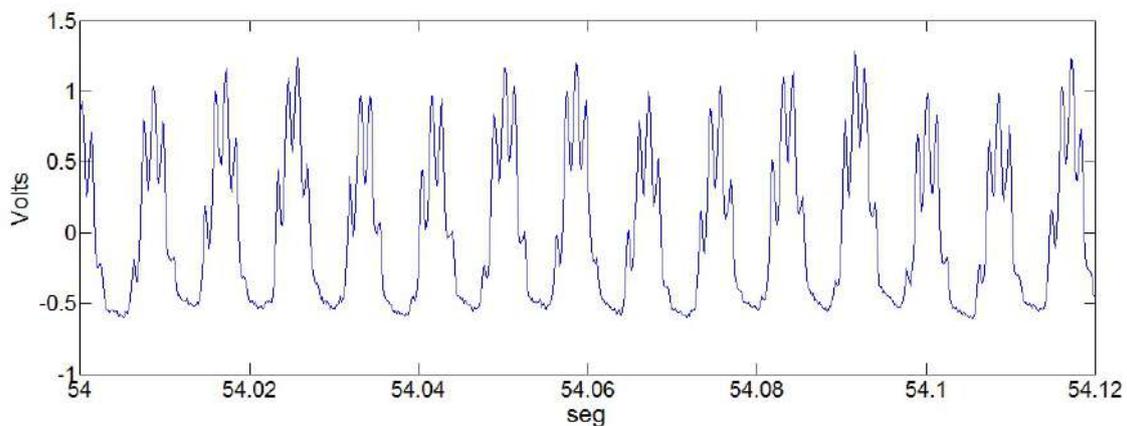


Figura 5.5: Resposta do sensor ao rotor 1 (Sem defeito) a 80% de carga.

A ausência de corrente na barra quebrada provoca uma distorção característica e identificável na forma de onda medida pelo sensor quando comparada à forma de onda do rotor saudável com os rotores com barras quebradas. Esta observação é mais eficaz quando a barra quebrada está alinhada com o máximo de um dos polos magnéticos do campo girante do estator.

Nas figuras a seguir podem ser observados os registros oscilográficos do sensor nas situações testadas com os rotores com defeito. As setas mostram o instante exato das anomalias provocadas pela da passagem da barra quebrada.

A figura 5.15 mostra a resposta do sensor para um rotor com uma barra com resistividade aumentada, com carga de 80%. A distorção é indicada por setas em cada passagem de barra defeituosa.

Quando o motor funcionou com 25 % de carga, a distorção causada pela barra é menor, contudo conforme como mostrado na figura 5.14, o sensor ainda distingue a passagem da barra defeituosa.

Para comparar os resultados obtidos pelo sensor de Terfenol-D com uma técnica convencional de monitoração de motores de indução, como a MCSA, para cada teste

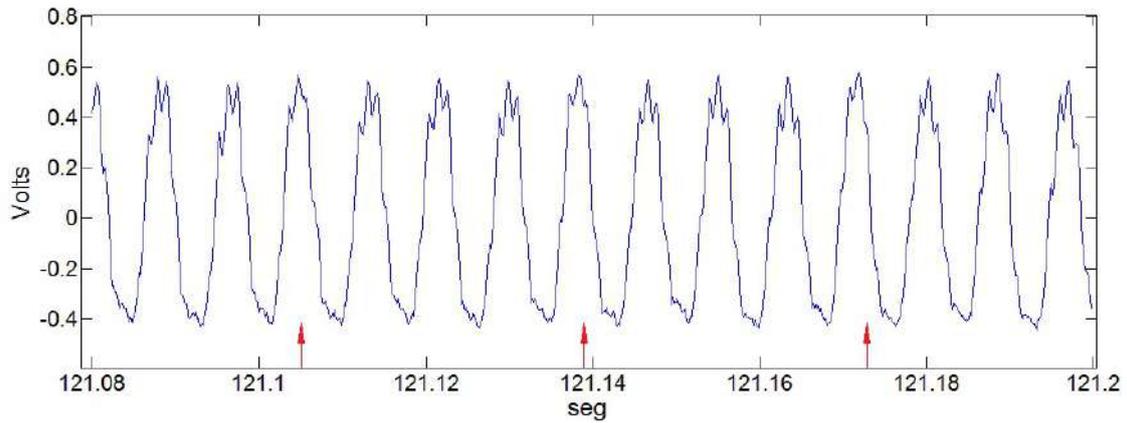


Figura 5.6: Resposta do sensor ao rotor 2 (Uma barra quebrada), 25% de carga.

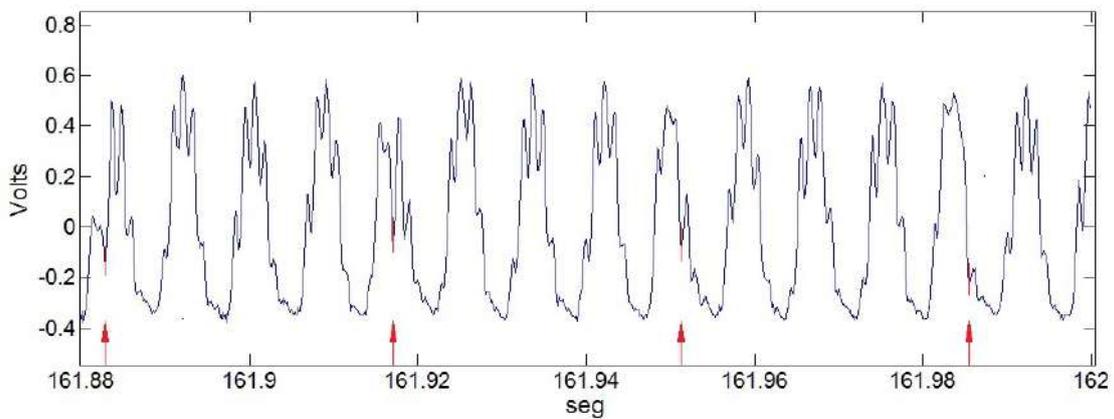


Figura 5.7: Resposta do sensor ao rotor 2 (Uma barra quebrada), 80% de carga.

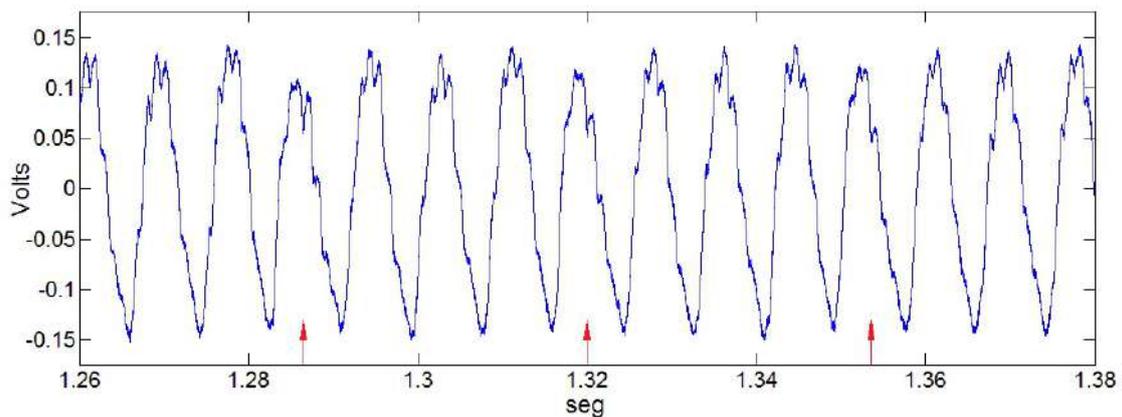


Figura 5.8: Resposta do sensor ao rotor 3 (Duas barras quebradas adjacentes), 25% de carga.

foram registrados ao mesmo tempo os dados do sensor magnetostrictivo e a corrente de uma fase com um sensor de corrente mostrada na figura 4.31, utilizando os equipamentos de aquisição de dados de alta resolução descritos. As séries de dados

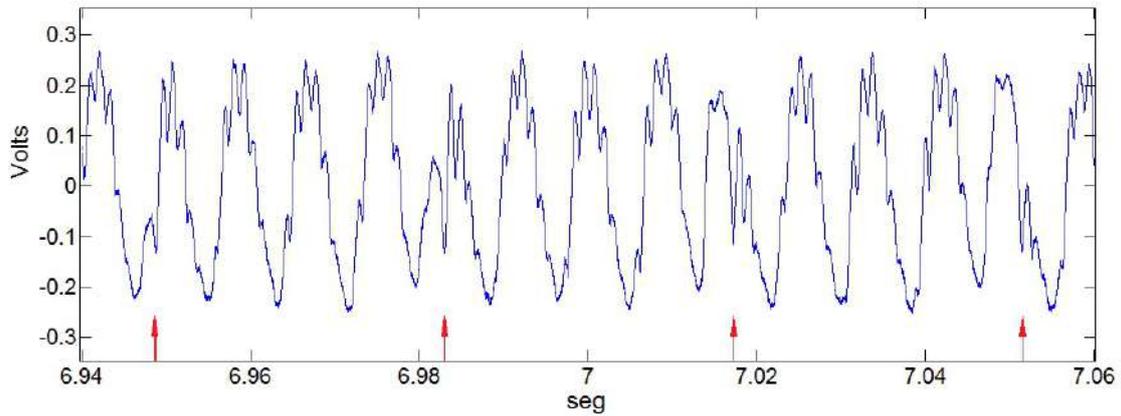


Figura 5.9: Resposta do sensor ao rotor 3 (Duas barras quebradas adjacentes), 80% de carga.

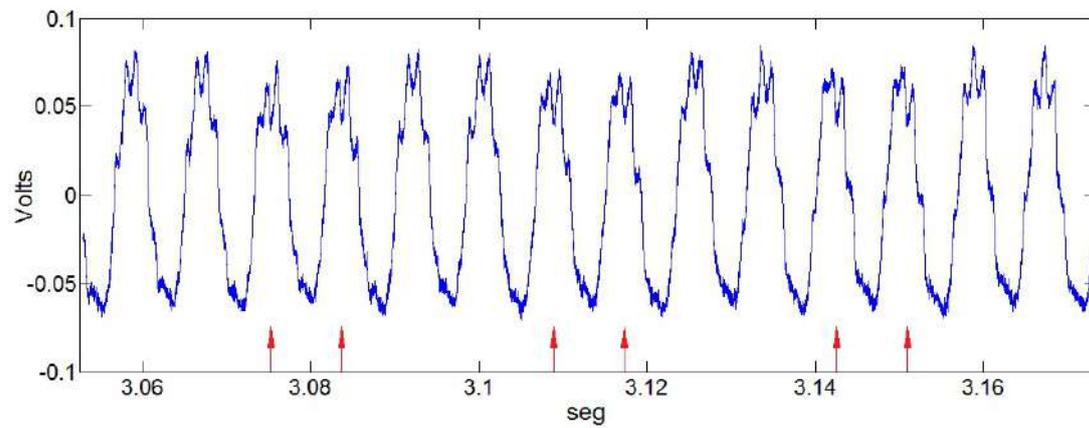


Figura 5.10: Resposta do sensor ao rotor 4 (Duas barras quebradas a 90° mecânicos), 25% de carga.

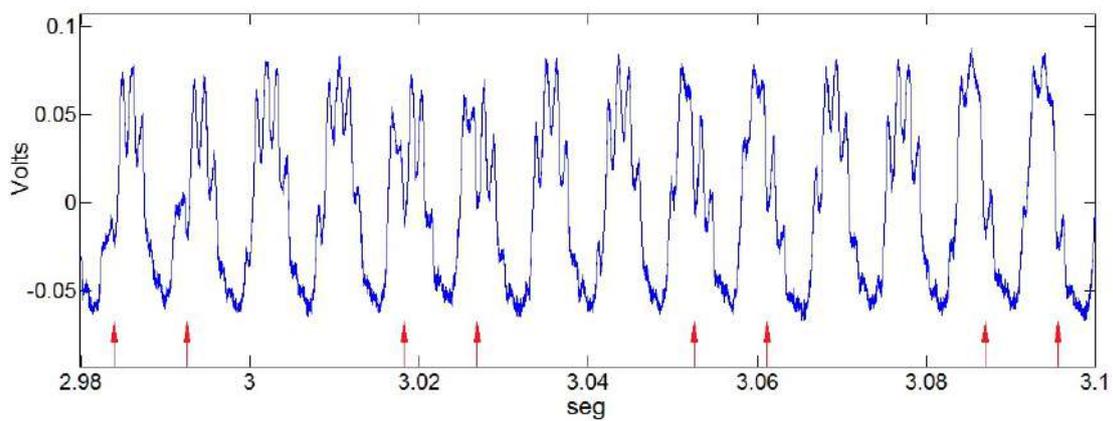


Figura 5.11: Resposta do sensor ao rotor 4 (Duas barras quebradas a 90° mecânicos), 80% de carga.

