



SENSOR OPTO-MAGNÉTICO DE CORRENTE ELÉTRICA PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO

Fábio Vieira Batista de Nazaré

Tese de Doutorado 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 Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientador: Marcelo Martins Werneck

Rio de Janeiro

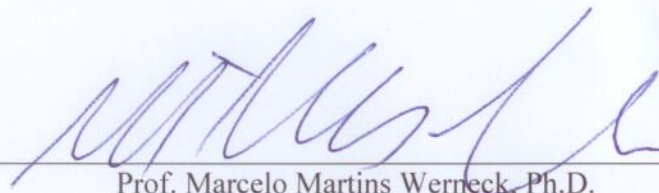
Julho de 2014

SENSOR OPTO-MAGNÉTICO DE CORRENTE ELÉTRICA PARA LINHAS DE
TRANSMISSÃO


Fábio Vieira Batista de Nazaré

TESE 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 DOUTOR EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

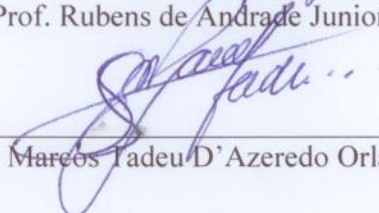
Examinada por:



Prof. Marcelo Martins Werneck, Ph.D.



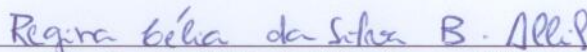
Prof. Rubens de Andrade Junior, D.Sc.



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



Prof. Isabel Cristina dos Santos Carvalho, D.Sc.



Dra. Regina Célia da Silva Barros Allil, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JULHO DE 2014

Nazaré, Fábio Vieira Batista de

Sensor Opto-Magnético de Corrente Elétrica para Linhas de Transmissão/ Fábio Vieira Batista de Nazaré. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2014.

XXIII, 220 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Marcelo Martins Werneck

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Elétrica, 2014.

Referencias Bibliográficas: p. 169-175.

1. Sensores a Fibra Óptica. 2. Magnetostricção. 3. Redes de Bragg. 4. Medição de Corrente. 5 Linhas de Transmissão I. Werneck, Marcelo Martins. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

Agradecimentos

Gostaria, antes de mais nada, de agradecer aos meus pais, Antônio e Aldery, e minha irmã, Cristiane, pelo apoio e conselhos durante o desenvolvimento desta tese de doutorado, tão importantes para que o caminho sinuoso pudesse ser vencido.

Acredito que não é possível atingir nenhuma meta sozinho, e a participação dos colegas do Laboratório de Instrumentação e Fotônica, de todos os setores se mostrou essencial. Todos se apresentaram relevantes, desde estagiários, técnicos, engenheiros e pessoal administrativo, não só para o desenvolvimento do trabalho propriamente dito, mas também nos momentos de descontração. Particularmente, gostaria de agradecer ao Prof. Marcelo Werneck por propiciar o estudo e a concepção de um sensor óptico que poderá atuar como um ativo para o setor elétrico no futuro.

Algumas etapas do trabalho, em especial as experimentais, foram desenvolvidas em laboratórios parceiros. Neste sentido, gostaria de agradecer a Sra. Luciana Bakker pelo fornecimento de peças de níquel puro (Votorantim Metais), bem como ao Prof. Juan Carlos Garcia de Blas, coordenador do Laboratório de Processamento Termomecânico (COPPE/UFRJ), que possibilitou o procedimento de laminação a quente de tais peças. Também gostaria de ressaltar a contribuição do pesquisador Diego Heringer e do Prof. Paulo de Tarso (Laboratório de Tecnologia Oceânica – COPPE/UFRJ) pelo empréstimo de equipamentos de demodulação de redes de Bragg.

Finalmente, a avaliação do comportamento opto-magnético das hastes magnostriativas só foi possível devido à cooperação dos pesquisadores Alexandre M. Carvalho (Laboratório Nacional de Luz Síncrotron, Campinas – SP) e Adelino de Aguiar Coelho (Instituto de Física Gleb Wataghin – Universidade Estadual de Campinas). Durante a condução dos experimentos o Dr. Alexandre Carvalho coordenava o Laboratório de Magnetismo do INMETRO (Xerém – RJ).

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

SENSOR OPTO-MAGNÉTICO DE CORRENTE ELÉTRICA PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO

Fábio Vieira Batista de Nazaré

Julho/2014

Orientador: Marcelo Martins Werneck

Programa: Engenharia Elétrica

Neste trabalho propõe-se o estudo e o desenvolvimento de sensores híbridos de corrente elétrica, empregando materiais magnetostrictivos em conjunto com fibras ópticas. Inicialmente, são investigadas duas configurações de transdutores opto-magnéticos de corrente, de baixo custo, adequadas à operação em ambientes externos e que atendem aos requisitos de isolamento elétrico para medições em ambientes de alta tensão, baseados na interação de peças magnetostrictivas com redes de Bragg.

Após a comparação entre os materiais estudados e discussão dos primeiros resultados obtidos, é sugerido então um protótipo de sensor de corrente experimental, e de dimensões apropriadas para o monitoramento em linhas de transmissão e ainda não discutido na literatura. Um sensor opto-magnético de corrente elétrica para linhas de transmissão compacto e prático é proposto, o qual é capaz de recuperar a senóide completa do sinal de corrente que está sendo conduzido pela linha através de um arranjo (no qual uma rede de Bragg em fibra óptica fixada sobre uma peça de Terfenol-D) que é excitado por campos magnéticos DC e AC. Estágios do projeto e a configuração de sensor proposta são apresentados detalhadamente, incluindo os experimentos com os sensores construídos em laboratório utilizando um sistema de injeção de corrente desenvolvido exclusivamente para simular as características operativas de uma linha de transmissão. Os resultados de medição são comparados àqueles provenientes de uma pinça de corrente comercial, atestando a eficácia do sensor opto-magnético inovador, especialmente em termos de distorção de forma de onda.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

MAGNETO-OPTICAL ELECTRICAL CURRENT SENSOR FOR TRANSMISSION LINES

Fábio Vieira Batista de Nazaré

July/2014

Advisor: Marcelo Martins Werneck

Department: Electrical Engineering

In this work is proposed the study and the development of electrical current hybrid sensors for transmission lines, employing magnetostrictive materials and optical fibers. First, two low-cost configurations for current opto-mechanical transducers are investigated, which are suitable to operate external environments and comply with electrical isolation requirements of high voltage requirements, based on the interaction between magnetostrictive rods and fiber Bragg gratings.

After the comparison between the studied materials, and the discussion concerning the obtained results, a small-sized and practical current sensor prototype is proposed, with appropriate dimensions for the monitoring of transmission lines and still not discussed in available literature. A compact and practical opto-magnetic electrical current sensor for transmission lines is proposed, which is capable to retrieve the complete sinusoidal signal, which is being conducted by the line, using an arrangement (in which an optical fiber Bragg grating is fixed over a Terfenol-D rod) excited DC and AC magnetic fields. Design stages and the sensor proposed configuration are presented in detail, including the experiments with the sensors built in laboratory using a current injection system exclusively developed to simulate the operational characteristics of a transmission line. Measurement results are compared with those from a commercial reference current probe, attesting effectiveness of the innovative opto-magnetic sensor, especially in terms of waveform distortion.

Sumário

Sumário	vii
Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xxii
Lista de Siglas.....	xxiii
Capítulo 1 Introdução	1
1.1 Motivação e Importância do Tema	1
1.2 Objetivos e Descrição do Projeto	2
1.3 Organização	3
Capítulo 2 Revisão Bibliográfica.....	4
2.1 Monitoramento de Corrente Elétrica em Ambientes de Alta Tensão.....	4
Capítulo 3 Magnetostricção e Sensores Opto-Magnéticos	13
3.1 Conceitos Preliminares de Magnetostricção.....	13
3.1.1 Efeitos Magnetostrictivos	17
3.1.2 Níquel e Materiais de Magnetostricção Gigante	19
3.2 A Produção e as Características de Operação do Terfenol-D	23
3.2.1 Módulo de Young.....	23
3.2.2 O Fator de Acoplamento Magneto-Mecânico e o Coeficiente Magnetostrictivo	24
3.2.3 Fator de Qualidade.....	25
3.2.4 Permeabilidade Magnética	26
3.2.5 Otimização Típica.....	28
3.3 Sensores Magnetostrictivos na Literatura	31
3.3.1 Sensores de Torque.....	32
3.3.2 Sensores de Movimento e Posição	34
3.3.3 Sensores de Força e de <i>Stress</i> (Tensão Mecânica)	35
3.4 Sensores Opto-Magnéticos de Campo Magnético e Corrente Elétrica	36
Capítulo 4 O Design Magnetostrictivo	53
4.1 Aspectos de Projeto do Terfenol-D	53
4.2 Projeto do Conjunto Magnético.....	55
4.3 Projeto do Circuito Elétrico.....	57
4.4 Sistema de Testes Desenvolvido	63
4.5 Metodologia de Construção do Arranjo Experimental.....	66
Capítulo 5 Ensaio e Resultados Preliminares.....	70
5.1 Resposta Térmica dos Transdutores Híbridos	70
5.2 Experimento com Correntes DC.....	73

5.3	Experimento com Correntes AC e a Demodulação Utilizando Filtro Sintonizável	80
5.3.1	Experimentos com a Haste de Terfenol-D	82
5.3.2	Experimentos com a Haste de Níquel	83
Capítulo 6	Desenvolvimento do Sensor Opto-Magnético	87
6.1	Investigação do Comportamento Magnetostrictivo dos Materiais	87
6.2	Características do Transdutor de Terfenol-D para Desenvolvimento do Protótipo	92
6.3	Considerações Iniciais Acerca da Proposta de Configuração de Sensor de Corrente	94
6.4	Circuito Magnético – Protótipo Preliminar de Sensor de Corrente.....	99
6.4.1	O Ponto de Operação do Conjunto de Ímãs	99
6.4.2	Considerações Geométricas - Circuito Magnético	105
6.4.3	Avaliação Experimental do Conjunto de Ímãs em Campos Magnéticos Variáveis no Tempo.....	111
6.5	Resposta Estimada do Sensor Opto-Magnético.....	112
6.6	Montagem Experimental Preliminar do Protótipo Sensor.....	115
6.6.1	Experimentos em Laboratório com Protótipo Preliminar.....	116
6.7	Estudo da Saturação em Sinais de Corrente de Amplitude Elevada	126
6.7.1	Desenvolvimento do Modelo do Circuito Magnético em Ambiente de Simulação	127
Capítulo 7	Protótipos do Sensor Opto-Magnético Polarizados.....	132
7.1	Protótipo 1: Alocação do Condutor da Linha de Transmissão por Fora do Enlace do Sensor Opto-Magnético	133
7.1.1	Experimentos e Resultados – Protótipo 1.....	133
7.2	Protótipo 2: Otimização das Dimensões do Sensor Opto-Magnético	143
7.2.1	Circuito Magnético – Haste Magnetostrictiva de 20 mm.....	144
7.2.2	Desenvolvimento do Modelo do Circuito Magnético em Ambiente de Simulação – Protótipo 2	146
7.2.3	Fixação das Redes de Bragg sobre o Material Magnetostrictivo	148
7.2.4	Experimentos e Resultados – Protótipo 2.....	151
7.3	Discussão dos Resultados Obtidos para os Protótipos 1 e 2.....	160
Capítulo 8	Discussão Final e Conclusões.....	163
Capítulo 9	Referências Bibliográficas	169
Anexo A	176
Anexo B	177

Índice de Figuras

Figura 2.1: Sistema proposto por WERNECK <i>et al.</i> [1]	5
Figura 2.2: Sensor de corrente óptico NXCT para utilização em ambientes de tensão elevada (adaptado de [10])	7
Figura 2.3: Sensores de corrente a fibra óptica comerciais [12]	8
Figura 2.4: Sensor de corrente a fibra óptica portátil (adaptado de PETRICEVIC <i>et al.</i> [13])	8
Figura 2.5: Sensor de corrente em fundição de alumínio (adaptado de BOHNERT <i>et al.</i> [21])	11
Figura 2.6: Sensor de corrente proposto por FUSIEK <i>et al.</i> [24].....	12
Figura 2.7: Esquema de detecção de faltas proposto por FUSIEK <i>et al.</i> [24].....	12
Figura 3.1: Deformação magnetostrictiva em função do campo magnético (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26]).....	16
Figura 3.2: Representação da orientação dos domínios magnéticos (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26]).....	16
Figura 3.3: Deformação magnetostrictiva para campos magnéticos simétricos (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26])	17
Figura 3.4: Deformação magnetostrictiva para metais e ligas (adaptado de ALEXANDER [27]).....	19
Figura 3.5: Módulo de Young em função do campo magnético (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26]).....	24
Figura 3.6: Deformação em função do campo magnético (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26])	25
Figura 3.7: : Magnetização (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26])	27
Figura 3.8: Curva B-H (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26])	28
Figura 3.9: Curva λ -H (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26]).....	28
Figura 3.10: Otimização típica por meio de aplicação de nível magnético de polarização (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26])	29
Figura 3.11: Típica otimização com nível mecânico (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26]).	30
Figura 3.12: Curva de otimização por pressão aplicada (adaptado de [28])	30
Figura 3.13: Sensor de torque sem contato (adaptado de CALKINS <i>et al.</i> [29]).....	33
Figura 3.14: Sensor de torque sem contato (adaptado de CALKINS <i>et al.</i> [29]).....	34

Figura 3.15: Sensor de posição a partir de uma guia de onda magnetostrictiva (adaptado de CALKINS <i>et al.</i> [29])	35
Figura 3.16: Sensor de força magnetostrictivo (adaptado de CALKINS <i>et al.</i> [29]).....	36
Figura 3.17: Funcionamento de uma rede de Bragg (adaptado de KLEMBA <i>et al.</i> [33])	38
Figura 3.18: Esquema de medição de corrente elétrica utilizando um sensor magneto- óptico	41
Figura 3.19: Sensor híbrido de campos magnéticos DC (adaptado de MORA <i>et al.</i> [35])	42
Figura 3.20: Comprimento de onda de Bragg em função do campo magnético aplicado, para temperaturas diferentes (adaptado de MORA <i>et al.</i> [35])	43
Figura 3.21: Esquema de interrogação (adaptado de HONG <i>et al.</i> [36])	43
Figura 3.22: Laços de histerese para diferentes correntes de excitação (adaptado de HONG <i>et al.</i> [36]).....	44
Figura 3.23: Aplicação de campo magnético de polarização para saída bipolar (adaptado de SATPATHI <i>et al.</i> [37])	45
Figura 3.24: : Protótipo de testes, com a bobina de excitação DC removida (adaptado de SATPATHI <i>et al.</i> [37]).....	45
Figura 3.25: Corrente de entrada e sinal de saída, amplitudes normalizadas (adaptado de SATPATHI <i>et al.</i> [37]).....	46
Figura 3.26: Arranjo experimental (adaptado de REILLY <i>et al.</i> [38]).....	46
Figura 3.27: Sinal de saída do sensor e corrente de referência (adaptado de REILLY <i>et al.</i> [38])	47
Figura 3.28: Medição de corrente para diferentes temperaturas (adaptado de REILLY <i>et al.</i> [38])	47
Figura 3.29: Sensor de corrente AC para linhas de transmissão (adaptado de MORA <i>et al.</i> [39])	48
Figura 3.30: Princípio de operação do sensor: a) Na ausência de campo magnético, b) Na presença de campo magnético o pico de reflexão da rede se divide (adaptado de CHIANG <i>et al.</i> [40]).....	49
Figura 3.31: Imagem do transdutor óptico de corrente implementado por CREMONEZI <i>et al.</i> [41]	49
Figura 3.32: Imagem obtida por MEV da fibra óptica revestida com material magnetostrictivo (adaptado de SILVA <i>et al.</i> [42])	50

Figura 3.33: Resposta do sensor (camada de Terfenol-D com 1.6 μm de espessura) em função de campos magnéticos DC (adaptado de SILVA <i>et al.</i> [42])	50
Figura 3.34: Configuração esquemática do sensor desenvolvido (adaptado de QUINTERO <i>et al.</i> [43]).....	51
Figura 3.35: Magnetostricção do níquel a partir do sensor FBG (adaptado de MADHAR <i>et al.</i> [44])	51
Figura 4.1: Curvas de magnetostricção para vários níveis de tensão mecânica, em função do campo magnético aplicado – $\text{Tb}_{0,3}\text{Dy}_{0,7}\text{Fe}_{1,92}$ (adaptado de ENGDAHL <i>et al.</i> [45])	54
Figura 4.2: Densidade de fluxo magnético para vários níveis de tensão mecânica em função do campo magnético aplicado – $\text{Tb}_{0,3}\text{Dy}_{0,7}\text{Fe}_{1,92}$ (adaptado de ENGDAHL <i>et al.</i> [45])	54
Figura 4.3: Curvas de magnetostricção para vários níveis de tensão mecânica, em função do campo magnético aplicado – $\text{Tb}_{0,3}\text{Dy}_{0,7}\text{Fe}_{1,92}$ (adaptado de ENGDAHL <i>et al.</i> [45])	55
Figura 4.4: Cálculo do campo magnético de bobina com N espiras	58
Figura 4.5: Tela do programa de cálculo de intensidade de campo magnético em LabVIEW.....	60
Figura 4.6: Geometria da bobina de excitação (adaptado de ENGDAHL <i>et al.</i> [45]) ...	61
Figura 4.7: Tela do programa de cálculo teórico de intensidade de campo magnético em LabVIEW, para a geometria proposta em ENGDAHL <i>et al.</i> [45]	63
Figura 4.8: Fonte DC para bobina de excitação	64
Figura 4.9: Parâmetros da bobina manipulados em programa LabVIEW.....	64
Figura 4.10: Exemplo de simulação em ambiente PSCAD.....	65
Figura 4.11: Forma de onda da corrente na carga	65
Figura 4.12: Ampliação na forma de onda de corrente	66
Figura 4.13: Bobina de excitação construída, de acordo com o procedimento descrito por ENGDAHL <i>et al.</i> [45].....	66
Figura 4.14: Peças de níquel bruto	67
Figura 4.15: Lâminas de níquel após laminação à quente e corte	68
Figura 4.16: Haste de Terfenol–D adquirida comercialmente	68
Figura 4.17: Arranjo de fixação da rede de Bragg na peça magnetostrictiva, para construção da cabeça de sensor	69

Figura 4.18: Esquema de estiramento da FBG, antes da fixação completa na haste magnetostrictiva	69
Figura 5.1: Banho térmico para variação de temperatura.....	72
Figura 5.2: Variação do comprimento de onda do pico de reflexão da rede de Bragg em função da temperatura, fixada em peça de níquel	72
Figura 5.3: Variação do comprimento de onda do pico de reflexão da rede de Bragg em função da temperatura, fixada em peça de Terfenol-D	73
Figura 5.4: Arranjo experimental para excitação e monitoramento dos transdutores com correntes DC.....	74
Figura 5.5: Variação do comprimento de onda de Bragg em função da corrente aplicada, para o transdutor de níquel	75
Figura 5.6: Variação do comprimento de onda de Bragg em função da corrente, para o transdutor de Terfenol-D	75
Figura 5.7: Variação do comprimento de onda de Bragg para o transdutor baseado em níquel devido apenas à corrente, dez ciclos de medição	76
Figura 5.8: Variação do comprimento de onda de Bragg para o transdutor baseado em Terfenol-D devido apenas à corrente, dez ciclos de medição	77
Figura 5.9: Máximos desvios absolutos para cada corrente de referência, para dez ciclos de medição – transdutor de níquel.....	78
Figura 5.10: Máximos desvios absolutos para cada corrente de referência, para dez ciclos de medição – transdutor de Terfenol-D.....	79
Figura 5.11: Concepção da Demodulação por redes de Bragg gêmeas (adaptado de RIBEIRO [46])	81
Figura 5.12: Comprimento de onda em função da tensão aplicada ao filtro sintonizável (Micron Optics), obtida por RIBEIRO [46]	82
Figura 5.13: Arranjo óptico para demodulação de sinais AC.....	82
Figura 5.14: Resposta do transdutor de Terfenol-D para uma corrente AC aplicada $I_{AC, RMS} = 10.2 A$	83
Figura 5.15: Resposta do transdutor de Terfenol-D para uma corrente AC aplicada $I_{AC, RMS} = 20.8 A$	83
Figura 5.16: Adaptação do arranjo óptico da figura 5.13, com a inclusão do amplificador inversor, para demodulação dos sinais de saída do transdutor de níquel..	84
Figura 5.17: Resposta do transdutor de níquel para uma corrente AC aplicada $I_{AC, RMS} = 6.5 A$	85

Figura 5.18: Resposta do transdutor de níquel para uma corrente AC aplicada $I_{AC, RMS} = 18.7 \text{ A}$	85
Figura 6.1: Eletromagnetos e sistema de controle fabricados pela Lake Shore Cryotronics, Inc utilizados para investigação de características magnéticas de materiais diversos (obtida em [47]).....	88
Figura 6.2: Eletromagnetos e sistema de controle no LAMAG (Xerém - RJ)	88
Figura 6.3: Vista detalhada dos eletromagnetos do LAMAG (Xerém-RJ)	88
Figura 6.4: Desenho esquemático do posicionamento das hastes magnetostrictivas no entreferro para caracterização da resposta magnetostrictiva	89
Figura 6.5: Posicionamento das hastes magnetostrictivas no entreferro para caracterização da resposta magnetostrictiva.....	89
Figura 6.6: Supote de acrílico para alocação das peças magnetostrictivas	90
Figura 6.7: Resposta do transdutor de Terfenol-D para campos magnéticos DC	91
Figura 6.8: Resposta do transdutor de níquel para campos magnéticos DC	92
Figura 6.9: Comportamento magnético da haste de Terfenol-D para diferentes pressões.	93
Figura 6.10: Deformação - haste de Terfenol-D para diferentes pressões	94
Figura 6.11: Circuito magnético com bobina de n espiras como fonte de campo (adaptado de FURLANI [48])	95
Figura 6.12: Exemplo de curva de demagnetização linear (adaptado de FURLANI [48])	96
Figura 6.13: Curva de demagnetização de um ímã permanente e linha de carga (adaptado de FURLANI [48])	97
Figura 6.14: Concepção teórica do protótipo do sensor de corrente	98
Figura 6.15: Seção reta do protótipo de sensor de corrente sugerido.....	99
Figura 6.16: Curva de demagnetização linear para os ímãs de NdFeB adquiridos, tipo N42, $B_r = 1.28 \text{ T}$ e $H_C = 915 \text{ kA/m}$	100
Figura 6.17: Avaliação teórica dos cinco pontos de operação para os ímãs de NdFeB. Os pontos de operação são as intersecções entre a curva de demagnetização e as linhas de carga; cada linha de carga é relativa a um número par de ímãs utilizados no circuito magnético	102
Figura 6.18: Resposta magnetostrictiva e curva de ajuste polinomial para a haste de Terfenol-D	104