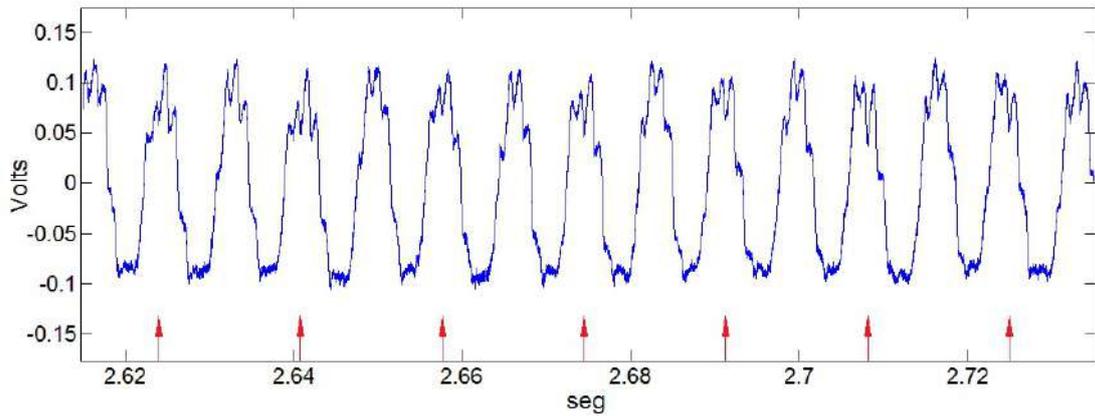


Figura 5.12: Resposta do sensor ao rotor 5 (Duas barras quebradas a 180° mecânicos), 25% de carga.

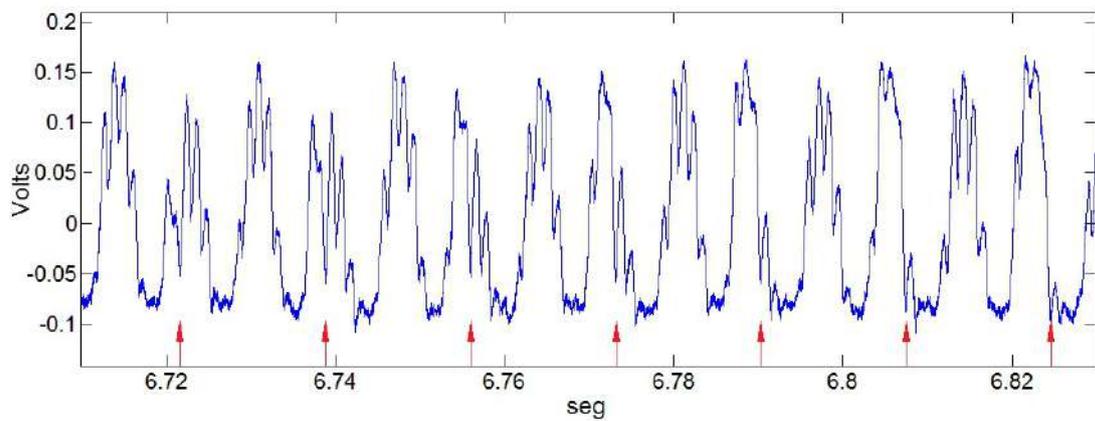


Figura 5.13: Resposta do sensor ao rotor 5 (Duas barras quebradas a 180° mecânicos), 80% de carga.

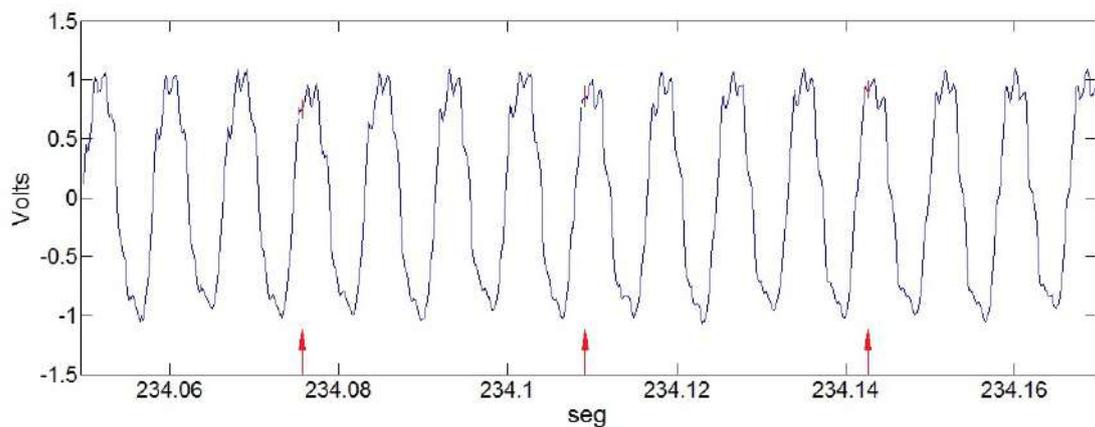


Figura 5.14: Resposta do sensor ao rotor 6 (Uma barra com resistividade aumentada), 25% de carga.

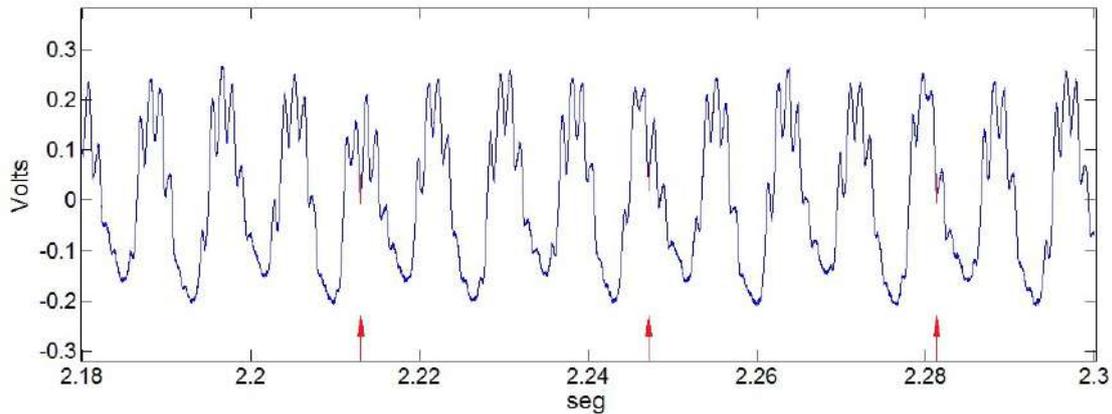


Figura 5.15: Resposta do sensor ao rotor 6 (Uma barra com resistividade aumentada), 80% de carga.

de corrente de fase foram exportadas para o Matlab, tratadas e calculadas as FFT. As figuras 5.16 e 5.17 mostram os periodogramas do espectro. As setas indicam a diferença de amplitude em dB da fundamental para a banda lateral esquerda.

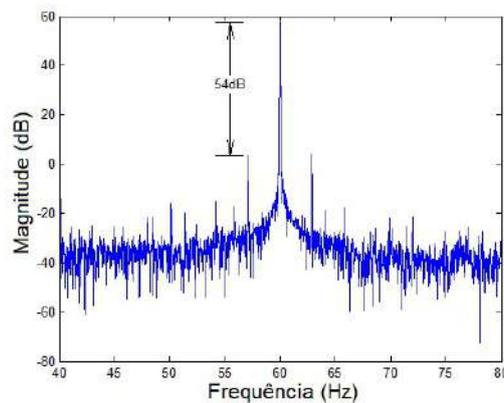


Figura 5.16: Espectro de corrente do rotor 1 (Sem defeito), 80% de carga.

Observando os espectros de corrente, o motor sem defeitos a 80% de carga, apresentou uma atenuação de 54,1 dB para a banda lateral esquerda. Este índice apresenta-se no limite entre bom e moderado na carta de severidade de defeitos em barras quebrada conforme tabela 5.2, o que não corresponde a um motor novo. Deste modo, decidiu-se ajustar a tabela de modo que as avaliações de assinatura de corrente foram consideradas com níveis de atenuação conforme a coluna Faixa Ajustada da tabela 5.2.

Feito isto, pelo método da assinatura de corrente, considerando a carga a 80%, uma barra quebrada apresentou uma atenuação de 42,9 dB e foi interpretado como um caso de severidade moderada. Os casos com duas barras quebradas apresentaram atenuações de 37,1 dB e 36,5 dB e foram diagnosticados corretamente como contendo

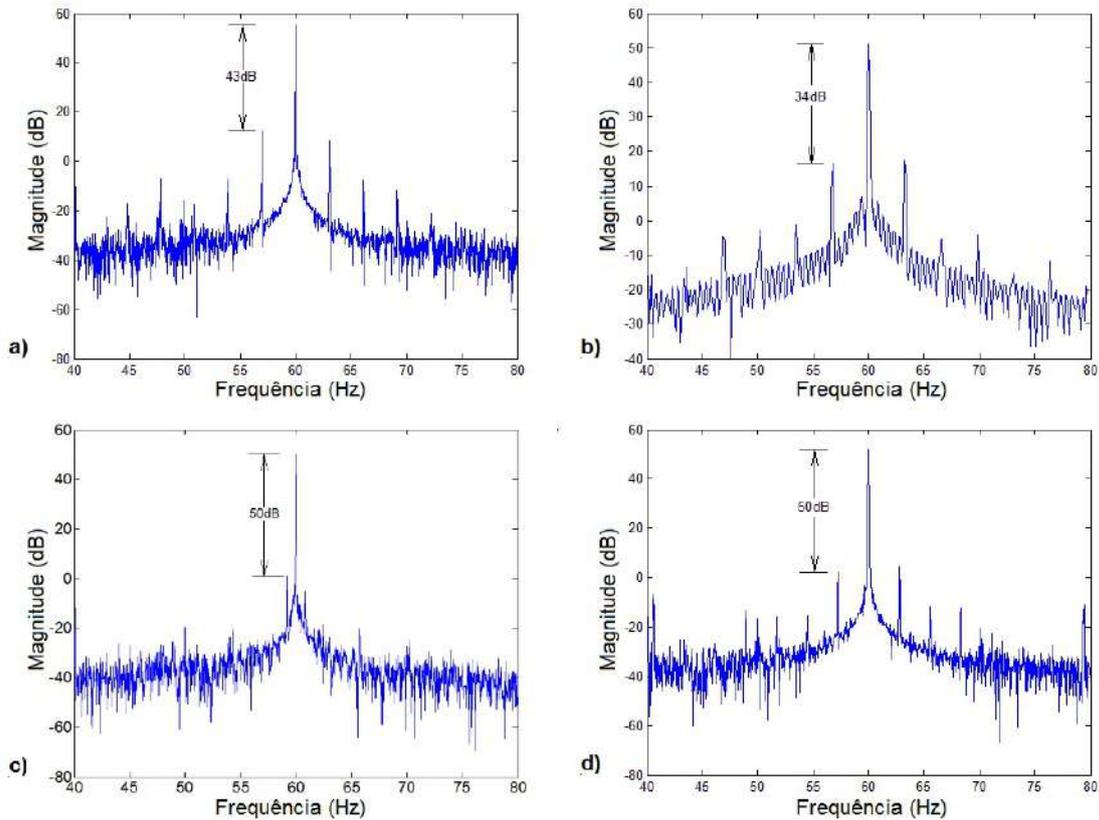


Figura 5.17: Espectros da corrente do motor a) rotor 2(80%), b) rotor 5(80%), c) rotor 6(25%), d) rotor 6(80%).

uma possível barra quebrada. Cabe observar que a intenção de fabricar o rotor com duas barras quebradas a  $90^\circ$  mecânicos em um motor de 4 polos foi obter um efeito de anulação na assinatura de corrente, o que de fato não ocorreu, como se pode observar nos resultados do espectro de corrente do rotor 4 na tabela 5.3.

Os resultados de testes de assinatura de corrente com baixos níveis de carga não foram reconhecidos pela tabela com a severidade adequada. As medidas do rotor de barras com a resistividade aumentada, mesmo sob 80% da carga nominal, não foram percebidas como defeituosas pela análise de assinatura e consequentemente seriam diagnosticadas pela técnica MCSA como em boas condições. De fato, observando a figura 5.14, é possível distinguir o padrão de defeito de uma barra não completamente interrompida em baixa carga, como indicado pelas setas e a figura 5.17 c que mostra a análise de assinatura de corrente e não conseguiu distinguir esta condição.

Os dados coletados nos furos 1 e 3 foram realizados com o rotor de número 1, saudável, para observar a resposta dos sensores quando inseridos nestes furos.