Figura 6.19: Obtenção do ponto ótimo da região de operação da haste de Terfenol-D, a partir da derivada da resposta magnetostrictiva	104
Figura 6.20: Linhas de campo magnético ao redor de um condutor percorrido por uma corrente I_L	105
Figura 6.21: Intensidade de campo magnético sobre a haste de Terfenol-D, em função da distância a partir do condutor da linha de transmissão	106
Figura 6.22: Comportamento de H_T em função da variação de L_N , considerando uma faixa de variação de L_N de 0 a 0.5 m	107
Figura 6.23: Concepção do circuito de magnetização do sensor de corrente opto-magnetostrictivo	108
Figura 6.24: Ilustração do protótipo de sensor de corrente	109
Figura 6.25: Intensidade de campo magnético para magnetização da haste de Terfenol-D, em função dos pontos de operação estudados	110
Figura 6.26: Seção reta da configuração geométrica para o sensor de corrente opto-magnético, considerando o ponto de operação P3.....	111
Figura 6.27: Arranjo esquemático para avaliação do efeito de correntes induzidas no conjunto de ímãs de NdFeB.....	112
Figura 6.28: 10 ciclos de monitoramento da variação de temperatura do condutor e do conjunto ímãs.....	112
Figura 6.29: Resposta opto-magnetostrictiva do conjunto FBG-haste de Terfenol-D, e reta de aproximação para o comportamento operacional na região linear	113
Figura 6.30: Simulação da resposta opto-magnetostrictiva fornecida pelo protótipo de sensor, para diferentes amplitudes de corrente elétrica	114
Figura 6.31: Redução das correntes induzidas devido à laminação do núcleo magnético	115
Figura 6.32: Concepção do circuito de magnético do sensor de corrente opto-magnético com núcleo laminado (espessura de laminação de 0.5 mm)	116
Figura 6.33: Protótipo do circuito de magnético do sensor de corrente opto-magnético montado em laboratório, com núcleo laminado (espessura de laminação de 0.5 mm)	116
Figura 6.34: Diagrama esquemático do sistema de injeção de corrente para testes.....	117
Figura 6.35: Diagrama esquemático de testes, apresentando o sensor de corrente montado em laboratório envolvendo o condutor.....	118
Figura 6.36: Diagrama do arranjo óptico de demodulação do sinal de medição do sensor de corrente opto-magnético montado em laboratório.....	118

Figura 6.37: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 100 A_{RMS}	119
Figura 6.38: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 200 A_{RMS}	120
Figura 6.39: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 300 A_{RMS}	120
Figura 6.40: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 400 A_{RMS}	120
Figura 6.41: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 500 A_{RMS}	121
Figura 6.42: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 600 A_{RMS}	121
Figura 6.43: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 700 A_{RMS}	121
Figura 6.44: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 800 A_{RMS}	122
Figura 6.45: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (100 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	122

Figura 6.46: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (200 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	122
Figura 6.47: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (300 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	123
Figura 6.48: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (400 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	123
Figura 6.49: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (500 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	123
Figura 6.50: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (600 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	124
Figura 6.51: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (700 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	124
Figura 6.52: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (800 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	124
Figura 6.53: Configuração do arranjo experimental para os testes com o sensor opto-magnético construído em laboratório	125
Figura 6.54: Ambiente para desenvolvimento das simulações 2D no Ansoft Maxwell	128
Figura 6.55: Concepção da configuração geométrica para o sensor de corrente opto-magnético, com seis ímãs de NdFeB como fonte de campo magnético DC, construído em ambiente de simulação.....	128
Figura 6.56: Curva BxH para o ferro-silício utilizada nas simulações (adaptado de NICOLAIDES [54])	129
Figura 6.57: Curva BxH para o Terfenol-D utilizada nas simulações.....	129
Figura 6.58: Simulação por método dos elementos finitos para o circuito magnético do protótipo do sensor de corrente opto-magnético desenvolvido.....	130
Figura 7.1: Concepção do sensor de corrente opto-magnético alocado próximo ao condutor da linha de transmissão – Protótipo 1.....	133
Figura 7.2: Demodulação utilizando um interrogador óptico comercial para comparação entre a previsão teórica e as respostas experimentais.....	134
Figura 7.3: Resposta experimental do sensor opto-magnético de (Protótipo 1) para diferentes amplitudes de corrente elétrica	135
Figura 7.4: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal	

vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 100 A_{RMS}	136
Figura 7.5: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 200 A_{RMS}	136
Figura 7.6: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 300 A_{RMS}	136
Figura 7.7: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 400 A_{RMS}	137
Figura 7.8: : Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 500 A_{RMS}	137
Figura 7.9: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 600 A_{RMS}	137
Figura 7.10: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 700 A_{RMS}	138
Figura 7.11: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 800 A_{RMS}	138
Figura 7.12: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (100 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	139

Figura 7.13: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (200 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	139
Figura 7.14: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (300 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	139
Figura 7.15: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (400 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	140
Figura 7.16: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (500 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	140
Figura 7.17: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (600 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	140
Figura 7.18: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (700 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	141
Figura 7.19: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (800 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	141
Figura 7.20: Rede de Bragg comercial	143
Figura 7.21: Avaliação dos cinco pontos de operação para o sensor opto-magnético com a haste de Terfenol-D com 20 mm de comprimento. Os pontos de operação são as intersecções entre a curva de demagnetização e as linhas de carga; cada linha de carga é relativa a um diferente número de ímãs utilizados no circuito magnético	144
Figura 7.22: Configuração geométrica para o sensor de corrente opto-magnético (Protótipo 2), considerando o ponto de operação P2.....	146
Figura 7.23: Protótipo 2 do sensor de corrente opto-magnético desenvolvido em ambiente de simulação Ansoft Maxwell	147
Figura 7.24: Simulação por Método dos Elementos Finitos para o circuito magnético do Protótipo 2 do sensor de corrente opto-magnético, dimensão da haste de Terfenol-D igual a 20 mm	147

Figura 7.25: Esquema de montagem para produção de redes de Bragg por interferência de feixes de lasers ultravioleta (adaptado de CULSHAW <i>et al.</i> [55] e OLIVEIRA [56])	148
Figura 7.26: Esquema para produção de redes de Bragg por interferência de feixes de lasers ultravioleta no Laboratório de Instrumentação e Fotônica (COPPE/UFRJ); A – Laser ultravioleta de potência para inscrição da FBG em fibra óptica; B – OSA para monitoramento do comprimento de onda de Bragg	149
Figura 7.27: Esquema para produção de redes de Bragg por interferência de feixes de lasers ultravioleta no Laboratório de Instrumentação e Fotônica (COPPE/UFRJ); A – Laser ultravioleta de potência para inscrição da FBG em fibra óptica; B – Câmara para hidrogenação da fibra óptica sob pressão	150
Figura 7.28: Fibra óptica (adaptado de WERNECK [58])	150
Figura 7.29: Procedimento de adequação da fibra óptica/FBG para fixação sobre peça de Terfenol-D de 20 mm	151
Figura 7.30: Espectro óptico de reflexão da FBG (a ser utilizada na construção do Protótipo 2) inscrita em laboratório ($\lambda_B = 1531.630$ nm a $T = 20^\circ\text{C}$) obtido pelo OSA modelo Yokogawa AQ637C	151
Figura 7.31: Arranjo experimental do Protótipo 2 do sensor opto-magnético de corrente construído em laboratório	152
Figura 7.32: Vista aproximada da fixação da rede de Bragg sobre a peça magnetostrictiva de Terfenol-D	152
Figura 7.33: Diagrama do arranjo óptico de demodulação do sinal de medição do Protótipo 2 do sensor de corrente opto-magnético montado em laboratório	153
Figura 7.34: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente $100 A_{\text{RMS}}$	153
Figura 7.35: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente $200 A_{\text{RMS}}$	154
Figura 7.36: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se	

que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 300 A_{RMS}	154
Figura 7.37: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (em vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 400 A_{RMS}	154
Figura 7.38: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 500 A_{RMS}	155
Figura 7.39: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 600 A_{RMS}	155
Figura 7.40: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 700 A_{RMS}	155
Figura 7.41: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 800 A_{RMS}	156
Figura 7.42: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (100 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	157
Figura 7.43: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (200 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	157
Figura 7.44: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (300 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	157
Figura 7.45: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (400 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal.....	158

Figura 7.46: Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (500 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal	158
Figura 7.47: Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (600 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal	158
Figura 7.48: Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (700 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal	159
Figura 7.49: Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (800 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal	159

Índice de Tabelas

Tabela 3.1: Resumo das características tecnológicas (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26])	19
Tabela 3.2: Deformação de diferentes materiais magnetostrictivos (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26]).....	21
Tabela 3.3: Propriedades do Terfenol-D (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26]).....	22
Tabela 3.4: Permeabilidade relativa (adaptado de OLABI <i>et al.</i> [26]).....	26
Tabela 5.1: Variação do comprimento de onda de Bragg média e desvio padrão para o transdutor de níquel	77
Tabela 5.2: Variação do comprimento de onda de Bragg média e desvio padrão para o transdutor de Terfenol-D	78
Tabela 6.1: Determinação de H_T para os pontos de operação estudados.....	110
Tabela 7.1: Distorção Harmônica Total para os sinais de saída do sensor opto-magnético envolvendo o condutor, do sensor opto-magnético por fora do condutor (Protótipo 1), e da pinça de corrente de referência	142
Tabela 7.2: Determinação de H_T para os pontos de operação estudados para o Protótipo 2 - Peça de Terfenol-D com 20 mm de comprimento	145
Tabela 7.3: Distorção Harmônica Total para os sinais de saída do sensor opto-magnético envolvendo o condutor, do sensor opto-magnético por fora do condutor (Protótipo 1), do sensor opto-magnético envolvendo o condutor (Protótipo 2) e da pinça de corrente de referência	160
Tabela A.1: Unidades eletromagnéticas.....	176
Tabela A.2: Fórmulas de conversão entre os sistemas de unidade.....	176

Lista de Siglas

ASE – *Amplified Spontaneous Emission*

COPPE – Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia

BWS – *Bragg Wavelength Shift*

FBG – *Fiber Bragg Grating*

FEM – *Finite Element Method*

FFT – *Fast Fourier Transform*

FMM – Força Magneto-motriz

FSZM - *Free Stand Zone Melting*

EDP – Equação Diferencial Parcial

GMM – *Giant Magnetostrictive Materials*

GSI – *Gas Insulated Switchgear*

INMETRO - Instituto Nacional de Metrologia, Qualidade e Tecnologia

IR – Índice de Refração

LAMAG – Laboratório de Magnetismo

LIF – Laboratório de Instrumentação e Fotônica

LPG – *Long Period Grating*

LT – Linha de Transmissão

MB - Bridgmann Modificado

MEV – Microscopia Eletrônica de Varredura

NCIT – *Non-Conventional Instrument Transformer*

OCT – *Optical Current Transducers*

OSA - *Optical Spectrum Analyzer*

RMS – *Root Mean Square*

SMA – *Shape Memory Alloys*

TC – Transformador de Corrente

TERMIC2 - Laboratório de Processamento Termomecânico

UFRJ – Universidade Federal do Rio de Janeiro

Capítulo 1

Introdução

1.1 Motivação e Importância do Tema

Medições de corrente elétrica confiáveis são necessárias em uma gama de aplicações, como por exemplo, em subestações e na transmissão de energia elétrica. Geralmente, e particularmente em países em desenvolvimento, transformadores de instrumentos localizados em instalações elétricas de potência são volumosos e pesados, constituídos de cobre, cerâmica e ferro. Ou seja, há uma inerente dificuldade de instalação e manutenção, apesar da robustez.

Estas limitações motivaram o desenvolvimento de tecnologias capazes de competir comercialmente com as técnicas tradicionalmente utilizadas; neste sentido, tecnologias fotônicas surgiram como um diferencial. A ausência de componentes eletrônicos e a não necessidade de energia elétrica no ponto de sensoriamento fornecem elevado nível de segurança às equipes de manutenção e de operação, assegurando o isolamento galvânico e imunidade à interferência eletromagnética. A ampla faixa dinâmica e precisão obtidas tornam esta tecnologia uma ferramenta poderosa para registrar medidas e condições de falhas em tempo real dentro das subestações. Ainda, o baixo peso e a estrutura compacta destes dispositivos criam condições de instalação em qualquer ponto físico, não havendo necessidade de gasto com obras de grande vulto para alocação dos sensores. A principal desvantagem, no entanto, é o alto custo desta tecnologia, tanto para aquisição quanto manutenção, exigindo ainda qualificação e treinamento do pessoal responsável, especialmente em termos de operação.

Neste sentido, várias propostas de sensores de corrente híbridos, ou seja, que unem características ópticas e magnetomecânicas no processo de transdução, têm sido apresentadas para o setor elétrico; e algumas delas exploram a atuação magnetostrictiva de uma haste ferromagnética sobre uma rede de Bragg em fibra óptica, a qual está fixada à haste. Entretanto, as técnicas de demodulação usualmente propostas para os sensores ópticos conhecidos como redes de Bragg, as quais são elementos sensíveis tanto à variação de temperatura quanto à aplicação de tensões mecânicas externas, geralmente são caras ou pouco suscetíveis de utilização em ambientes externos. Assim, levando em consideração as vantagens gerais oferecidas pelos sensores de base óptica, propõe-se um sistema de medição de corrente que una características opto-

magnetostrictivas para linhas de transmissão de energia elétrica que seja de fácil manuseio, de pequenas dimensões, e cuja recuperação do sinal de corrente monitorado, ou seja, a demodulação do sinal óptico, seja prática, confiável e de baixo custo, possibilitando a redução da cara e complexa eletrônica associada a sensores ópticos convencionais.

1.2 Objetivos e Descrição do Projeto

Inicialmente, são investigadas duas configurações de sensores opto-magnéticos de corrente, de baixo custo, adequadas à operação em ambientes externos e que atendem aos requisitos de isolamento elétrica para medições em ambientes de alta tensão, baseados na interação de peças magnetostrictivas com redes de Bragg. Foi desenvolvido um protótipo de testes laboratorial para excitar uma peça de níquel e uma peça de Terfenol-D com correntes DC, este último sendo um exemplar de liga de terras raras que apresenta magnetostricção gigante. Duas redes de Bragg são fixadas em cada um dos materiais ferromagnéticos, e à medida que os conjuntos são submetidos ao campo magnético gerado pela corrente a ser medida o material magnetostrictivo atua sobre a rede, a qual tem sua resposta modulada.

O parâmetro da rede de Bragg que é alterado, quando esta sofre variações de temperatura, ou uma tensão mecânica é aplicada, é conhecido como comprimento de onda de Bragg (λ_B), o qual aumenta quando a temperatura aumenta e/ou a fibra óptica é esticada, e diminui quando temperatura diminui e/ou a fibra é comprimida longitudinalmente. Assim, como a deformação sofrida pelo material ferromagnético é transferida à rede, é no comprimento de onda de Bragg onde está codificada a informação de medição de corrente.

Após a comparação entre os materiais estudados, são sugeridos e implementados protótipos de sensor de corrente bastante práticos e de pequenas dimensões, para monitoramento em linhas de transmissão e ainda não discutidos na literatura. O protótipo final, denominado neste trabalho de “Protótipo 2”, tem sua configuração definida após sucessivos aperfeiçoamentos dos protótipos preliminares, procedimentos nos quais foram empregadas simulações por meio do Método dos Elementos Finitos e reduções nas dimensões da cabeça de sensor. Ainda, o sistema é capaz de recuperar o sinal senoidal de corrente de 60 Hz em um condutor, fato que é evitado pela maioria dos sistemas magnetostrictivos de medição de corrente elétrica em ambientes de alta tensão.

1.3 Organização

Este trabalho está organizado em nove Capítulos, mais uma seção de anexos, os quais versam sobre todas as etapas do projeto de pesquisa realizadas. No Capítulo 1 são descritos o objetivo do projeto e o problema de engenharia correlato que se pretende analisar, numa seção introdutória. No Capítulo 2 é realizada uma revisão da literatura acerca das diversas etapas que envolvem a execução do projeto, partindo dos sistemas comerciais de monitoramento óptico de corrente elétrica em linhas de transmissão; já o Capítulo 3 trata do embasamento físico-teórico do fenômeno magnetostrictivo e das redes Bragg também de maneira que o princípio de funcionamento dos elementos básicos que constituem o projeto possa ser compreendido. Ainda, os principais sistemas de monitoramento de corrente que exploram transdutores opto-magnetostrictivos também são discutidos.

No Capítulo 4 são tratados alguns dos requisitos de projetos nos quais materiais magnetostrictivos são utilizados, bem como também é descrito o projeto do sistema de geração de campos magnéticos desenvolvido para os primeiros testes em laboratório. O Capítulo 5 apresenta uma visão dos testes em laboratório com os transdutores estudados e desenvolvidos, tanto para correntes DC quanto para correntes AC, enquanto que a proposta de tese é apresentada no Capítulo 6. Neste Capítulo, particularmente, são descritos os procedimentos para caracterização de uma haste magnetostrictiva e o projeto do sensor a ser alocado em situações de campo, o qual envolve, essencialmente, o desenvolvimento de um circuito magnético para correta operação do sensor. Ainda, o sensor opto-magnético proposto é implementado de forma artesanal em laboratório e os primeiros resultados são apresentados.

No Capítulo 7 o processo de aprimoramento do sensor opto-magnético de corrente elétrica é discutido. Os problemas encontrados durante a montagem e experimentos com o protótipo preliminar são identificados e mitigados através de, principalmente, simulações pelo Método dos Elementos Finitos, alteração das dimensões da cabeça de sensor e das fibras ópticas utilizadas. No Capítulo 8 os resultados obtidos são discutidos e propostas para trabalhos futuros são apresentadas. O Capítulo 9 apresenta as referências citadas durante o texto; enquanto que o documento é encerrado com uma seção de anexos. Os anexos discorrem sobre os trabalhos publicados concernentes à divulgação tecnológica e científica acerca do projeto desenvolvido, e sobre as unidades magnéticas utilizadas no texto.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Monitoramento de Corrente Elétrica em Ambientes de Alta Tensão

Nesta seção são tratados os aspectos relativos aos sistemas de medição de corrente elétrica utilizados e os propostos em literatura, abordando características principais e o estado da arte. O monitoramento em ambientes de alta tensão, como subestações e redes de transmissão ou distribuição de energia, é empregado com o intuito de permitir a operação ótima do sistema, incluindo aspectos de máximo despacho possível, qualidade de energia, planejamento, segurança e redução do tempo de indisponibilidade da malha. Diversos trabalhos propõem alternativas de medição, baseadas em princípios ópticos, visando o aperfeiçoamento dos processos de aferição, dada particular atenção à aquisição de valores de corrente elétrica.

Fibras ópticas têm sido aplicadas neste sentido, não apenas como meio de prover isolamento entre as regiões de alta tensão e terra (transmissão de informações), mas também atuando como o elemento sensor propriamente dito, o que apresenta algumas vantagens, como a praticidade de instalação e maior imunidade a ruídos eletromagnéticos. WERNECK *et al.* [1] apresentam um sistema temporário de medição de corrente, tensão e fator de potência em linhas de distribuição de 13.8 kV, com um enlace de fibra óptica para transmissão dos dados, via sinal de pulso modulado por frequência. O sistema pode ser instalado em linhas vivas com tempo reduzido, e utiliza como elemento sensor uma pinça de corrente, eliminando o uso de transformadores de corrente (TC) convencionais com núcleo ferromagnético. O transdutor, junto com o elemento transmissão, é apresentado na Fig. 2.1.



Figura 2.1: Sistema proposto por WERNECK *et al.* [1]

Propostas antigas implementam transformadores de corrente na medição de corrente elétrica, como MCGARRITY *et al.* [2], NING *et al.* [3] e WANG *et al.* [4]. Contudo, TCs oferecem desvantagens para a realização de monitoramento em ambientes inóspitos; geralmente são grandes e pesados, o que dificulta bastante instalação e manutenção, além do perigo inerente; e com o aumento do nível de tensão da linha que se deseja monitorar, custo e consumo de energia deste tipo de transdutor também são incrementados, como discutido em GANG *et al.* [5]. Ainda, a presença de um núcleo ferromagnético introduz alguns efeitos indesejados, como saturação magnética, a qual limita a amplitude da corrente elétrica que pode ser medida com o dispositivo (WARD *et al.* [6]). Particularmente, as propostas apresentadas por MCGARRITY *et al.* [2] e NING *et al.* [3] utilizam o conceito de sensores de corrente compostos, onde são empregadas técnicas de sensoriamento de corrente convencionais em alta tensão, com a rede de transmissão de dados implementada por enlaces ópticos; característica que compõe a base de alguns sistemas de aferição de corrente elétrica classificados como Transdutores Ópticos de Corrente.

Neste sentido, ADOLFSSON *et al.* [7] realiza uma revisão destes sistemas (em inglês *Optical Current Transducers*, ou OCTs). Está incluída nessa categorização uma variedade de sistemas com diferentes princípios de funcionamento, onde procedimentos de medição ópticos e eletro-eletrônicos são aplicados. Em todos os sistemas, a transmissão dos sinais é realizada em meio óptico, há alternância apenas no procedimento de medição adotado. O primeiro sistema discutido, denominado “Tipo 1”, emprega um transformador de corrente convencional como transdutor, e ao sinal de saída é procedida uma conversão eletro-óptica para transmissão por fibra. No segundo método apresentado, ADOLFSSON *et al.* [7] propõem que as medidas de corrente

sejam obtidas por um sensor óptico, alocado no interior de um circuito magnético que envolve o condutor em monitoramento.

Configurações adicionais também apresentam uma fibra óptica envolvendo o condutor, e um arranjo onde o sensor óptico, ao invés de formar um laço fechado ao redor do cabo, realiza a medição em um ponto próximo ao condutor. Um efeito desejado, quando se utiliza uma bobina de fibra óptica, é que apenas os campos magnéticos devido a correntes dentro da bobina sejam detectados, como descrito por ZEGLER *et al.* [8]. O princípio de funcionamento da maioria dos sensores de corrente ópticos, especialmente os já implementados de forma comercial, é baseado no Efeito Faraday, também chamado de efeito magneto-óptico. De maneira geral, os materiais utilizados na construção de dispositivos que empregam o Efeito Faraday possuem uma propriedade na qual o valor do índice de refração depende da direção de propagação e da polarização da luz. Ondas de luz propagando em um meio exibem um estado de polarização que é dado pelo vetor do campo elétrico como uma função do tempo e da posição (ZEGLER *et al.* [8]); o estado de qualquer polarização pode ser descrito pela superposição de duas ondas de luz ortogonais linearmente ou circularmente polarizadas. Assim, um meio que é capaz de alterar o estado de polarização é chamado de meio birrefringente.

A birrefringência circular pode ser induzida em um material pela aplicação de um campo magnético paralelo à direção de propagação da luz, o que permite a mudança de polarização de luz linearmente polarizada e mantém a polarização de luz circularmente polarizada. Se a birrefringência circular intrínseca do material for muito pequena, a rotação do plano de polarização da luz linearmente polarizada que atravessa o material é proporcional à integral do campo magnético aplicado H ao longo do caminho l , dada por:

$$\theta = V \int \vec{H} \cdot d\vec{l} \quad (2.1)$$

onde V é constante de Verdet, uma propriedade do material que a luz atravessa que descreve a magnitude do Efeito Faraday (ZEGLER *et al.* [8]). Assim, o efeito Faraday descreve a rotação do plano de polarização da luz se propagando na guia de onda proporcional à corrente que flui no condutor. Alguns dos benefícios da utilização de dispositivos que exploram o Efeito Faraday em OCTs que podem ser citados são o excelente isolamento elétrico obtido e a possibilidade de medição de correntes DC e AC de até 100 kA.