A passagem de barras com o motor sob carga de 80%, vista na figura 5.18 não é observada com clareza no furo 3, o qual é localizado sobre o anel de curto e na direção da ranhura. Com o motor a 25% de carga no mesmo furo, conforme a figura 5.19, a sensibilidade do sensor foi insuficiente para distinguir o ruído do sinal, não

Tabela 5.2: Carta de severidade, adaptado de [26].

Nível de Severidade	Faixa Original (dB)	Faixa Ajustada (dB)	Condição do Rotor	Ação Recomendada
1	> 60	> 54	Excelente	Nenhuma
2	54 - 60	48 - 54	Bom	Nenhuma
3	48 - 54	42 - 48	Moderado	Verifique Tendência
4	42 - 48	36 - 42	Possível barra quebrada do rotor com pontos de alta resistividade	Atenção
5	36 - 42	30 - 36	1 or 2 barras quebradas ou trincadas	Alarme
6	30 - 36	< 30	Múltiplas barras do rotor quebradas ou trincadas	Reparo
7	< 30		Múltiplas barras do rotor quebradas ou trincadas e danos no anel de curto	Reparo

Tabela 5.3: Resultados do espectro de corrente.

Rotor	Descrição	Resultado a 25% de carga (dB)	Resultado a 80% de carga (dB)	Condição segundo tabela 5.2 para 80% de carga
1	Sem defeito	não realizado	54,1	Excelente
2	Uma barra quebrada	44,6	42,9	Moderado
3	Duas barras quebradas adjacentes	42,2	37,1	Possível barra quebrada
4	Duas barras quebradas a 90° mecânicos	38,5	36,5	Possível barra quebrada
5	Duas barras quebradas a 180° mecânicos	41,3	34,4	1 ou 2 barras quebradas
6	Uma barra com resistividade aumentada	49,0	50,0	Bom

sendo possível estabelecer qualquer interpretação. Isto possivelmente foi devido a intensidade do sinal medido na ranhura no furo 3, ser esperado uma densidade de fluxo 5 vezes menor que medido no dente da coroa, conforme visto nas simulações em elementos finitos na figura 4.9.

Com o sensor inserido no furo 1, na direção do dente do estator, com o motor a 80% de carga, a intensidade do sinal captado foi maior, contudo com distorção elevada.

As distorções excessivas e intensidade insuficiente das medições realizadas sobre o anel de curto, provavelmente são devido ao elevado conteúdo do fluxo de dispersão e ao fluxo de corrente estar no sentido da movimentação do rotor e não perpendicularmente como ocorre na seção média do motor sobre nas barras. Estas medições mostram que a localização sobre o anel de curto não é a mais adequada ao propósito de análise de barras quebradas, o que não impede que estudos futuros sobre defeitos no anel de curto do rotor possam ser considerados com esta configuração.



Figura 5.18: Leitura da resposta do sensor com o rotor sem defeitos no osciloscópio com o sensor no furo 3 a 80% de carga. Eixo vertical: 10 mV/div; Eixo horizontal: 2,50 ms.

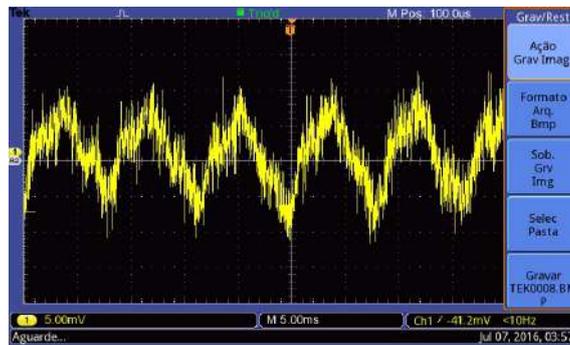


Figura 5.19: Leitura da resposta do sensor com o rotor sem defeitos no osciloscópio com o sensor no furo 3 a 25% de carga. Eixo vertical: 5 mV/div; Eixo horizontal: 5,00 ms.



Figura 5.20: Leitura da resposta do sensor com o rotor sem defeitos no osciloscópio com o sensor no furo 1 a 80% de carga. Eixo vertical: 50 mV/div; Eixo horizontal: 2,50 ms.

# Capítulo 6

## Conclusões e propostas para trabalhos futuros

### 6.1 Conclusões

O presente trabalho propõe o desenvolvimento de um sensor para previsão de falha de barras quebradas do rotor em Motores Elétricos de Indução Trifásicos (MIT) utilizando sensores magnetostrictivos sobre redes de Bragg aplicadas a fibras ópticas.

A técnica mais utilizada desde a década de 80 para detecção de barras quebradas em um MIT é a MCSA com emprego da FFT, que apresenta limitações em baixa carga e baixo escorregamento. A MCSA também apresenta problemas de sobreposição de interpretações de defeitos. Diversas outras técnicas não invasivas têm sido propostas, muitas delas derivadas da assinatura de corrente, contudo também apresentam limitações que, ou as tornam inadequadas, ou são pouco práticas. As técnicas invasivas propostas mais recentemente utilizam algum tipo de sensor montado no dente do estator conectadas ao meio exterior por fios metálicos, tornando-as inadequados para aplicação em alta tensão. CABANAS *et al.* [12] apresentou um estudo sobre o fluxo magnético passando através de uma bobina enrolada em um dos dentes do estator, embora tenha sido complexa a implementação da técnica, apresentou um resultado muito semelhante em comparação com a demonstrada no presente trabalho.

Até onde é conhecido, este trabalho demonstra pela primeira vez um sensor magnético baseado em FBG aplicado em monitoração de motores de indução para distinguir barras defeituosas. A técnica reúne as vantagens da alta sensibilidade e seletividade das técnicas invasivas com a vantagem de não necessitar de nenhum cuidado com alívio de campo elétrico em aplicações de alta tensão, pois os sinais de monitoramento são enviados para o ambiente de baixa tensão por meio de fibras ópticas. Mesmo quando o motor está instalado em uma atmosfera com gases

inflamáveis, a fibra óptica não oferece riscos de ignição devido ao vidro ser não condutor de eletricidade e não transmitir energias perigosas.

O uso da ferramenta computacional em ambiente de simulação de EF possibilitou observar as formas de onda da variação do fluxo magnético no entreferro com taxa de amostragem de 10 kHz, simulando um motor de indução saudável e com barras quebradas. As simulações também foram aferidas com a aplicação da análise no domínio da frequência, ou seja, da mesma forma que a MCSA é executada. Através da comparação destas simulações com os sinais medidos de fluxo magnético no entreferro dos experimentos de campo, foi possível estabelecer um diagnóstico preciso do fenômeno de ocorrência de barras quebradas no domínio do tempo.

O conhecimento do Terfenol-D sob a forma monolítica já vinha sendo aplicado no LIF em um projeto de DE NAZARE e WERNECK [17] em um TC óptico, cujas dimensões eram macroscópicas e o alcance máximo em frequência limitado a menos de 1 kHz. Com o uso de compósitos magnetostrictivos feitos de partículas de Terfenol-D imersos em uma matriz de resina epóxi, foi possível a fabricação em dimensões reduzidas e obter maior alcance em frequência devido à baixa circulação de correntes de dispersão. Adicionalmente, o compósito de partículas de Terfenol-D apresenta características de alta resistividade, alta resistência à tração e oxidação e permite ser facilmente usinado depois de fabricado. Estas características tornaram o compósito magnetostrictivo atraente para o propósito deste trabalho.

O projeto mecânico de sensores ópticos compósito magnetostrictivos foi inicialmente realizado em um trabalho de QUINTERO *et al.* [18], o qual foi reproduzido e adaptado, mas com a utilização de FBGs inscritas no LIF com dimensões físicas menores que 5 mm, possibilitando assim obter um sensor mais reduzido.

O comportamento dos sensores construídos foi inicialmente explorado a partir de experimentos realizados no Laboratório de Supercondutores da UFRJ, cujo comportamento quasi estático praticamente coincidiu com o trabalho de DE NAZARE e WERNECK [17], e permitiu obter a região de operação linear e a região de saturação do compósito magnetostrictivo.

Um conjunto para a caracterização do *rise time* foi construído, de forma que o sensor fosse submetido a pulsos de campos magnéticos retificados em uma bobina com núcleo de ar. O menor tempo de subida produzido pelo conjunto foi próximo a  $9,5 \mu\text{s}$ , sem ter sido possível estabelecer um *rise time* mensurável. Logo, o sensor virtualmente é capaz de medir frequências superiores a 100 kHz, superando em pelo menos 10 vezes a necessidade de resolução para detecção de barras quebradas.

Os experimentos práticos apresentaram os resultados medidos com o sensor inserido no furo do dente do estator de um motor real, com um rotor saudável e com diversos outros rotores com vários defeitos provocados, que comprovaram as predições realizadas em ambiente de simulação.

As medições com o sensor no furo da ranhura não puderam ser realizadas devido ao colapso do duto durante a fabricação do motor. De acordo com as simulações em EF, este seria um local interessante para investigação do comportamento de defeitos do rotor do MIT devido a densidade do fluxo magnético coincidir com a faixa de sensibilidade do sensor. Os furos sobre o anel de curto não tiveram o desempenho esperado mostrando que esta localização não é a mais adequada para o propósito de medição de barras quebradas.

Os ensaios em um motor real demonstraram a capacidade do sensor distinguir barras defeituosas, ao passo que, a técnica convencional de assinatura de corrente realizada ao mesmo tempo, nos ensaios com baixos níveis de carga e nas situações que a barra não estava completamente rompida, não conseguiu indicar a gravidade do motor e conseqüentemente diagnosticou o motor como em boas condições.

Devido ao pequeno tamanho do sensor, ele pode ser instalado em um motor novo sem alterar o projeto original do fabricante ou durante um evento de manutenção instalado em um duto de ventilação do dente do núcleo do estator, sem danificar ou modificar as características do motor. Associado a algoritmos simples de reconhecimento de padrões, é possível que apenas um sensor de Terfenol-D seja capaz de distinguir a evolução de danos da barra do rotor mesmo nos estágios iniciais da falha.

## 6.2 Trabalhos futuros

Devido a ter sido observado uma instabilidade na medição durante os testes práticos no motor real, provavelmente devido à falta de correção de temperatura e ao deslocamento do sensor dentro do furo, algumas melhorias podem ser estudadas. A instabilidade devido à falta de compensação de temperatura pode ser minimizada ou até eliminada com o uso de redes gêmeas para compensação de efeitos de variação térmica sobre o sinal de saída da rede sensora, desta forma, obtendo valores de medição mais precisos e possibilitando inclusive medir parâmetros da máquina durante a operação. Adicionalmente, pode ser adotado um laser de maior potência. O deslocamento do sensor, provavelmente devido à vibração, leva à alteração da qualidade do sinal, devendo ser propostos métodos capazes de manter o sensor rigidamente fixado ao núcleo do estator.

Desenvolvimento de software para detecção de barras quebradas e estudo de outros fenômenos, inclusive associados às técnicas existentes.

O sensor foi testado em um motor de baixa tensão, por ser de baixo custo e fácil de ser manipulado. Um teste do sensor em um motor de média tensão certamente seria bem-sucedido. Propostas de métodos adequados de fixação do sensor e melhor localização poderiam ser avaliados.

O aperfeiçoamento operacional do sensor poderia ser estudado com o uso de alinhamento dos domínios magnéticos ou pré-carga do sensor, com o intuito de obter maior sensibilidade ou medir outras faixas de operação quando submetido a uma maior densidade de fluxo magnético.

O tempo de vida útil e a estabilidade da medição do sensor também poderiam ser estudados aplicando técnicas de envelhecimento acelerado, por exemplo, submetendo a condições severas de temperatura, vibração e campo elétrico.

Dentre os materiais que compõe do sensor, o de menor suportabilidade à temperatura é a resina epóxi, portanto outras resinas como silicone poderiam ser investigadas para aplicações em alta temperatura, como em motores de bombeio submerso em campos de exploração de petróleo.

Outros fenômenos em motores de indução podem ser estudados com o uso de vários sensores ópticos compósito magnetostrictivos instalados no motor, como por exemplo, obter a localização exata da barra defeituosa, medir curto entre espiras ou excentricidade. A aplicação pode ser estendida para outros tipos de máquinas girantes como estudos de transitórios, curto entre espiras rotóricas e perda de excitação em geradores e motores síncronos, estes últimos podem ser estudados defeitos ou quebra das barras de amortecimento.

Outras aplicações podem ser estudadas, como a capacidade de medir campos alternados de alta frequência através da aplicação de bias com ímãs ou bobinas com campo CC, obviamente levando em consideração o compromisso com a colocação de bobinas em locais com elevada diferença de potencial elétrico ou aplicações em espaço reduzido.