Não obstante as pesquisas com sensores a fibra óptica terem sido iniciadas há pouco mais de três décadas, apenas algumas das técnicas e propostas estão sendo, de fato, empregadas de forma comercial (LEE [9]). Neste contexto, um exemplo de OCT comercial baseado em Efeito Faraday é apresentado na Fig. 2.2, fabricado pela empresa francesa Alstom e desenvolvido para atuação em ambientes de tensão elevada.



Figura 2.2: Sensor de corrente óptico NXCT para utilização em ambientes de tensão elevada (adaptado de [10])

Fibras ópticas, então, oferecem algumas vantagens quando utilizadas em sistemas de potência em termos econômicos e de desempenho como por exemplo menor custo de instalação, segurança aprimorada devido aos aspectos dielétricos de projeto, grande largura de banda, maior sensibilidade e imunidade à interferência eletromagnética (LEE [9]). Dessa forma, diversos estudos têm sido apresentados neste sentido, como o sensor de corrente a fibra óptica portátil proposto por MIHAILOVIC *et al.* [11], no qual o dispositivo desenvolvido é aplicado na análise de harmônicos no sinal de corrente medido. Foram tratados neste estudo a influência da dependência da temperatura com o efeito Faraday e da posição do condutor dentro do caminho óptico fechado na exatidão das medições. Na Fig. 2.3 são mostrados sensores de corrente a fibra óptica (ou FOCS – *fiber-optic-current-sensors*) comerciais, de fabricação da ABB.



Figura 2.3: Sensores de corrente a fibra óptica comerciais [12]

Com o intuito de apresentar um sistema de monitoramento para avaliação de aspectos de qualidade de energia em sistemas de potência, PETRICEVIC *et al.* [13] propõem modificações em MIHAJLOVIC *et al.* [11] para a medição de harmônicos de corrente. Dentre as alterações implementadas, pode-se citar o remodelamento da garra-sensor, tornando-a mais prática, e a inclusão de análise precisa de harmônicos no equipamento a ser utilizado em campo, através da Transformada Discreta de Fourier. O sistema portátil, cujo elemento sensor é mostrado na Fig. 2.4, foi testado em um motor de indução de 6 kV sob diferentes condições de carregamento.



Figura 2.4: Sensor de corrente a fibra óptica portátil (adaptado de PETRICEVIC *et al.* [13])

Contudo, é importante ressaltar que a medição de corrente e/ou tensão em ambientes submetidos a altas tensões utilizando transdutores ópticos não é um fenômeno recente; os primeiros trabalhos a propor medições de corrente elétrica por Efeito Faraday começaram a surgir durante a década de 1970 (ULMER Jr. [14]), e desde então sensores ópticos para medição de características elétricas em diversas aplicações diferentes tem sido indicados.

O monitoramento com a finalidade de proteção também tem sido abordado. Como exemplo desta aplicação tanto YAMAGATA *et al.* [15] quanto LAW *et al.* [16]

proporcionam estudos na detecção de faltas de sistemas elétricos. YAMAGATA *et al.* [15] propõem um sistema de monitoramento para utilização em subestações, onde os disjuntores foram equipados com transformadores de corrente ópticos; o sistema detecta a corrente de falta através de TCs ópticos (empregando o Efeito Faraday) posicionados nos terminais dos disjuntores, e realiza a transmissão das informações relativas à corrente de falta também por fibras ópticas para uma estação de controle remota, de forma que a seção onde ocorreu a falta possa ser localizada. LAW *et al.* [16], por outro lado, desenvolvem um sistema um tanto mais complexo e apurado, que emprega redes de Bragg em fibras ópticas (em inglês, *Fiber Bragg Gratings*, ou FBG), as quais são também utilizadas no desenvolvimento desta tese e serão tratadas com mais detalhes posteriormente. A utilização de FBGs como elemento sensor permite a multiplexação de vários sinais de falta em um sistema de detecção, através da transformação do campo magnético de uma corrente elétrica em uma tensão mecânica na FBG, fato alcançado com a aplicação de materiais magnetostrictivos. Dessa forma, sinais de falta de vários sensores de corrente podem co-existir num único enlace de fibra óptica, ou seja, diversos sensores podem ser endereçados por uma única fonte óptica e monitorados por detectores através de uma única conexão.

Ainda no campo do monitoramento óptico em subestações de alta tensão podem-se citar os trabalhos de HUGUES *et al.* [17] e CHATEFROU *et al.* [18]. HUGUES *et al.* [17] discutem a introdução do que eles chamam de transformadores de instrumentação não convencionais (em inglês, *Non-Conventional Instrument Transformers*, ou NCIT), demonstrando o uso de técnicas de medição óptica em conjunto com a utilização do protocolo IEC60044-8, padrão que define o protocolo de comunicação aplicável a sensores de corrente e tensão digitais em um sistema de comunicação ponto a ponto. Os transformadores de instrumentação não convencionais compreendem sistemas de medição completos, incluindo subsistemas como o sensor óptico passivo, um sistema de comunicação implementado por fibras ópticas para transmissão do feixe de luz modulado, e um armário para disposição do módulo de tratamento eletrônico, o qual contém módulos de controle, comunicação e condicionamento do sinal. Já CHATEFROU *et al.* [18] desenvolvem uma revisão dos princípios físicos envolvidos nos sistemas de monitoramento onde NCITs são utilizados, como o efeito Faraday e o teorema de Ampère para os sensores de corrente; e o efeito Pockels e a definição da diferença de potencial para os sensores de tensão. Particularmente, o efeito Pockels é um efeito eletro-óptico que descreve a influência de

um campo elétrico em um cristal transparente. O trabalho atenta ainda para o avanço no campo dos sensores ópticos em conjunto com a aplicação de microprocessadores para o controle de processos, fato este que se apresenta como uma saída para diminuir com segurança os gastos em subestações.

O primeiro Transformador Óptico de Corrente a atender os requisitos de aplicação em comutadores isolados a gás (GIS – *Gas Insulated Switchgear*) foi desenvolvido por TAKAHASHI *et al.* [19]. São apresentados dois tipos de OCTs, cada um com uma sensibilidade diferente, para GIS de 550 kV de fase única. A sensibilidade do OCT pode ser alterada pela variação do comprimento de onda da luz que atravessa a fibra óptica, possibilitando o desenvolvimento de um dispositivo para medição e outro para ser utilizado em proteção, em ambos os transdutores foram utilizadas fibras ópticas de sílica com baixa birrefringência, de forma que a birrefringência linear seja reduzida e o decréscimo da sensibilidade do sensor seja evitado. Nas etapas de projeto do sistema foram considerados os seguintes aspectos: para proteção, a máxima corrente medida é de 126 kA_{RMS}, bobina de fibra óptica com 1 (um) enrolamento e comprimento de onda da luz de 1300 nm; enquanto que para medição foi prevista a utilização de uma bobina de 4 enrolamentos, fonte de luz de 850 nm de comprimento de onda e a medição de até 16 kA_{RMS}. Também foram investigados os efeitos de vibração e da deriva de temperatura do sensor.

Um estudo do efeito de campos elétricos elevados, dada especial atenção ao efeito eletro-óptico Kerr, é realizado por ROSE *et al.* [20]. O efeito Kerr é uma birrefringência linear induzida pelo campo elétrico, no qual o sensor está imerso, que surge quando o campo elétrico altera a polarização das moléculas do material vítreo que compõe o sensor. Os autores mostram que o efeito Kerr pode causar distorção harmônica no sinal de corrente monitorado, e é indicada a necessidade de utilização de blindagem do sensor para redução da influência do citado efeito. Além disso, os sinais de harmônicos gerados podem ser utilizados para medição simultânea da corrente, tensão, e da fase entre eles.

Desviando um pouco o foco da utilização de sensores em sistemas de transmissão e distribuição de energia elétrica, é possível considerar o monitoramento de corrente em outras situações, como na indústria de extração eletrolítica, onde o controle do consumo de energia eficiente na produção de metais como o cobre e o alumínio, na qual correntes de até 500 kA são empregadas, desempenha papel importante na redução do desperdício. BOHNERT *et al.* [21], então, apresentam um sensor de corrente a fibra

óptica para o controle de processos de eletrólise bastante competitivo, no qual o comprimento da circunferência do laço óptico em volta do condutor é bem maior do que no monitoramento em subestações, variando entre um e dez metros; como apresentado na Fig. 2.5, na qual um sensor de corrente a fibra óptica é alocado em uma fundição de alumínio que opera com correntes nominais de 260 kA.



Figura 2.5: Sensor de corrente em fundição de alumínio (adaptado de BOHNERT *et al.* [21])

Finalmente, LEE *et al.* [22] e REHMAN *et al.* [23] discutem sistemas de monitoramento de corrente que utilizam fundamentos um tanto quanto distintos dos já tratados nesta revisão bibliográfica. LEE *et al.* [22], apesar de implementar um sensor baseado no Efeito Faraday já discutido, utiliza um analisador de polarização como demodulador, através da inscrição de uma rede de Bragg de período longo na fibra óptica (LPG – *Long Period Grating*). Assim, é demonstrada a possibilidade de medição de correntes de até 600 A_{RMS}, além de o sensor apresentar boa linearidade na faixa de medição proposta.

REHMAN *et al.* [23], por outro lado, indicam a medição remota de corrente elétrica utilizando um sensor Hall, baseado no efeito descoberto por Edwin Hall em 1879, como lembrado por ZEGLER *et al.* [8]. Neste sistema, há uma conversão de corrente para tensão através do sensor Hall, os dados elétricos são convertidos para sinal óptico e transmitidos via fibra óptica para a central remota, onde o sinal elétrico é recuperado e interfaceado com um microcontrolador para processamento. A maior vantagem do sistema desenvolvido é a isolação elétrica entre os subsistemas de medição e o de potência, provido tanto pelo sensor Hall como pelo sistema de transmissão dos dados; todavia, a linearidade das medições foi estudada apenas para baixos valores de corrente, até 60 A.

O sistema sugerido por FUSIEK *et al.* [24] também guarda alguma relação com aquele apresentado nesta tese, pelo simples fato de que redes de Bragg em fibras ópticas

são utilizadas no monitoramento de correntes elétricas; neste caso particular, os autores sugerem a aplicação da tensão sobre um resistor, que está ligado ao secundário de um transformador de corrente, nos terminais de uma pilha de transdutores piezelétricos. Nesta pilha está fixada uma rede de Bragg (Fig. 2.6), que é distendida quando a tensão nos terminais do material transdutor é variada, alterando dessa forma as características de reflexão da FBG. Assim, empregando dois destes sensores em posições terminais de uma zona de proteção (Fig. 2.7), no mesmo enlace óptico, é possível obter uma detecção de faltas em sistemas de potência, pela variação da potência óptica refletida pelos dois sensores.

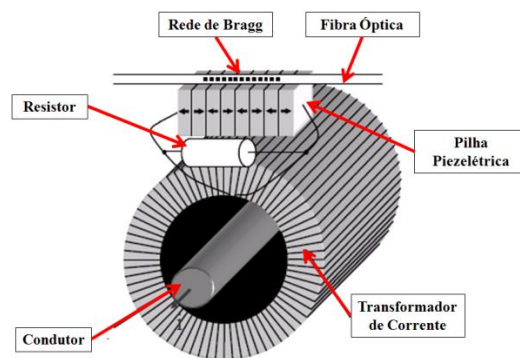


Figura 2.6: Sensor de corrente proposto por FUSIEK *et al.* [24]

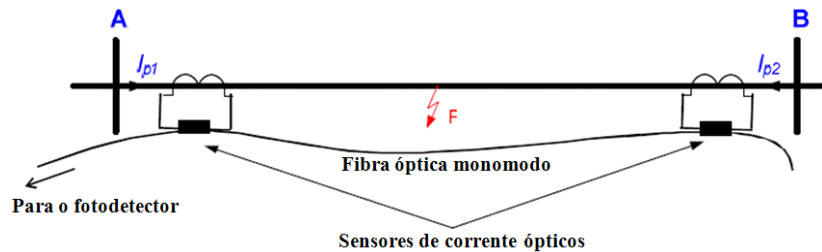


Figura 2.7: Esquema de detecção de faltas proposto por FUSIEK *et al.* [24]

No Capítulo 2 foram discutidos sistemas ópticos de monitoramento de corrente elétrica em sistemas de potência, consistindo em um primeiro contato com o assunto. No Capítulo 3 serão tratados os fundamentos físicos de operação de materiais magnetostrictivos e de redes de Bragg em fibras ópticas, bem como serão apresentados sistemas opto-magnetostrictivos de corrente inovadores, os quais constituem o estado da arte em termos de utilização de peças magnetostrictivas em conjunto com FBGs.