# Referências Bibliográficas

- [1] PAREKH, R. “AC Induction Motor Fundamentals”, *Microchip Technology Inc*, 2003.
- [2] S. H. CHETWANI, M. K. S. . M. R. “Online condition monitoring of induction motors through signal processing”, *2005 IEEE International Conference on Electrical Machines and Systems*, v. 3, pp. 2175–2179, set. 2005.
- [3] KLIMAN, G., KOEGL, R., STEIN, J., et al. “Noninvasive detection of broken rotor bars in operating induction motors”, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 3, n. 4, pp. 873–879, 1988.
- [4] SAIDI, L., FNAIECH, F., HENAO, H., et al. “Diagnosis of broken-bars fault in induction machines using higher order spectral analysis”, *ISA transactions*, v. 52, n. 1, pp. 140–148, 2013.
- [5] SIDDIQUI, K. M., GIRI, V. “Broken rotor bar fault detection in induction motors using wavelet transform”. In: *Computing, Electronics and Electrical Technologies (ICCEET), 2012 International Conference on*, pp. 1–6. IEEE, 2012.
- [6] ELTABACH, M., CHARARA, A., ZEIN, I., et al. “Detection of broken rotor bar of induction motors by spectral analysis of the electromagnetic torque using the Luenberger observer”. In: *Industrial Electronics Society, 2001. IECON'01. The 27th Annual Conference of the IEEE*, v. 1, pp. 658–663. IEEE, 2001.
- [7] KUMAR, S., PRAKASH, J., KUMAR, S. S. “Detection of broken rotor bars in induction motor using derivative free kalman filters”. In: *Process Automation, Control and Computing (PACC), 2011 International Conference on*, pp. 1–7. IEEE, 2011.
- [8] CHAMPAVIER, F. “Condition Monitoring of Induction motors using Vibration and Electrical signature analysis”, *EE Mods Conference14-17 september 2009*, 2009.

- [9] MORTAZAVIZADEH, S., MOUSAVI, S. “A review on condition monitoring and diagnostic techniques of rotating electrical machines”, *Physical Science International Journal*, v. 4, n. 3, pp. 310, 2014.
- [10] MIOTTO, E. L., NAKANO, A. Y. “Análise de barras quebradas em rotor de motor de indução trifásico por assinatura de corrente elétrica e por processamento psicoacústico”. In: *16º Simpósio Brasileiro de Micro-ondas e Optoeletrônica (SBMO) e 11º Congresso Brasileiro de Eletromagnetismo (CBMag)*. Momag, 2014.
- [11] GANCHEV, M., KUBICEK, B., KAPPELER, H. “Rotor temperature monitoring system”. In: *Electrical Machines (ICEM), 2010 XIX International Conference on*, pp. 1–5. IEEE, 2010.
- [12] CABANAS, M. F., PEDRAYES, F., MELERO, M. G., et al. “Unambiguous detection of broken bars in asynchronous motors by means of a flux measurement-based procedure”, *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, v. 60, n. 3, pp. 891–899, 2011.
- [13] DIAS, C. G., CHABU, I. E. “Spectral analysis using a hall effect sensor for diagnosing broken bars in large induction motors”, *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, v. 63, n. 12, pp. 2890–2902, 2014.
- [14] SAAD, K., MIRZAEVA, G. “Fault diagnostics of induction motors based on internal flux measurement”. In: *Industrial Technology (ICIT), 2014 IEEE International Conference on*, pp. 201–206. IEEE, 2014.
- [15] HILL, K. O., MELTZ, G. “Fiber Bragg grating technology fundamentals and overview”, *Journal of lightwave technology*, v. 15, n. 8, pp. 1263–1276, 1997.
- [16] DE ASSUMPÇÃO RIBEIRO, B. *Transformador de Potencial Óptico Baseado em FBG-PZT com Demodulação por Redes Gêmeas e Filtro de Fabry-Perot*. Msc, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2011.
- [17] DE NAZARE, F. V. B., WERNECK, M. M. “Towards a hybrid current monitoring system: Nickel and GMM comparison as magnetostrictive transducers”. In: *2013 IEEE International Instrumentation and Measurement Technology Conference (I2MTC)*, 2013.
- [18] QUINTERO, S. M., BRAGA, A., WEBER, H. I., et al. “A magnetostrictive composite-fiber bragg grating sensor”, *Sensors*, v. 10, n. 9, pp. 8119–8128, 2010.

- [19] GONÇALVES, M. N. *TRANSFORMADOR DE POTENCIAL ÓPTICO COM DIVISOR CAPACITIVO PARA LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO DE 13, 8 KV*. Msc, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2015.
- [20] SANDLUND, L., FAHLANDER, M., CEDELL, T., et al. “Magnetostriction, elastic moduli, and coupling factors of composite Terfenol-D”, *Journal of Applied Physics*, v. 75, n. 10, pp. 5656–5658, 1994. doi: 10.1063/1.355627. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1063/1.355627>>.
- [21] OR, S. W., NERSESSIAN, N., CARMAN, G. P. “Dynamic magnetomechanical behavior of Terfenol-D/epoxy 1-3 composite”. In: *SPIE’s 9th Annual International Symposium on Smart Structures and Materials*, pp. 451–462. International Society for Optics and Photonics, 2002.
- [22] ZHOU, Y., SHIN, F. G. “Modeling of magnetostriction in particulate composite materials”, *IEEE transactions on magnetics*, v. 41, n. 6, pp. 2071–2076, 2005.
- [23] MORA, J., DIEZ, A., CRUZ, J., et al. “A magnetostrictive sensor interrogated by fiber gratings for DC-current and temperature discrimination”, *IEEE Photonics Technology Letters*, v. 12, n. 12, pp. 1680–1682, 2000.
- [24] REILLY, D., WILLSHIRE, A. J., FUSIEK, G., et al. “A fiber-Bragg-grating-based sensor for simultaneous AC current and temperature measurement”, *IEEE Sensors Journal*, v. 6, n. 6, pp. 1539–1542, 2006.
- [25] LIU, H., TAM, H., LO, C. Y., et al. “A novel high frequency magnetostrictive composite-fiber Bragg grating sensor”. In: *Optical Fiber Communication and the National Fiber Optic Engineers Conference, 2007. OFC/NFOEC 2007. Conference on*, pp. 1–3. IEEE, 2007.
- [26] BONALDI, E. L. “Diagnóstico Preditivo de Avarias em Motores de Indução Trifásicos com MCSA e Teoria de Conjuntos Aproximados”, *Itajubá, UNIFEI*, 2006.
- [27] HARGIS, C., GAYDON, B., KAMASH, K. “The detection of rotor defects in induction motors”. In: *Proc. 1982 IEE Int. Conf. Electrical Machines, Design and Application*, pp. 216–220, 1982.
- [28] ZOUZOU, S. E., KHELIF, S., HALEM, N., et al. “Analysis of induction motor with broken rotor bars using finite element method”. In: *Electric Power and Energy Conversion Systems (EPECS), 2011 2nd International Conference on*, pp. 1–5. IEEE, 2011.

- [29] SUTHERLAND, P. E., SALON, S. J. “Analysis of rotor faults in three phase induction machines”. In: *Industry Applications Conference, 2002. 37th IAS Annual Meeting. Conference Record of the*, v. 3, pp. 1548–1552. IEEE, 2002.
- [30] HUSSAIN, S. N., ZAIDI, S. S. H. “Modeling and analysis of three phase induction motor with broken rotor bar”. In: *Multi-Topic Conference (INMIC), 2014 IEEE 17th International*, pp. 488–493. IEEE, 2014.
- [31] LEGOWSKI, S. F., ULA, A. S., TRZYNADLOWSKI, A. M. “Instantaneous power as a medium for the signature analysis of induction motors”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 32, n. 4, pp. 904–909, 1996.
- [32] BRUDNY, J.-F., LECOINTE, J.-P., MORGANTI, F., et al. “Use of the external magnetic field for induction machine leakage inductance distinction”, *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 46, n. 6, pp. 2205–2208, 2010.
- [33] BACHA, K., HENAO, H., GOSSA, M., et al. “Induction machine fault detection using stray flux EMF measurement and neural network-based decision”, *Electric Power Systems Research*, v. 78, n. 7, pp. 1247–1255, 2008.
- [34] LAMIM FILHO, P., PEDERIVA, R., BRITO, J. “Detection of stator winding faults in induction machines using flux and vibration analysis”, *Mechanical Systems and Signal Processing*, v. 42, n. 1, pp. 377–387, 2014.
- [35] CEBAN, A., PUSCA, R., ROMARY, R. “Study of rotor faults in induction motors using external magnetic field analysis”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v. 59, n. 5, pp. 2082–2093, 2012.
- [36] JANDA, M., VITEK, O., SKALKA, M. “Noise diagnostic of induction machine”. In: *Electrical Machines (ICEM), 2010 XIX International Conference on*, pp. 1–4. IEEE, 2010.
- [37] LAPA, R. *Remote machine condition monitoring based on power supply measurements*. Msc, University of Huddersfield, 2013.
- [38] WANG, Y., FAN, C., YANG, L., et al. “Three-dimensional temperature field simulation for the rotor of an asynchronous motor”, *European Journal of Physics*, v. 31, n. 4, pp. 701, 2010.
- [39] XIE, Y., WANG, Y. “3D temperature field analysis of the induction motors with broken bar fault”, *Applied Thermal Engineering*, v. 66, n. 1, pp. 25–34, 2014.

- [40] BORN, M., WOLF, E. *Principles of optics: electromagnetic theory of propagation, interference and diffraction of light*. Cambridge, United Kingdom, Cambridge University Press, 2003.
- [41] OTHONOS, A., KALLI, K. *Fiber Bragg gratings: fundamentals and applications in telecommunications and sensing*. Boston, USA, Artech House, 1999.
- [42] RIBEIRO, B., WERNECK, M. M. “FBG-PZT sensor system for high voltage measurements”. In: *Instrumentation and Measurement Technology Conference (I2MTC), 2011 IEEE*, pp. 1–6. IEEE, 2011.
- [43] CREMONEZI, A. O., OTHERS. *Projeto de transdutor de corrente elétrica para alta tensão com nova abordagem de detecção magnetostritiva e sensoriamento óptico, utilizando Terfenol-D e grade de Bragg em fibra óptica*. Msc, Universidade Estadual de Campinas, SP, 2011.
- [44] CARVALHO, M. D. C. *Redes de Bragg em Fibras Ópticas Poliméricas*. Dsc, Instituto Militar de Engenharia (IME), Brasil, 2010.
- [45] MICRONOPTICS. “Instruments - Micron Optics”. 21/08/2016. Disponível em: <<http://www.micronoptics.com/products/sensing-solutions/instruments/>>.
- [46] HBM. “Optical Interrogators for Fiber Optic Sensing”. 21/08/2016. Disponível em: <<https://www.hbm.com/en/2322/optical-interrogators-from-hbm-fibersensing/>>.
- [47] OPTICS, O. “Manually Adjustable Polarization Insensitive Tunable Filters”. 23/09/2016. Disponível em: <[http://www.ozoptics.com/ALLNEW\\_PDF/DTS0051.pdf](http://www.ozoptics.com/ALLNEW_PDF/DTS0051.pdf)>.
- [48] KERSEY, A. D., BERKOFF, T. A., MOREY, W. W. “Multiplexed fiber Bragg grating strain-sensor system with fiber Fabry-Perot wavelength filter”, *Optic Letters*, v. 18, n. 16, pp. 1370–1372, 1993.
- [49] YIN, S., RUFFIN, P. B. AND YU, F. T. S. *Fiber Optic Sensors*. 2 ed. New York, USA, Taylor & Francis Group, 2008.
- [50] GEORGIA STATE UNIVERSITY, D. O. P., ASTRONOMY, H. “Fabry-Perot”. 22/08/2016. Disponível em: <<http://hyperphysics.phy-astr.gsu.edu/hbase/phyopt/fabry.html>>.

- [51] DE ASSUMPTÃO RIBEIRO, B. *Compensação de Temperatura em um Sensor Óptico-Elétrico para Medidas de Tensão em Linhas de Transmissão*. Dsc, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2015.
- [52] CLARK, A., HATHAWAY, K. “Physics of Giant Magnetostriction”. In: *Handbook of Giant Magnetostrictive Materials*, cap. 1, San Diego, USA, Academic Press, 2000.
- [53] CHEN, D.-X., PARDO, E., SANCHEZ, A. “Demagnetizing factors for rectangular prisms”, *IEEE Transactions on magnetics*, v. 41, n. 6, pp. 2077–2088, 2005.
- [54] OLABI, A. G., ABDUL-GHANI, GRUNWALD, A. “Design and application of magnetostrictive materials”, *Materials & Design*, v. 29, n. 2, pp. 469–483, 2008.
- [55] PACHECO, C. J. *Aplicação de Materiais com Magnetostricção Gigante em sensores de Deslocamento sem Contacto*. Msc, PUC-Rio, 2007.
- [56] DATA, M. M. P. “ETREMA Products Terfenol-D Magnetostrictive Smart Material”. 02/11/2016. Disponível em: <<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=aa68cad05c7c4d39932834d68e669a5d>>.
- [57] INC, E. P. “Etrema Terfenol-D Actuators The Emerging Choice of Leading-Edge Engineers”. 02/11/2016. Disponível em: <[http://www.me.utexas.edu/~bryant/courses/me392q\\_348/Lecture\\_notes/TerfenolD.pdf](http://www.me.utexas.edu/~bryant/courses/me392q_348/Lecture_notes/TerfenolD.pdf)>.
- [58] SALON, S. J. *Finite element analysis of electrical machines*, v. 101. New York, USA, Kluwer academic publishers Boston USA, 1995.
- [59] DIAS, P. B. *Desenvolvimento de Compósito Particulado Porcelanato/Epóxi para Revestimento Anti-Erosivo em Dutos*. Dsc, Universidade Estadual do Norte Fluminense – UENF, Rio de Janeiro, Brasil, 2007.
- [60] WHEELER, H. A. “Formulas for the skin effect”, *Proceedings of the IRE*, v. 30, n. 9, pp. 412–424, 1942.
- [61] TECHNOLOGY, L. “Design Simulation and Device Models”. 18/03/2016. Disponível em: <<http://www.linear.com/designtools/software/>>.

# Apêndice A

## Divulgação Tecnológica e Científica

São descritos os documentos referentes à divulgação tecnológica e científica acerca do projeto desenvolvido.

1. BIELER, G. e WERNECK, M. M., “A Magnetostrictive-Fiber Bragg Grating Sensor for Induction Motor Health Monitoring”, Measurement Science and Technology, identificação MST-105237, submetido em 31 de dezembro de 2016.

# A Magnetostrictive-Fiber Bragg Grating Sensor for Induction Motor Health Monitoring

Geraldo Bieler and Marcelo M. Werneck\*

**Abstract**— AC induction motors are the most common motors used in industrial motion. They are widely used in industrial applications for its simplicity, rugged design, low-cost, low maintenance and direct connection to an AC power source. One of the faults occurring in induction motor is the rotor bar breakage that may rapidly spread to a functional failure with catastrophic consequences. Despite the low cost of an induction motor, production losses due to a functional failure in the motor may be of the order, or greater than, the cost of the motor itself and therefore, the cost advantages that can be achieved with predictive maintenance justify research in monitoring techniques that can indicate the evolution of the conditions before a failure occurs. In this paper, we demonstrate a magnetic sensor based on fiber Bragg grating (FBG) and magnetostrictive composite made of Terfenol-D particulates immersed in epoxy resin matrix applied to induction motor to detect rotor broken bars. To the best of our knowledge, this work demonstrates by the first time an FBG based magnetic sensor applied to monitor an induction motor with the capability to distinguish defective bars, whereas at the same time, conventional technique of current signature at low loading levels failed to indicate the motor severity. The obtained results indicate that the Terfenol-D based sensor can be used for purposes of monitoring broken rotor bars in high voltage induction motors, even when the motor is installed in a dangerous atmosphere, due to the insulation provided by the optical fiber sensor.

**Index Terms**—Fiber Bragg Grating, FBG, magnetic sensor, induction motor, magnetostriction, motor health monitoring fiberoptic sensor.

## I. INTRODUCTION

Induction motors are the most common motors used in industrial motion. They are widely used in industrial applications for its simplicity, rugged design, low-cost, low maintenance and direct connection to an AC power source. Additionally, as there is no electrical connection between the moving parts (rotor) and the stationary part (stator) there are no sparks produced, which poses an advantage when working in presence of liquid combustibles or explosive gases. Therefore, this kind of motor is widely used in the Oil and Gas Industry.

In a study from Williamson (2004) [1] he concluded that in developed countries, at least 60% of the total electrical energy consumed by the industry accounts for the energy consumed by induction motors.

A fault in the rotor of an induction motor represents only 10% of total failures that can occur (Chetwani et al, 2005)[2], but despite of this lower contribution, a rotor bar breakage may rapidly spread to a functional failure with catastrophic consequences.

Rotor failures may be caused by defects in the manufacturing process or improper use. During startup, currents at the industrial frequency, around five to seven times the nominal current are induced in the rotor bars. The bar breakage usually occurs due to a continued repetition of a fatigue process and also because of the skin effect during the startup that, due to the Joule effect, heats unequally the bar causing it to bend. With the centrifugal force, a broken bar may exit the slot or throw into the air gap broken pieces damaging the stator core and winding.

Low voltage induction motors go up to 150 kW in industry and are usually connected to 440 V. Medium voltages from 2.3 kV to 4 kV are used for motors with power ratings up to 2.5 MW, and 13.2 kV is used

---

Geraldo Bieler is with Petrobras SA, Rio de Janeiro, Brazil

Marcelo Werneck is with the Electrical Engineering Program and Nanotechnology Engineering Program, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Brazil

\*Corresponding author (werneck@lif.coppe.ufrj.br).

for 2.5 MW motors and above. In the oil and gas industry, these motors drive pumps and compressors, usually in places with explosive atmosphere.

Medium voltage induction motors are simple, reliable and economical, but their cost rise exponentially as they increase in size. Despite its low cost compared to the driven equipment (pumps and compressors), production losses due to a functional failure in the motor may be of the order, or greater than, the cost of the motor itself. The worse concern to the Oil & Gas industry is if the system is not redundant, must run continuously for years and a motor replacement is not locally available. In addition, because large machines are tailor-made, often waiting for a repair can take several weeks and, if a replacement is necessary, it can take several months to get the system operating again.

The cost advantages that can be achieved with predictive maintenance justify research in monitoring techniques that can indicate the evolution of the conditions before a failure occurs. Condition health monitoring enables the programming of an intervention when needed and non-intervention when not needed. Therefore, any technique that allows the interpretation of a defect in evolution should be simple, straightforward, reliable, and its implementation should be feasible and cost effective.

Conventional methods to diagnose rotor faults and bar rupture can be divided between two basic approaches: current monitoring and magnetic flux monitoring.

Current monitoring is based on the motor current signature analysis using the fast Fourier transform (FFT) and other mathematical techniques. This is obtained by attaching current sensors at each of the motor three-phase terminals, as in work of Siddiqui and Giri (2012)[3] and performing a wavelet transform or as in the work of Saidi et al. (2013)[4] by spectral analysis.

Magnetic flux monitoring obtained by the use of Hall sensors is considered to be one of the most reliable electric technique for condition monitoring. Saad and Mirzaeva (2014)[5] monitored the main air gap flux with the help of a calibrated Hall Effect flux sensor, which is claimed by the authors to be the best technique to measure the main air gap magnetic flux. In the case of broken rotor bar fault, they only simulated results that shown prospective for detecting this type of fault.

A relatively recent work of Mortazavizadeh and Mousavi (2014)[6] present a review on condition monitoring and diagnostic techniques for induction motors, describing many techniques, but all related to broken rotor bars based on current or magnetic flow measurement and analysis.

Considering a field application, particularly in an offshore oil platform, where every size of induction motors rein in an extremely harsh environment, we ponder whether complex digital signal processing or low noise instrumentation circuits are the best choice considering the local environment condition of high EMI allied to explosive atmosphere. For this reason, we propose a more robust technique to monitor the air gap magnetic flow.

In this paper, we demonstrate a magnetic sensor based on fiber Bragg grating (FBG) technique applied to induction motor in order to detect and localize rotor broken bars. We then decided for a magnetostrictive composite made of Terfenol-D particulates immersed in epoxy resin matrix. This is particularly interesting to be used in the field because they present high resistivity and therefore low eddy currents circulation and suitable for high frequencies.

## II. FIBER BRAGG GRATING AND MAGNETOSTRICTION FUNDAMENTALS

Fiber Bragg gratings are reflective structures inscribed in the core of optical fibers consisting in modulation of its refractive index (RI). The central wavelength of the reflected light, a small portion of the input spectrum, is called Bragg wavelength ( $\lambda_B$ ) of the grating and varies according to

$$\lambda_B = 2n_{eff} \Lambda \quad (1)$$

where  $n_{eff}$  is the effective RI at the FBG location and  $\Lambda$  is the periodicity of the grating.

By taking the partial derivatives of the Bragg wavelength with respect to temperature and displacement in Eq. 1, it is possible to obtain the relationship between the Bragg wavelength with temperature and strain (Werneck et al., 2013)[7]:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e) \varepsilon_{FBG} + (\alpha_{FBG} + \eta) \Delta T \quad (2)$$

In this last equation  $\Delta\lambda_B$  is the Bragg wavelength shift,  $\lambda_B$  is the Bragg central wavelength,  $\rho_e$  is the photoelastic coefficient,  $\varepsilon_{FBG}$  is the strain applied to the FBG,  $\Delta T$  is the temperature variation,  $\alpha_{FBG}$  is the silica thermal expansion coefficient and  $\eta$  is thermo-optic coefficient.

Therefore, an FBG is, basically, sensitive to temperature and strain; however, in order to make it sensitive to magnetic flux we simply attach it to a magnetostrictive material, as nickel for instance. When the magnetic field extends the material, the FBG will strain accordingly and a measurement of the strain, and therefore of the magnetic field can be made.

We have recently developed a magnetic flux sensor based on a giant magnetostrictive material (GMM) as primary sensor (Nazaré and Werneck, 2015)[8] for current monitoring. In fact, many other studies have demonstrated the excellent properties of GMM for current measurement systems based on FBGs, such the work of Cremonezi *et al.* (2013)[9], Nazaré and Werneck (2013)[10] and Silva *et al.* (2013)[11].

All magnetic materials present magnetostriction, a property in which the material is strained when submitted to a magnetic field. Some ferromagnetic materials present small magnetostrictive effect, such as silicon-steel and ferrite, for instance. Other materials present higher magnetostrictive effect such as cobalt and nickel, and some other materials, in form of alloys, present an even higher effect such as Metglas ( $\text{Fe}_{81}\text{Si}_{13.5}\text{B}_{13.5}\text{C}_2$ ) and Terfenol-D ( $\text{Tb}_x\text{Dy}_{1-x}\text{Fe}_2$ ), developed in the 1970s by the US Naval Ordnance Laboratory. In this work it was used Terfenol-D because it is the largest known magnetostrictive material.

The first step in the sensor production started with the FBG calibration. The technique consists in applying several known weights to the FBG and at the same time record the Bragg wavelength displacement. Then, one plots the Bragg wavelength against the respective strain, and trace a regression curve obtaining  $R^2 = 0.999995$  in the following equation:

$$\lambda_B = 1151.4\varepsilon + 1536.2 \quad (3)$$

where  $\lambda_B$  was measured in picometers and  $\varepsilon$  in microstrain. Now, from (2) and considering a constant temperature environment we arrive to:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e)\varepsilon_{FBG} \quad (4)$$

where  $\lambda_B$  is the central Bragg wavelength at ambient temperature (25°C), equal to 1536.2 nm. Then, the calibrated photoelastic constant  $\rho_e$  can be calculated from:

$$\rho_e = 1 - \frac{1151.4}{1536.2} = 0,250 \quad (5)$$

Thus, the strain as a function of wavelength is:

$$\varepsilon_{FBG} = 1,33 \frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} \quad (6)$$

### III. MATERIALS AND METHODS

Differently from the technique of bonding the FBG to the magnetostrictive substrate, we adopted the technique of building a magnetostrictive material around the FBG. This was done in order to obtain a small, robust and compact sensor, capable to be inserted into a small hole to be made in the motor stator core. The hole will cross all the way, from the motor external surface to the air gap so as to be possible to position the sensor just over the air gap, as close as possible to the rotor bars, but without obstructing the air gap as it will be detailed below.

#### A. Sensor Development

The production of the sensor started by ball milling a small piece of Terfenol-D (Etrema Products, Inc. USA) producing particles ranging from 210 to 300  $\mu\text{m}$  and preserved immersed in high purity isopropyl alcohol. Terfenol-D particles and epoxy (Resin 8003 from Resinpoxy Ltda., Rio de Janeiro, Brazil) were homogeneously mixed and inserted into a PVC mold with a cylindrical shape with 2 mm in diameter by 5 mm long. The blend contained 70% in volume of epoxy resin and 30% of Terfenol-D particulate, based on the test results from Quintero *et al.* (2010)[12].