Capítulo 3

Magnetostricção e Sensores Opto-Magnéticos

3.1 Conceitos Preliminares de Magnetostricção

A magnetostricção é um fenômeno que pode ser descrito como a deformação em um corpo em função de uma mudança em sua magnetização (momento magnético por unidade de volume). Esta mudança de estado tem origem por dois motivos, pela alteração da temperatura do corpo ou pela aplicação de um campo magnético (CLARK *et al.* [25]). Todos os materiais magnéticos apresentam magnetostricção, podendo esta manifestação ser desprezível ou não de acordo com a aplicação desejada. Não obstante, o fenômeno conhecido como magnetostricção gigante pode ser observado apenas em alguns poucos materiais formados por ligas de terra rara. Ou seja, o fenômeno da magnetostricção gigante está fortemente ligado ao forte acoplamento magnético (ou magneto-elasticidade) existente nestes materiais. A magneto-elasticidade pode ser definida como a dependência entre as propriedades clássicas da elasticidade e deformação dos corpos e os fenômenos quantum-mecânicos e relativísticos do magnetismo (CLARK *et al.* [25]).

Todavia, o magnetismo surge devido a um desbalanceamento nos momentos magnéticos dos elétrons em um material, fato que pode acarretar em um momento magnético total (soma vetorial entre os momentos de orbital e de *spin* do átomo) em uma determinada direção, alterando a estrutura cristalina e conseqüentemente permitindo o surgimento de propriedades magnetostrictivas. De fato, a mecânica quântica determina os estados e órbitas que um elétron pode ocupar em um átomo, de maneira que uma parte do momento total é definida quando os momentos magnéticos orbitais não se cancelam. A parte restante do momento magnético total é devida ao momento angular dos elétrons, também conhecido como *spin*; neste caso dois estados são permitidos para o elétron - “para cima” (+) e “para baixo” (-) – e cada órbita pode ser povoada por dois elétrons. Geralmente, existem n_+ órbitas povoadas por elétrons com *spin* (+) e n_- órbitas com elétrons com *spin* (-), de tal forma que as órbitas estão desbalanceadas e o momento angular do átomo é (CLARK *et al.* [25]):

$$\mu_S = \mu_B \cdot (n_+ - n_-) \quad (3.1)$$

onde μ_B é o momento angular de um único elétron.

Na maioria dos materiais sólidos, apesar do desbalanceamento angular e orbital em um átomo, o fato de os elétrons transitarem em orbitais moleculares, e não em orbitais puramente atômicos, os torna não-magnéticos, uma vez que nas ligações atômicas os elétrons com menor energia de ligação (por conseguinte, mais distantes do núcleo) são compartilhados de maneira que os momentos angular e orbital são cancelados e bandas de energia surgem. Assim, os únicos materiais que apresentam momentos magnéticos em sólidos são aqueles onde o desbalanceamento de elétrons pode ocorrer nas camadas mais próximas do núcleo, como os metais de transição, terras raras e os actínídeos.

No caso das terras raras, os momentos angulares desbalanceados estão protegidos em um orbital próximo do núcleo, de maneira que estes não participam das ligações químicas. Este evento decorre do preenchimento desordenado do orbital $4f$ nestes materiais, 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. Ainda, o estado $4f$ parcialmente preenchido dá origem a um desbalanceamento orbital que causa uma contribuição para o momento de orbital bem como proporciona uma forma física anisotrópica ao íon (CLARK *et al.* [25]). O térbio, por exemplo, possuindo um orbital $4f$ ocupado por dois elétrons e seis orbitais $4f$ ocupados por apenas um elétron, apresenta um formato achatado nos pólos.

Alguns metais de transição, como níquel e cobalto, também apresentam um comportamento desordenado durante o preenchimento dos orbitais eletrônicos, de uma maneira tal que os orbitais $4d$ e $4f$ são parcialmente preenchidos antes que o orbital $3d$ esteja ocupado. Contudo, neste caso específico dos metais de transição, o orbital $3d$ não se encontra tão fortemente ligado ao núcleo, podendo participar das ligações atômicas. As propriedades magnéticas, então, e formatos dos átomos dos metais de transição são bastante dependentes da estrutura cristalina e da química (CLARK *et al.* [25]).

O dependência entre magnetismo e elasticidade reside, conseqüentemente, no evento fundamental que são os orbitais atômicos parcialmente preenchidos, fato que desencadeia o surgimento de momentos magnéticos e configurações atômicas que não são esféricas. O acoplamento ocorre no momento em que há uma forte relação entre o momento de *spin* e a orientação da nuvem de cargas de forma anisotrópica de um átomo, fenômeno conhecido como acoplamento *spin*-órbita. Átomos pesados, os quais possuem uma quantidade elevada de prótons no núcleo, e portanto forças centrípetas mais elevadas, proporcionam elétrons que se movem mais rapidamente em suas órbitas; no caso das terras raras as direções de *spin* dos elétrons *4f* estão fortemente acopladas à orientação de suas órbitas, daí o momento de *spin* para este tipo de material poder ser relacionado com a nuvem eletrônica de formato anisotrópico. Assim, o acoplamento magneto-elástico é definido como a tendência dos íons vizinhos de mudarem suas posições em resposta à rotação do momento magnético e da nuvem eletrônica anisotrópica; este acoplamento magneto-elástico produz a magnetostricção Joule, a qual é uma mudança anisotrópica no comprimento devido à aplicação de um campo magnético (CLARK *et al.* [25]).

Este interessante fenômeno foi primeiramente descrito em 1842 pelo físico inglês James Joule (OLABI *et al.* [26]). Em seus experimentos, Joule observou que uma amostra de um material ferromagnético sofria alterações de comprimento quando na presença de um campo magnético externo. As mudanças de volume do material, porém, são tão pequenas que podem ser consideradas desprezíveis sob condições normais de operação; entretanto, a aplicação de campos com magnitudes cada vez maiores leva a uma mais forte e definida orientação de cada vez mais domínios magnéticos na direção do campo magnético. Este procedimento acontece até a situação na qual todos os domínios magnéticos se tornam alinhados com o campo, e o ponto de saturação magnetostrictiva é atingido. Ou seja, materiais magnetostrictivos convertem energia magnética em energia mecânica, e o inverso também é verdadeiro, visto que se uma tensão mecânica é fornecida a um material magnetostrictivo o estado magnético deste material também é alterado. A variação do comprimento L de um material de magnetostricção positiva em função do campo magnético aplicado é apresentada na Fig. 3.1 ($\Delta L/L$ é a deformação, ou *strain* magnetostrictivo, como geralmente citado na literatura), adaptada do esquema apresentado por OLABI *et al* [26].

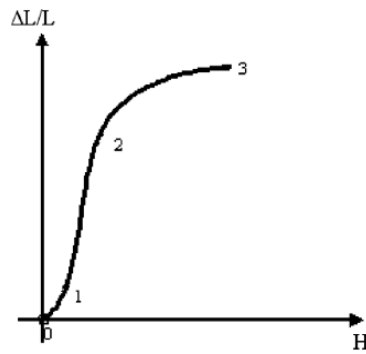


Figura 3.1: Deformação magnetostricção em função do campo magnético (adaptado de OLABI *et al.* [26])

A representação esquemática simplificada da reorientação dos domínios magnéticos é apresentada na Fig. 3.2, e cada fase tratada também está discriminada na curva da Fig. 3.1. Na região entre 0 e 1, quando o campo magnético aplicado é pequeno, os domínios magnéticos praticamente não apresentam um padrão de orientação comum, ou então apresentam um padrão de orientação muito pequeno. Já na região compreendida entre 1 e 2 há uma relação quase linear entre a deformação e o campo magnético e a maioria dos dispositivos que empregam magnetostricção são projetados para operar nesta região, uma vez que o comportamento do material é previsto com maior precisão.

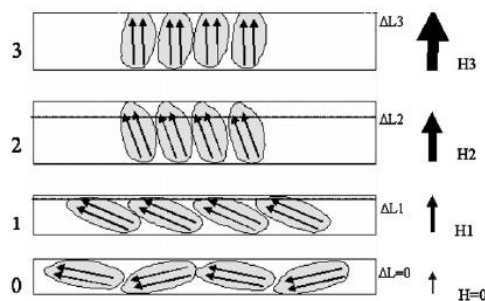


Figura 3.2: Representação da orientação dos domínios magnéticos (adaptado de OLABI *et al.* [26])

A partir do ponto 2 a relação entre o campo e a deformação é novamente não-linear, o que decorre do fato de que quase todos os domínios magnéticos estão alinhados na direção do campo magnético. Já no ponto 3, com a magnitude do campo elevada, há o efeito de saturação, e o material não mais sofre alongamento. Na Fig. 3.3 o comportamento idealizado da mudança de comprimento do material como uma resposta do campo magnético é mostrado. Observa-se que, quando o campo magnético é aplicado na direção oposta, ou seja, o campo é negativo (como ocorre em muitas aplicações nas quais campos magnéticos alternados estão presentes), uma deformação com o mesmo sinal que seria obtido com um campo positivo é obtida. Ou seja, campos magnéticos simétricos provocam o mesmo tipo de deformação.

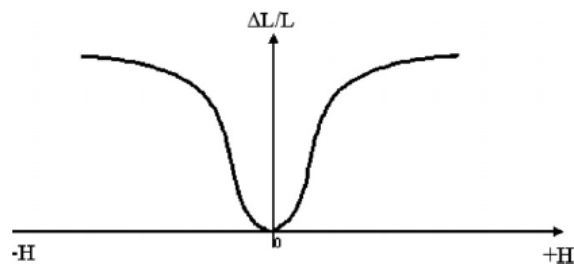


Figura 3.3: Deformação magnetostricção para campos magnéticos simétricos (adaptado de OLABI *et al.* [26])

3.1.1 Efeitos Magnetostricção

Como já discutido, a magnetostricção é a troca de energia entre as formas mecânica e magnética. Essa habilidade de converter uma forma de energia em outra torna os materiais magnetostricção em candidatos a serem utilizados na construção tanto de atuadores quanto de elementos sensores. O mais conhecido efeito relacionado com a magnetostricção é o Efeito Joule, o qual diz respeito tanto à expansão (magnetostricção positiva) quanto à contração (magnetostricção negativa) de uma haste ferromagnética em relação a um campo magnético longitudinal aplicado (OLABI *et al.* [26]). Este efeito é basicamente empregado em atuadores magnetostricção, e é reversível, ou seja, na ausência de campo magnético, a amostra de material empregada tem as suas dimensões originais restauradas. A relação $\Delta L/L$ para o Terfenol-D (que é uma liga de terras raras de ferro, denominada a partir dos seguintes fatores: “Ter” corresponde ao Térbio, “Fe” é o símbolo químico do Ferro, “NOL” vem de *Naval Ordnance Laboratory*, e o “D” vem do Disprósio), o qual é um material de magnetostricção gigante que será utilizado nesta tese, reside na faixa de mais de 1500 ppm, e pode chegar até 4000 ppm na frequência de ressonância. O aumento no comprimento (deformação longitudinal) ou a diminuição do diâmetro (deformação lateral) é aproximadamente proporcional ao campo magnético aplicado (OLABI *et al.* [26]).