The fiber with the FBG inscribed on its tip was then inserted midway through the axis of the mold. Immediately after that, the mold was degassed in a vacuum chamber to eliminate air bubbles, homogenized and cured for 48 hours at room temperature. The epoxy, after addition of the hardener, remains liquid for 2 to 3 hours before starting the gel phase. As Terfenol-D presents a density much higher than that of the epoxy, the powder tends to decant before the epoxy cures completely. For that reason, the mold is kept in

a rotating platform with a rotational speed of about one turn per second during the curing period. Four sensors were produced using this technique, which are shown in Fig. 1.

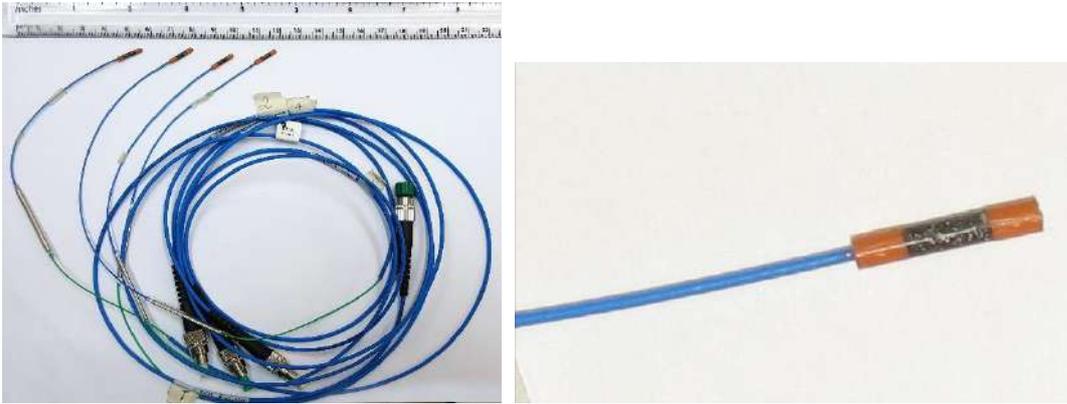


Fig. 1. Composite magnetostrictive sensors developed.

### B. FBG Interrogation

The interrogation consists in an optical setup to detect the central wavelength displacement of the FBG. For the interrogation of the FBG sensor, we used a Fabry-Perot (F-P) filter technique. This technique allows the demodulation of high frequency pulses under a constant temperature environment. Figure 2 shows the optical setup used for demodulation, consisting of an ASE (amplified spontaneous emission), an optical circulator, the F-P filter, a photodetector and a transimpedance amplifier.

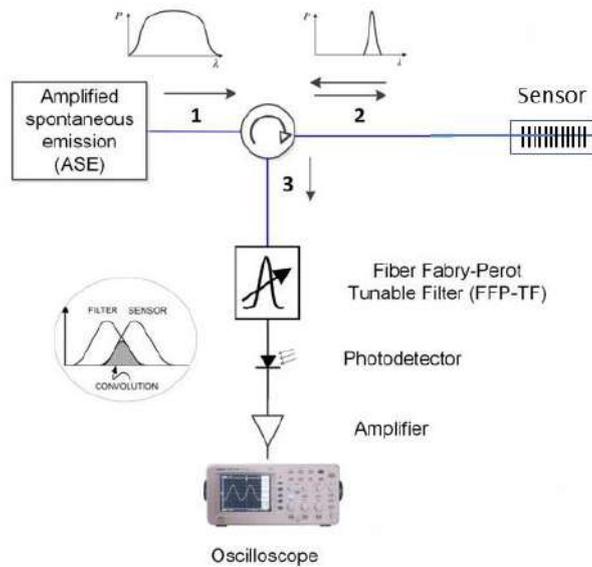


Fig. 2. The setup used to demodulate the FBG was based on an edge filter (Fabry-Perot) that performs a convolution between the moving FBG peak and the stationary band pass spectrum.

## IV. RESULTS AND DISCUSSION

### A. Static Characterization

In order to characterize the magnetic sensor, the first step was to submit it to a static magnetic field and compare the results with those obtained from bulk Terfenol-D rods. The sensor was then inserted into the air gap of an electromagnet (Lake Shore Cryophotonics, USA, Model 622) that can apply a magnetic flux in the range from zero to 14,000 G, recalling that 10,000 Gauss [G] = 1 Tesla [T].

Fig. 3 (Left) shows the magnetization curve obtained, as a function of the Bragg wavelength shift. From (6) it is possible to calculate the strain equivalent to the Bragg shift, producing the graph shown in Fig. 3 (Right).

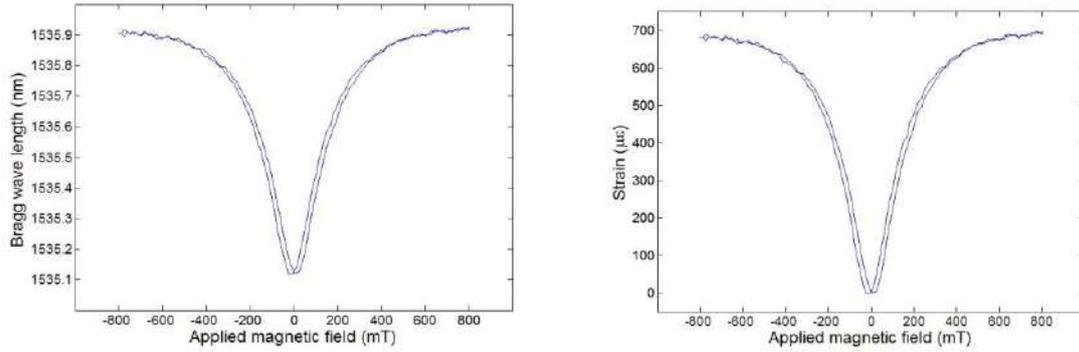


Fig. 3. Response do the sensor to an induced magnetic field. Left: Magnetization curve obtained when submitting the sensor to a magnetic field, as a function of the Bragg wavelength displacement. Right: Equivalent strain obtained from the curve in (A) after applying (4).

We can now compare the graph in Fig. 3 (Left) with previous results of magnetization of Terfenol D bulk rod, as show in Fig 4 (Nazaré, 2014)[13]. We notice that the Bragg wavelength shift obtained from our sensor with a magnetic flux of 800 mT is about 0.8 nm, whereas the Brag shift obtained by Nazaré (2014)[13] with the same magnetic flux, but using a bulk Terfenol-D rod is 1.2 nm.

To explain that difference, we recall that the working principle of the sensor is that, as the Terfenol-D particles increase their size due to the magnetic field, the fiber bonded to the particles will extend too. However, the Young modulus of the epoxy is much smaller than that of the Terfenol-D particles and since the particles are embedded into the epoxy, the resultant Young modulus is quite smaller than that of the fiber, which presents a relatively high Young modulus of about 71.71 GPa. In consequence, the total displacement of the sensor will be proportional to the combination of the Young modulus involved. For this reason, the fiber will extend much less than if bonded to a bulk Terfenol-D rod. Clark and Hathaway (2000)[14] have also found a differences in strain between composite and bulk Terfenol-D sensor, but explain them by observing that a smaller energy density of the composite could lead to a smaller coupling coefficient.

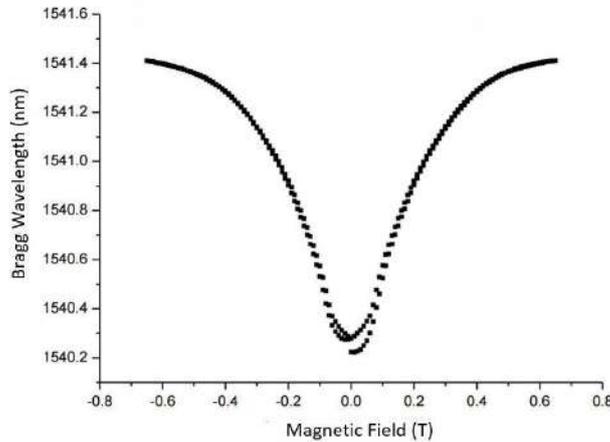


Figure 4. The magnetization curve of a bulk rod of Terfenol-D under an applied magnetic field (Modified from de Nazaré, 2014 [13], with permission).

When comparing the results shown in Fig 3 (Right), that is, strain versus magnetic field, with results found in literature, we notice that the results obtained with our sensor are very similar to those demonstrated by Quintero et al. (2010)[12]. Indeed, they measured  $750 \mu\epsilon$  for a magnetic field of 750 mT as compared to our result of  $680 \mu\epsilon$  for the same magnetic field. The difference can be attributed to the proportion of the particles with epoxy and to the different make of the epoxy. However, the slope of  $2.2 \mu\epsilon/\text{mT}$  measured in the useful range of 50 to 250 mT was the same as that obtained by Quintero et al.

### B. Dynamic Test

The next test was performed to observe the sensor ability to respond to the passage of two small magnets attached to a wheel, spinning at a known speed. The wheel was driven by a small three-phase 0.75 kW

induction motor with rated speed of 3,425 rpm, controlled by a variable speed drive. The two magnets were attached to the wheel at 2.16 degrees apart, so that the magnet's passage period would be 200  $\mu$ s at 1,800 rpm. The Terfenol-D sensor was mounted on an adjustable bracket at a distance of 5.4 mm from the magnets. The magnetic field measured at this distance was 6.7 mT. Figure 5 shows the complete setup of the test rig.

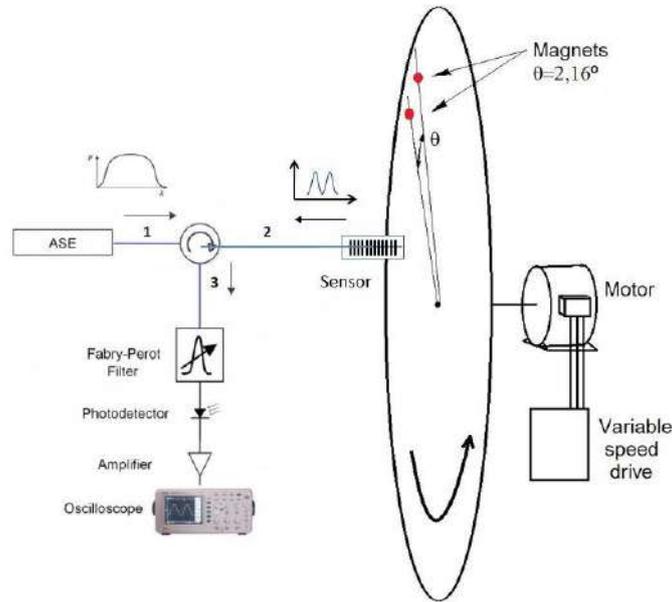


Fig. 5. The setup of the test rig used to apply to the sensor two consecutive magnetic pulses.

The result of this test is shown in Fig. 6 where it is possible to see two consecutive pulses with an amplitude of 28 mV separated by 200  $\mu$ s, as expected. The measured rise time was 80  $\mu$ s but it depends not only on the sensor itself, but also on the time taken to the magnet to pass in front of the sensor and on the magnet dimensions. In order to measure the sensor rise time, the sensor should be tested under sharp and controlled magnetic field pulses, as reported in the next section.

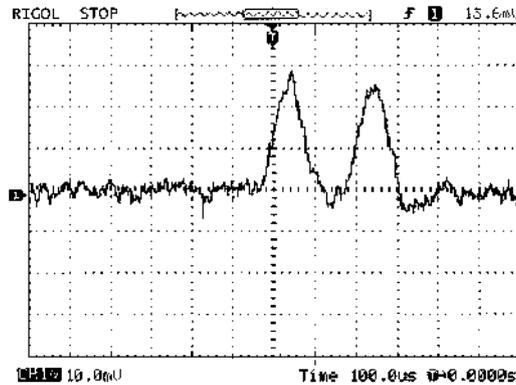


Fig. 6. Peaks of the magnets passage measured by the Terfenol-D sensor. Vertical axis: 10.0 mV/div; Horizontal axis: 100.0  $\mu$ s/div.

### C. Rise Time and Delay Time Measurement

The next step for the sensor characterization is to determine the rise time of the sensor with the purpose to check the sensor capability to respond to the magnetic field generated by the rotor bars passage, when installed into the air gap of the induction motor. As it will be detailed later, the induction motor to be used for the tests presents a rated speed of 1,740 rpm with 28 bars in its rotor. Thus, each bar will pass in front of the sensor each 1.23 ms, which means that the time response of the sensor must at least one order of magnitude smaller.

For this experiment, an air core coil was built with an inductance of about 409.7  $\mu$ H, capable of providing a magnetic field of 102.5 mT at a current of 10 A. A digital waveform generator was programmed to drive repeated pulses of two different rise times, 9.5  $\mu$ s and 25  $\mu$ s, spaced apart by 16.6 ms. These trains of pulses

were driven into an impulse generator circuit, built around the IRFP250N power MOSFET to drive current pulses into the coil.