Um segundo efeito bastante utilizado é o chamado Efeito Villari, o qual é baseado no fato de que, quando uma tensão mecânica é aplicada a uma amostra magnetostricção, ocorre uma mudança na densidade de fluxo magnético que flui através do material devido ao surgimento de um campo magnético. Esta mudança na densidade de fluxo pode ser monitorada por bobinas de detecção e é proporcional ao nível de tensão mecânica aplicada. Assim, tal efeito também é reversível e é geralmente empregado em aplicações sensoras.

Pode-se citar também o Efeito- ΔE , o qual corresponde à mudança do módulo de Young (parâmetro mecânico que proporciona a medida da rigidez de materiais sólidos)

devido a um campo magnético. O $\Delta E/E$ para o Terfenol-D encontra-se acima de 5 e tem uma de suas aplicações em sistemas de sonar de banda larga. Ou seja, devido à alteração do módulo de Young do material há uma consequente mudança na velocidade do som atravessando materiais magnetostrictivos.

Já o Efeito Wiedemann apresenta um princípio físico de operação que é similar àquele que rege o Efeito Joule, contudo, ao contrário de uma deformação puramente compressiva ou expansiva devido ao campo magnético, há também uma deformação de cisalhamento que resulta em um deslocamento torcional da amostra. O Efeito Wiedemann inverso, por outro lado, é conhecido como Efeito Matteuci (OLABI *et al.* [26]). Uma corrente alternada inserida em uma bobina gera um campo magnético longitudinal em uma amostra, o qual, por sua vez, gera uma densidade de fluxo magnético no material. Aplicando uma torção na amostra de material ferromagnético ocorre uma mudança em sua magnetização, resultando em uma alteração na taxa de mudança da densidade de fluxo magnético. Detectando a alteração na magnetização, a mudança na tensão de cisalhamento pode ser avaliada e como resultado a magnitude do torque aplicado pode ser calculada. Novamente, o Efeito Matteuci pode ser usado em aplicações de sensoriamento.

Há ainda uma característica associada a efeitos magnetostrictivos conhecida como Efeito Barret. Durante algumas condições de operação extremas o volume do material pode ser alterado em função de um campo magnético. Por exemplo, a fração de alteração de volume do níquel é de apenas 10^{-7} para 80 kA/m; esta mudança de volume devido a um campo magnético é tão pequena que pode ser negligenciada sob condições normais de operação. O Efeito Berret inverso, conhecido como Efeito Nagaoka-Honda, é a mudança do estado magnético causada por uma alteração no volume da amostra como consequência de uma pressão hidrostática. Mas, devido às condições operacionais extremas exigidas para que seja possível a detecção desses efeitos relacionados com alterações de volume, eles não encontraram muitas aplicações no mundo industrial (OLABI *et al.* [26]).

A Tabela 3.1 apresenta um resumo das principais características de diferentes materiais e as estruturas onde eles são normalmente empregados. O objetivo é prover uma comparação entre os principais materiais utilizados em dispositivos atuadores e sensores. São comparados materiais piezelétricos (PZT), Terfenol-D e ligas com memória de forma (SMA – *Shape Memory Alloys*).

Tabela 3.1: Resumo das características tecnológicas (adaptado de OLABI *et al.* [26])

Características Típicas	PZT	Terfenol-D	SMA
Mecanismo de Atuação	Material piezelétrico	Material magnetostrictivo	Ligas com memória de forma
Alongamento	0.1%	0.2%	5%
Densidade de Energia	2.5 kJ/m ³	20 J/m ³	1 J/m ³
Largura de Banda	100 kHz	10 kHz	0.5 kHz
Histerese	10%	2%	30%
Custo como Referência	200 \$/cm ³	400 \$/cm ³	200 \$/cm ³

Na próxima seção serão discutidas mais características do Terfenol-D, contudo, elas devem ser encaradas apenas como um ponto de partida, uma vez que os processos de fabricação influenciam os valores exatos das propriedades obtidas. Ainda, a quantidade de tensão mecânica e de nível magnético de polarização adicionado ao material (*magnetic bias*) também têm grande influência nas propriedades.

3.1.2 Níquel e Materiais de Magnetostricção Gigante

A magnetostricção do níquel, além de negativa, é grande em comparação com a do ferro. Na verdade, o níquel apresenta os maiores valores de *strain* magnetostrictivo entre os metais comuns. Na Fig. 3.4 são apresentados os comportamentos magnetostrictivos de alguns metais e ligas de níquel (ALEXANDER [27]).

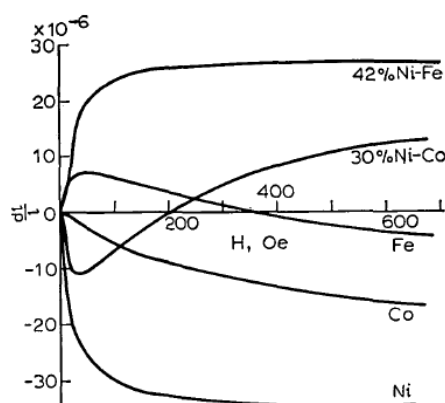


Figura 3.4: Deformação magnetostrictiva para metais e ligas (adaptado de ALEXANDER [27])

Por outro lado, o desenvolvimento de materiais de magnetostricção gigante (GMM – *Giant Magnetostrictive Materials*) teve início na década de 1960, através das

pesquisas de A. E. Clark e outros cientistas (OLABI *et al.* [26]). O melhor compromisso entre um alto magneto-alongamento para campos magnéticos relativamente baixos em uma ampla faixa de temperaturas de operação é obtido com a liga $Tb_{0.3}Dy_{0.7}Fe_{1.9}$. Como foi descoberto pelo *Naval Ordnance Laboratory*, o Terfenol-D encontrou suas primeiras aplicações em transdutores de sonar de alto desempenho. Este material é capaz de prover um magneto-alongamento de aproximadamente 1000-2000 ppm para 50-200 kA/m em amostras volumosas, e aproximadamente 4000 ppm em frequências de ressonância mecânicas e em campos magnéticos elevados:

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L} \quad (3.2)$$

$$\varepsilon = 1000 - 4000 \text{ ppm} \quad (3.3)$$

onde ε é a deformação, ou *strain* magnetostrictivo, L é o comprimento inicial da haste magnetostrictiva e ΔL é a variação de comprimento sofrida pela haste.

Como já tratado anteriormente, um dispositivo projetado empregando a propriedade expansiva do Terfenol-D deve incorporar polarizações magnéticas e mecânicas (*magnetic and mechanical bias*) de forma que o ponto zero esteja situado na seção linear da curva de desempenho do material (Fig. 3.1). Quando o campo magnético é estabelecido a resposta do material será ao longo da seção linear da citada curva, garantindo uma resposta que seja previsível e proporcional. No caso da construção de um atuador, a máxima deformação magneto-elástica útil é um dos parâmetros-chave que definem a saída mecânica do dispositivo. Particularmente, em comparação com outros materiais magnetostrictivos o Terfenol-D apresenta um bom compromisso entre altas deformações e uma alta temperatura de Curie.

É importante ressaltar que a magnetostricção apenas ocorre em um material em temperaturas abaixo da temperatura de Curie, contudo, a temperatura de Curie frequentemente está abaixo da temperatura do ambiente; e a consequência é que nestas ocasiões o efeito magnetostrictivo tem pouco valor prático. Na Tabela 3.2 são comparados típicos valores de deformação para alguns materiais.

Tabela 3.2: Deformação de diferentes materiais magnetostrictivos (adaptado de OLABI *et al.* [26])

Material	Deformação de Saturação em ppm	Temperatura de Curie (K)
Ni	-50	630
Fe	-14	1040
Fe ₃ O ₄	60	860
Terfenol-D	2000	650
Tb _{0.5} Zn _{0.5}	5500	180
Tb _{0.5} Dy _x Zn	5000	200

Dependendo da aplicação, várias outras características como histerese, linearidade entre outras desempenham papel importante. Algumas outras propriedades do Terfenol-D, para aplicações em atuadores e sensores, estão listadas na Tabela 3.3 (OLABI *et al.* [26]).

Tabela 3.3: Propriedades do Terfenol-D (adaptado de OLABI *et al.* [26])

Propriedade do Terfenol-D	Faixa de Valores	Comentários
1. Composição Nominal	$Tb_xDy_{1-x}Fe_y$	$0.27 < x < 0.3$, $1.9 < y < 2$
2. Densidade δ	9250 kg/m ³	Depende do fabricante
<i>3. Propriedades Mecânicas</i>		
Força compressiva	305-880 MPa	Preferível em aplicações
Força tênsil	28-40 MPa	Deve ser evitada em aplicações
Módulo de Young E^H	10-75 GPa	H constante
Módulo de Young E^B	30-80 GPa	B constante
Velocidade do Som	1640-1940 m/s	Devido ao Efeito- ΔE
<i>4. Propriedades Térmicas</i>		
Coefficiente de Expansão Térmica	12 ppm/°C	
Coefficiente de Calor Específico	0.35 kJ/kgK @ 25 °C	
Condutividade Térmica	13.5 W/mK @ 25 °C	
<i>5. Propriedades Elétricas</i>		
Resistividade	$(58-63)10^{-8} \Omega m$	
<i>6. Propriedades Magnetomecânicas</i>		
Permeabilidade Relativa μ^T/μ_0	9.0-12.0	Permeabilidade para stress constante
Permeabilidade Relativa μ^S/μ_0	3.0-5.0	Permeabilidade para deformação constante
Saturação de Magnetização	1 T	
Coefficiente de Acoplamento k_{33}	0.6-0.85	Dependendo da aplicação
Coefficiente de Deformação d_{33}	8-20 nm/A	Dependendo do campo magnético
Fator de Qualidade Q^H	3.0-20.0	Dependendo da aplicação

3.2 A Produção e as Características de Operação do Terfenol-D

O Terfenol-D é uma liga de terras raras, prateada, frágil na temperatura ambiente, e pelo fato de materiais brutos serem altamente reativos e conterem impurezas, não é de fácil fabricação. Pelo menos quatro diferentes métodos foram desenvolvidos para a produção de Terfenol-D; estes métodos são o *Free Stand Zone Melting* (FSZM), Bridgmann Modificado (MB), *Sintered Powder Compact* e o *Polymer Matrix Composites of Terfenol-D Powder Techniques*. Os métodos mais utilizados, contudo, são o MB e o FSZM.

No método FSZM o material na zona de derretimento é mantido em suspensão pelo estresse de superfície; este método é conhecido como Método de Solidificação Direcional. No método MB o material é derretido completamente, e cristais são crescidos a partir de um cristal-semente. Em ambos os processos a solidificação do material é especificamente controlada pela redução do fluxo de calor, de tal forma que uma estrutura cristalograficamente alinhada é estimulada. Ambos os métodos são empregados na produção de hastes de Terfenol-D com alta magnetostricção e alta densidade de energia. Já os processos Sinterizado (*Sintered*) e o *Composite* são usados na produção de hastes de Terfenol-D para aplicações onde altas frequências (acima de 1 kHz). Os métodos baseados em tecnologia de sinterização também encontram aplicação na construção de geometrias mais complexas.

Hastes sólidas de até 65 mm de diâmetro e 200 mm de comprimento, hastes laminadas, hastes com orifícios e formas estranhas, hastes com seções retas quadradas, pratos, discos, alvos depositados e Terfenol-D em pó estão todos disponíveis comercialmente ou podem ser produzidos a partir de um pedido específico. Novos e otimizados métodos de processamento, como o método de solidificação direcional ou o método da metalurgia de pó, têm se mostrado como caminhos promissores para uma produção em alto volume e eficaz em termos de custo. Ainda, o Terfenol-D é um material bastante frágil, especialmente quando submetido a tensões mecânicas; sua força de tensão (28 MPa) é muito baixa, se comparada com sua força compressiva (até 880 MPa). Já a densidade do material se situa na faixa de aproximadamente 9250 kg/m^3 (OLABI *et al.* [26]).