Fig. 7 shows the setup built for the rise time and delay time tests. The optical setup presented in Fig. 1 is repeated here for a better understanding of the complete system. The sensor was placed inside the coil and the output optical signal, after converted into electrical signal by the photodiode, was recorded into the oscilloscope together with the current signal from the current probe.

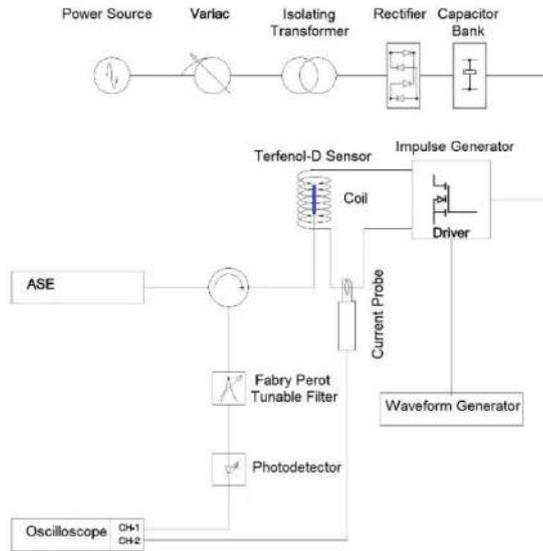


Fig.7. Setup used to measure the sensor rise time. The oscilloscope recorded both output signals, from the sensor and from the current probe.

Fig. 8 shows the pulse responses of the sensor for two different rise times, together with the applied current pulse.

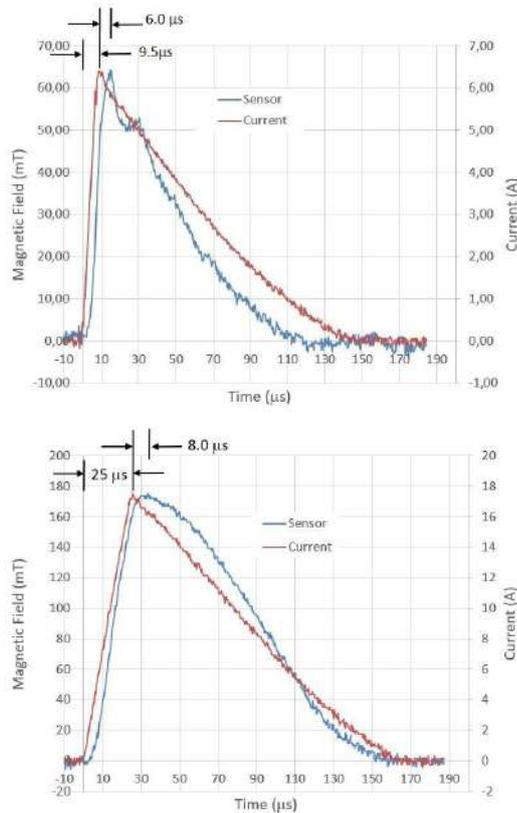


Fig. 8. Current pulses applied (red) and sensor response (blue). Left: Pulse rise time of  $9.5 \mu\text{s}$  with current pulse of  $6.4 \text{ A}$ . Right: Pulse rise time of  $25 \mu\text{s}$  with current pulse of  $17.8 \text{ A}$ .

In all experiments, the sensor rise time (measured from 10% to 90%) was similar to that of the magnetic field applied, independently of the magnetic pulse rise time. An overall delay of about  $8 \mu\text{s}$  between the applied pulse and the sensor response was observed. This delay is attributed to the time taken to the Terfenol-D matrix domains to turn their magnetization direction.

After these experiments, it was concluded that the Terfenol-D sensor showed enough rise time for the purpose of measuring the variation of the magnetic flux in the air gap in induction motors, however it was not possible to establish the frequency upper limit of the sensor with the electrical test applied. For this reason, it was designed a dynamic test that could better simulate the passage of the rotor bars in front of the sensor.

#### D. Tests in a Real Induction Motor

The next test was performed in a real induction motor at Weg Equipamentos Elétricos S.A, located at Santa Catarina State, Brazil. At their workshop, we tested a three-phase  $220/380 \text{ V}_{\text{CA}}$  induction motor Model W22, with a rotor with 28 slots with bars. To observe the effects of broken rotor bars, six rotors were manufactured, one healthy and five others with defects, such as, one broken bar, one augmented resistivity bar, two broken bars, etc. The idea was to check whether the sensor was capable to detect these defects. The broken bars defects were simulated by inserting ceramic bars into the slots during manufacture and the augmented resistivity was simulated by filling 50% of one slot with ceramic, prior to aluminum injection.

In order to install the sensor at the motor air gap, a hole of 3 mm in diameter and 32 mm in length was made in the stator core so as to become externally accessible to introduce the sensor as close as possible to the air gap. Fig. 9 shows the position of the hole with the sensor in the cross section of the induction motor used in the tests.

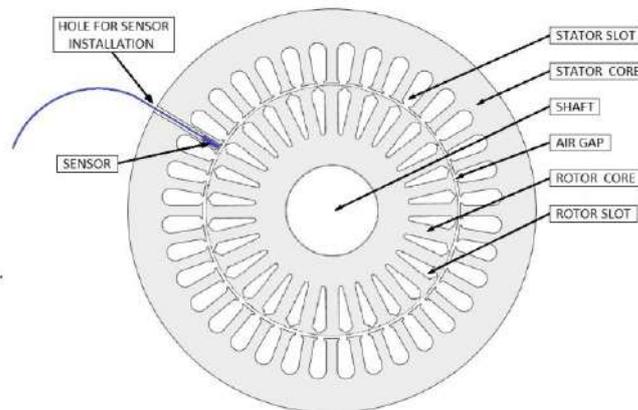


Fig. 9. Cross section view of the induction motor showing its most important features and the sensor position.

In order to impose load to the motor, it was installed on a dynamometer, which consisted of a 10 kW controlled excitation generator with the power dissipated in a resistor bank. Fig. 10 shows the motor and all equipment installed on the dynamometer.



Fig. 10. Experimental setup assembled at Weg workshop. Inset: Induction motor showing the sensor inserted in a hole that penetrated through the stator frame up to the air gap.

The first test was done with the healthy rotor in order to check the sensor sensitivity to the passing bars and also to use the results as a negative control. After this first test, for each new test, the motor was disassembled, the rotor replaced, and a new data acquisition from the sensors performed.

Figure 11 shows the oscilloscope reading for the healthy rotor with the motor running at 1,740 rpm. We can notice two large peaks with small peaks superimposed. The large peaks represent the magnetic field resultant from the 60 Hz input voltage supply. Since the magnetostriction is always positive, independently of the magnetic field direction, a sinusoidal magnetic field will result in a contraction/extension either for the positive or negative cycle, resulting in two positive pulses, as seen in Fig. 11. The period of each large pulse is exactly half of the period of a 60 Hz sinusoidal waveform, 8.33 ms.

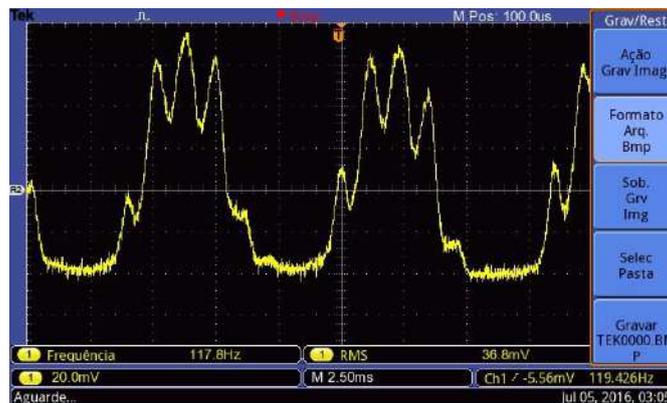


Fig. 11. Oscilloscope reading of the sensor response to a healthy induction motor. The large peaks represent the magnetic field resultant of the input voltage supply and each small peak superimposed represents the passage of the bars. Vertical axis: 20 mV/div; horizontal axis: 2.50 ms.

The bars movement are responsible for the small peaks superimposed over the large ones. The period of the bars passage is 1.23 ms and can be calculated from the motor speed and the number of bars agreeing with the period observed in Fig. 11.

Fig. 12 shows the sensor output record for several turns of the health rotor at 80% load. Notice the constancy in the bar passage.

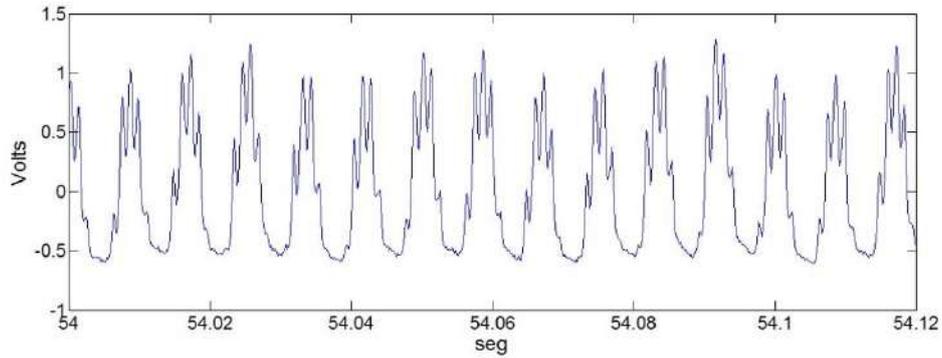


Fig. 12. Sensor response to the healthy rotor with the motor at 80% load.

Since the bar passage produces a variation on the magnetic flux density in the air gap when the bar is aligned with sensor tip, when a broken bar passes by the sensor, a distortion caused by the absence of current could be observed. Fig. 13 shows the sensor response for a rotor with one broken bar. It is clearly seen the broken bar passage at every turn, as indicated by the arrows.

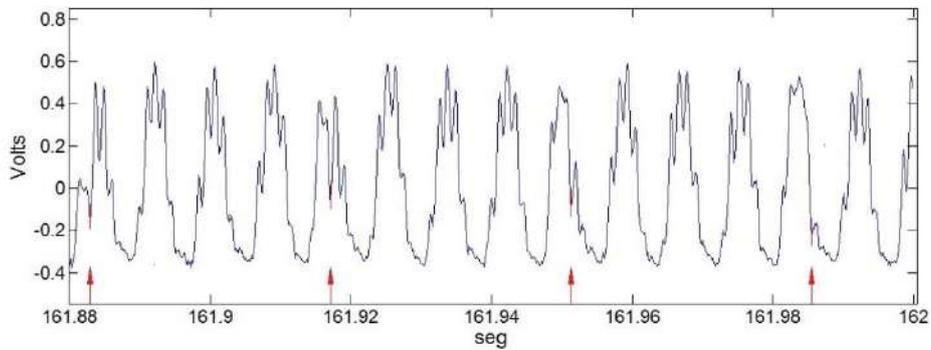


Fig. 13. Sensor response to a rotor with one broken bar with the motor at 80% load. The arrows indicate the bar passage, causing a distortion.

Fig. 14 shows the sensor response for a rotor with one augmented impedance bar, with 80% load. The distortion is indicated by arrows at each defective bar passage.

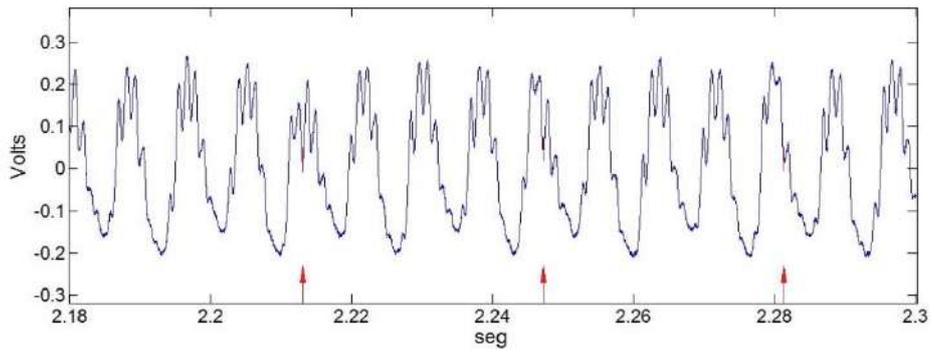


Fig. 14. Sensor response to one augmented resistivity rotor bar under 80% motor

When a motor runs with low load, the distortion caused is smaller, as shown in Fig 15, but still detected by the sensor.

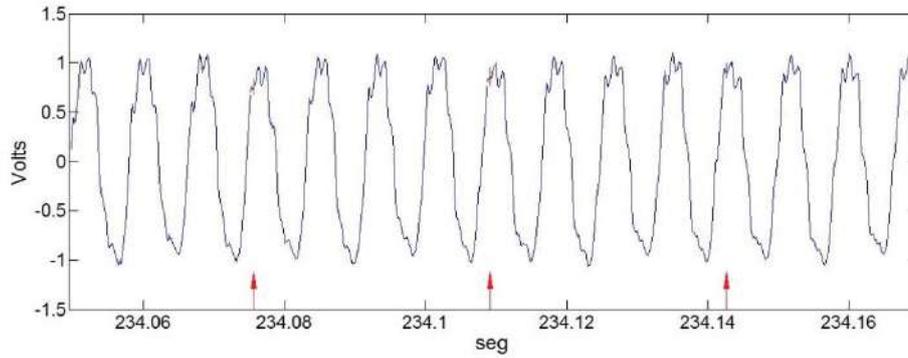


Fig. 15. Sensor response to one augmented resistivity rotor bar under 25% motor load, as indicated by the arrows.

In order to compare the results obtained by the Terfenol-D sensor with the conventional technique to monitor induction motors, say the FFT technique, for each test we acquired at the same time the current of one phase with the current probe shown in Fig. 10. Then, by using a data acquisition board (Brüel & Kjær Pulse Model 3560-B-020) with 24-bit AD converter, bandwidth 25.6 kHz and dynamic range better than 110 dB, an FFT was calculated. Figure 16 shows the spectra obtained with each kind of rotor. In each case, the arrows indicate the amplitude difference in dB between the fundamental and the first high left sideband.

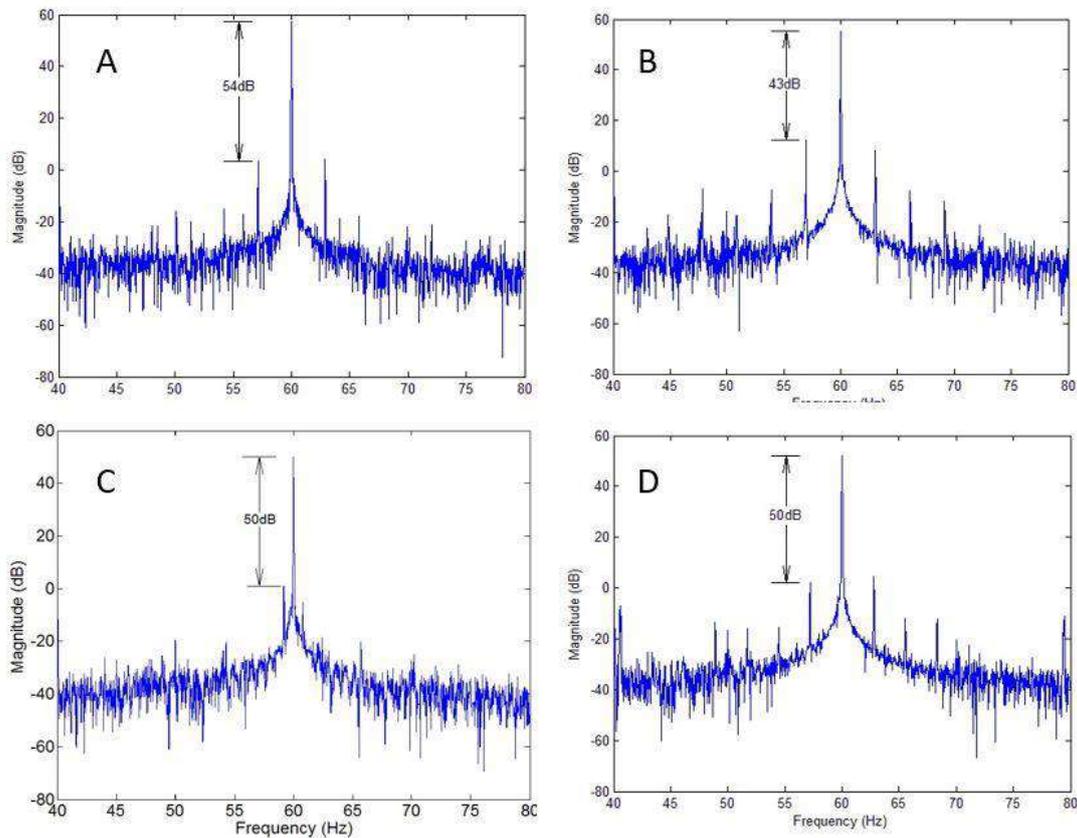


Fig. 16. Current spectra obtained by FFT calculation. A: Healthy rotor, motor at 80% load; B: One broken bar, motor at 80% load; C: Augmented resistivity rotor bar, motor at 25% load; D: Augmented resistivity rotor bar, motor at 80% load. In each case the arrows indicate the amplitude difference in dB between the fundamental and the first high left sideband.

Observing the current spectra of the health motor (Fig 16-A), it presented an attenuation of 54 dB to the left sideband whereas a motor with one broken bar presented an attenuation of 43 dB, which is clearly recognized by the spectrum (Fig. 16-B) and could be correctly interpreted.

However, the results of current signature tests at low loading levels were not recognized by the current spectra. The rotor measurements with augmented resistivity bars, even under 80% of nominal load, were

not perceived as being defective by the signature analysis, and consequently would be diagnosed as in good condition. Indeed, observing Fig. 15, is possible to distinguish the defect pattern of a not completely disrupted bar at low load, as indicated by arrows and Fig 16-C shows that the current signature analysis could not distinguish this condition.

## V. CONCLUSION

To the best of our knowledge, this work demonstrated by the first time an FBG based magnetic sensor applied to monitor an induction motor with the capability to distinguish defective bars, whereas at the same time, conventional technique of current signature at low loading levels failed to indicate the motor severity and consequently would diagnose the motor as in good conditions.

The obtained results indicate that the Terfenol-D sensor can be used for purposes of monitoring broken rotor bars in high voltage induction motors, even when the motor is installed in a dangerous atmosphere, due to the insulation provided by the optical fiber sensor.

Because of the small size of the sensor, it can be installed during a maintenance event in a ventilation duct in a tooth of the stator core without damaging or modifying the motor. Associated with simple pattern recognition algorithms, is possible with only one Terfenol-D sensor accurately distinguish a rotor bar damage evolution even at the very early stages of failure.

Cabanas et al. (2011)[15] presented a study on the magnetic flux that passes through one of the slots of the stator. Although been a complex to implement technique, as it involves the winding of a monitoring coil around one of the stator's slot, it presented a very similar result as compared to that demonstrated in the present work.

The magnetostrictive composites made of Terfenol-D particulates immersed in an epoxy resin matrix are particularly interesting because they have high resistivity, low eddy currents circulation, therefore suitable for high frequencies, high tensile and oxidation strength, easy to be manufactured with different shapes, and may be easily machined after manufactured.

## REFERENCES

- [1] S. Williamson, "The future of electrical machines," Proceedings of the First International Conference on Power Electronics Systems and Applications, pp. 11–12., 9-11 Nov. 2004.
- [2] H. Chetwani, M. K. Shah & M. Ramamoorthy, Online Condition Monitoring of Induction Motors through Signal Processing, 2005 IEEE International Conference on Electrical Machines and Systems, 2005.
- [3] Siddiqui, Khadim Moin, and V. K. Giri. "Broken rotor bar fault detection in induction motors using wavelet transform." Computing, Electronics and Electrical Technologies (ICCEET), 2012 International Conference on. IEEE, 2012.
- [4] Saidi, L., Fnaiech, F., Henao, H., et al., "Diagnosis of broken-bars fault in induction machines using higher order spectral analysis", ISA transactions, v. 52, n. 1, pp. 140{148, 2013.
- [5] Khalid Saad and Galina Mirzaeva, "Fault Diagnostics of Induction Motors Based on Internal Flux Measurement", 2014 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT), Feb. 26 - Mar. 1, 2014, Busan, Korea.
- [6] Mortazavizadeh, S., Mousavi, S. "A review on condition monitoring and diagnostic techniques of rotating electrical machines", Physical Science International Journal, v. 4, n. 3, pp. 310, 2014.
- [7] Werneck M.M., Allil R.C.S.B, Ribeiro B.A. and Nazaré F.V, "A Guide to Fiber Bragg Grating Sensors", in: "Current Trends in Short- and Long-Period Fiber Gratings", Cuadrado-Laborde C (ed.), pp. 1-24, DOI 10.5772/54682, ISBN 978-953-51-1131-3., Rijeka: InTech, 2013.
- [8] Fábio V. B. de Nazaré; Marcelo M. Werneck, "Efficient magnetic biasing scheme for a Bragg-grating-based magnetostrictive alternating current sensor", Proceedings of the 2015 IEEE International Instrumentation and Measurement Technology Conference (I2MTC), Pages: 446–451, 2015.
- [9] A. Cremonezi, E. C. Ferreira, A. B. Filho and J. A. S. Dias, "A Fiber Bragg Grating RMS Current Transducer Based on the Magnetostriction Effect Using a Terfenol-D Toroidal Shaped Modulator", IEEE Sensors Journal, vol 13, Issue 2, pp. 683 – 690, 2013.
- [10] F. V. B. de Nazaré and M. M. Werneck, "Towards a Hybrid Current Monitoring System: Nickel and GMM Comparison as Magnetostrictive Transducers", 2013 IEEE International Instrumentation and Measurement Technology Conference, Minneapolis, USA, pp. 132-137, May 2013.
- [11] R. M. Silva, G. Chesini and C. J. Gouveia, "Magnetic field sensor with Terfenol-D thin film coated FBG", Proc. of the 22nd International Conference on Optical Fiber Sensors, Beijing – China, 2013.
- [12] Sully M. M. Quintero, Arthur M. B. Braga, Hans I. Weber, Antonio C. Bruno and Jefferson F. D. F. Araújo, "A Magnetostrictive Composite-Fiber Bragg Grating Sensor", Sensors, 10, 8119-8128, 2010.
- [13] Nazaré, F.V.B. "Sensor Opto-Magnético de Corrente Elétrica para Linhas de Transmissão" DSc thesis at the Electrical Engineering Program, Universidade Federal do Rio de Janeiro, available in Portuguese at <http://pee.ufrj.br/teses/?Nivel=doutorado&ano=2014>, July, 2014.
- [14] Clark, A. and Hathaway, K., "Physics of Giant Magnetostriction", In: Engdahl, G. (ed.), Handbook of Giant Magnetostrictive Materials, Chapter 1, pp 108, Academic Press, San Diego, EUA, 2000.
- [15] Manés F. Cabanas, Francisco Pedrayes, Manuel G. Melero, Carlos H. Rojas García, José M. Cano, Member, Gonzalo Alonso Orcajo, and Joaquín González, "Unambiguous detection of broken bars in asynchronous motors by means of a flux measurement-based procedure", IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, v. 60, n. 3, pp. 891-899, March 2011.

#### AUTHORS BIOGRAPHY



Marcelo Martins **Werneck** was born in Petrópolis, State of Rio de Janeiro, Brazil. He received the BSc Degree in electronic engineering from the Pontifícia Universidade Católica of Rio de Janeiro, Brazil, in 1975 and his MSc Degree from the Biomedical Engineering Program, Federal University of Rio de Janeiro (UFRJ), in 1977. His PhD Degree was obtained from the University of Sussex, Brighton, U.K., in 1985. He has been with UFRJ since 1978, where he is currently a Lecturer and Researcher. He is also the Coordinator of the Instrumentation and Photonics Laboratory at the Electrical Engineering Program, UFRJ. His research interests include fiber optics sensors, nanobiosensors, transducers and instrumentation.

#### **Professional Address**

Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ)

POBox 68.564, Centro de Tecnologia, Cidade Universitária

Rio de Janeiro, RJ 21945-972

Phone: +55 21 39388200

E-mail: [Werneck@lif.coppe.ufrj.br](mailto:Werneck@lif.coppe.ufrj.br)

Home page: <http://www.lif.coppe.ufrj.br>



Geraldo **Bieler** was born in Rio de Janeiro, State of Rio de Janeiro, Brazil, in 1962. He received the BSc Degree in electrical engineering from the Universidade Federal Fluminense, Niteroi, Brazil, in 1986. He has been with Petroleo Brasileiro SA since 1987, where he is currently a Senior Engineer and has the position of Consultant. He is currently pursuing an MSc degree at the Instrumentation and Photonics Laboratory, Electrical Engineering Program, Federal University of Rio de Janeiro. His research interests include fiber optics sensors, mainly fiber Bragg gratings, transducers and instrumentation and rotating electrical machines. Currently he acts in the field of industrial power electrical engineering in the oil and gas industry with standardization, specification, maintenance, new technologies, equipment tests, teaching and suppliers auditing.

#### **Professional Address**

Petrobras – Petroleo Brasileiro SA

Av. Henrique Valadares, 28

Rio de Janeiro, RJ 20231-030

Phone: +55 21 21766073

e-mail: [bieler@petrobras.com.br](mailto:bieler@petrobras.com.br)

home page: <http://www.petrobras.com.br>