3.2.1 Módulo de Young

Algumas das características do Terfenol-D não permanecem constantes durante um ciclo operacional; uma dessas características é o Módulo de Young, a qual varia

quase linearmente com o campo magnético. Um esboço do Efeito- ΔE é apresentado na Fig. 3.5 (OLABI *et al.* [26]).

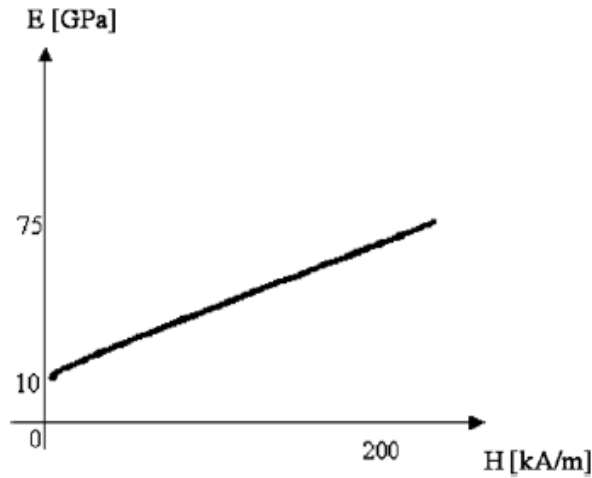


Figura 3.5: Módulo de Young em função do campo magnético (adaptado de OLABI *et al.* [26])

3.2.2 O Fator de Acoplamento Magneto-Mecânico e o Coeficiente Magnetostrictivo

Quando se deseja trabalhar com transdutores, a energia magnética é convertida em energia mecânica. A eficiência desse processo de conversão é governada por uma característica conhecida como fator de acoplamento magneto-mecânico. O valor desse fator geralmente varia entre 0.5 e 0.7, ou seja, a eficiência varia entre 50% e 70%. Em aplicações onde apenas o alongamento longitudinal é de interesse (para aplicações padrão de atuadores, bem como para a aplicação descrita nesta tese) as únicas propriedades de interesse do material são aquelas relacionadas com o eixo longitudinal. Este modo é chamado de modo-33 e o fator de acoplamento magneto-mecânico é chamado k_{33} . Tal fator é dado pela equação

$$k_{33}^2 = \frac{d_{33}^2}{\mu_{33}^T} E^H \quad (3.4)$$

Em 3.4 o coeficiente magnetostrictivo d_{33} é a inclinação da deformação em função da característica de campo magnético ($\varepsilon - H$):

$$d_{33} = \frac{d\varepsilon}{dH} \quad (3.5)$$

Na Fig. 3.6 o coeficiente magnetostrictivo é representado graficamente. Há uma região no gráfico onde a inclinação é grande e a relação entre a deformação e o campo magnético é quase linear. Essa é a faixa de trabalho ótima, e é preferida para a

conversão de energia magnética em energia mecânica por causa da minimização das perdas e devido à relação quase linear.

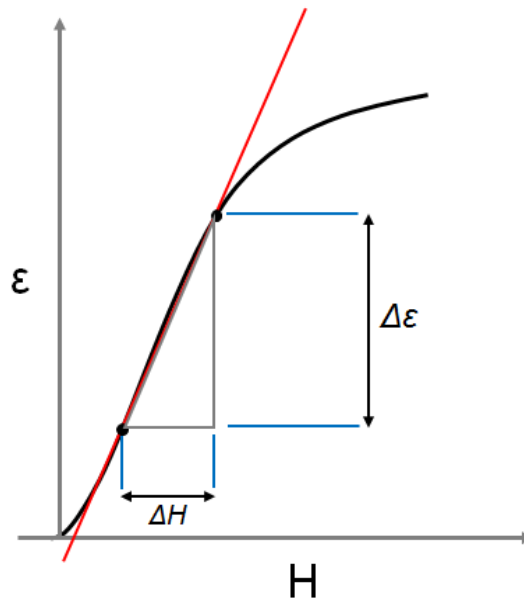


Figura 3.6: Deformação em função do campo magnético (adaptado de OLABI *et al.* [26])

Para uma operação eficaz e eficiente, ambos os coeficientes devem ser os mais altos possíveis, e o coeficiente magnetostrictivo d_{33} é geralmente conhecido como coeficiente de deformação magnetostrictivo. Para o Terfenol-D o valor de d_{33} está na faixa de 5-70 nm/A. Ambos os coeficientes dependem tanto da tensão mecânica aplicada quanto do campo magnético no qual a peça magnetostrictiva está imersa.

3.2.3 Fator de Qualidade

Sob condições quasi-estáticas (excitação contínua sob uma corrente alternada senoidal), assumindo nível de tensão mecânica aplicada nulo e uma relação linear entre a deformação e o campo magnético, a deformação pode ser dada por

$$\varepsilon_{33} = d_{33} \cdot H_3 \quad (3.6)$$

onde ε_{33} é a deformação, ou *strain*, d_{33} é coeficiente de deformação magnetostrictivo, e H_3 é a intensidade de campo magnético longitudinal.

O coeficiente d_{33} é considerado quase constante para a maioria das frequências. Mas, quando a frequência se aproxima de um valor no qual ressonância é causada em sua direção longitudinal, a amplitude da vibração cresce subitamente. Para que este fato possa ser observado, a amostra de Terfenol-D deve estar livre para vibrar, ou seja, um atuador sem carga, por exemplo. Assim, o alongamento é bem maior na ressonância do

que nas condições quasi-estáticas, e a deformação na condição de ressonância é dada por:

$$\lambda_{33} = Q_m \cdot d_{33} \cdot H_3 \quad (3.7)$$

O fator de amplificação da deformação na sua primeira ressonância sobre a deformação sob condições quasi-estáticas é conhecido como o fator de qualidade Q_m . No caso no qual o terminal de vibração do atuador está totalmente livre, o fator de qualidade é devido a perdas mecânicas que ocorrem internamente no material e é igual a Q^H ; esse fator de qualidade interno do material Q^H está na faixa de 3-20 (OLABI *et al.* [26]). Todavia, quando existe uma carga, ou seja, quando a amostra magnetostrictiva encontra uma resistência ao movimento livre devido ao arranjo do sistema, uma característica de amortecimento é introduzida na vibração e o fator de qualidade Q^H é reduzido para o valor Q_m .

3.2.4 Permeabilidade Magnética

A constante $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ NA}^{-2}$ define a permeabilidade magnética do espaço livre; as permeabilidades da maioria dos materiais são similares à permeabilidade do espaço livre. Tais materiais são conhecidos como paramagnéticos ou diamagnéticos, porém, para os materiais ferromagnéticos a permeabilidade é grande, o que torna comum e prático representar esta característica em termos da permeabilidade relativa. Dessa forma, a permeabilidade relativa indica a amplificação dos efeitos magnéticos em um material magnético, a qual é expressa como a amplitude da densidade de fluxo magnético em um material magnético em resposta a um dado campo magnético. Na Tabela 3.4 são apresentadas algumas permeabilidades relativas (OLABI *et al.* [26]).

Tabela 3.4: Permeabilidade relativa (adaptado de OLABI *et al.* [26])

Permeabilidade Relativa	Faixa de Valores
Mu – metal (liga de ferro-níquel)	20,000
Permalloy	8000
Níquel	100
Terfenol-D	<10
Alumínio	1

Quando um material ferromagnético é magnetizado por meio de um campo magnético, o qual é posteriormente removido, o ponto de zero magnetização não é

atingido novamente. O ponto de zero magnetização deve ser atingido através da imposição de um campo magnético na direção oposta; daí, a curva de magnetização é um enlace, chamado de curva de enlace de histerese. Esta falta de re-rastreabilidade é definida como histerese; e requer alguma energia de forma que os domínios magnéticos se alinhem na mesma direção do campo magnético. Na Fig. 3.7 é apresentado o comportamento magnético típico do ferro e comparado com o do alumínio.

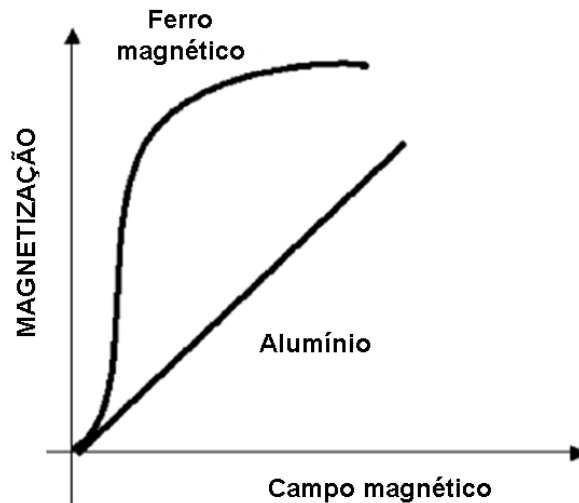


Figura 3.7: : Magnetização (adaptado de OLABI *et al.* [26])

Outra maneira de especificar o comportamento magnético é através do termo susceptibilidade magnética κ_m . A susceptibilidade magnética κ_m especifica o quanto a permeabilidade relativa difere do valor um:

$$\kappa_m = \frac{\mu_{33}^T}{\mu_0} - 1 \quad (3.8)$$

No caso de um material ativo como o Terfenol-D a permeabilidade relativa depende do nível de tensão mecânica aplicada sobre o material e da frequência empregada durante a operação. Na Fig. 3.8 é mostrado o comportamento magnético do Terfenol-D. A curva apresentada descreve como o material responde a um campo magnético aplicado (H) pelo desenvolvimento de um fluxo magnético, com uma densidade de fluxo (B). A permeabilidade é o valor B/H , e o laço de histerese é mostrado no diagrama.

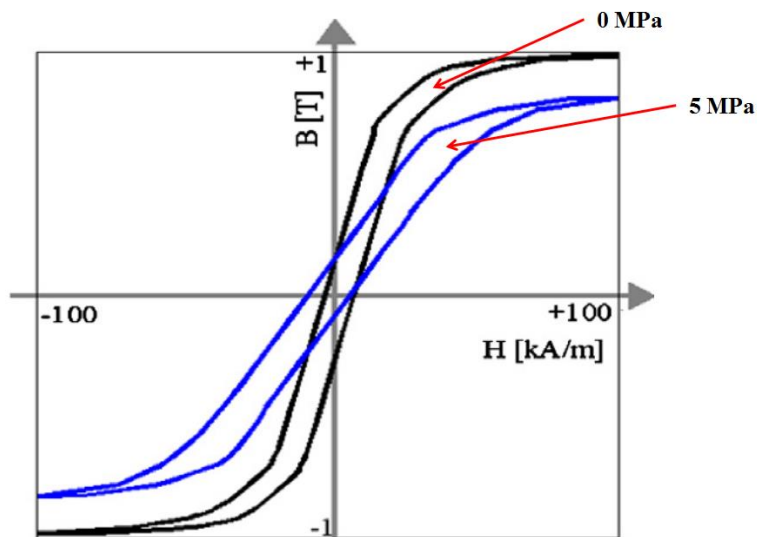


Figura 3.8: Curva B-H (adaptado de OLABI *et al.* [26])

Sabe-se que a aplicação de tensões mecânicas elevadas reduz a permeabilidade relativa. Para materiais de magnetostricção positiva uma explicação para este fato é a de que, quando a tensão aplicada é alta, o movimento dos domínios requer mais energia mecânica. Dessa forma, o material encontra-se incapaz de responder ao campo magnético tão bem como quando a pressão é pequena. Para estes materiais há ainda uma característica de histerese associada aos efeitos magnetostrictivos; um laço típico de histerese, mostrando a deformação magnetostrictiva em resposta a um campo magnético para uma amostra de Terfenol-D, é apresentado na Fig. 3.9.

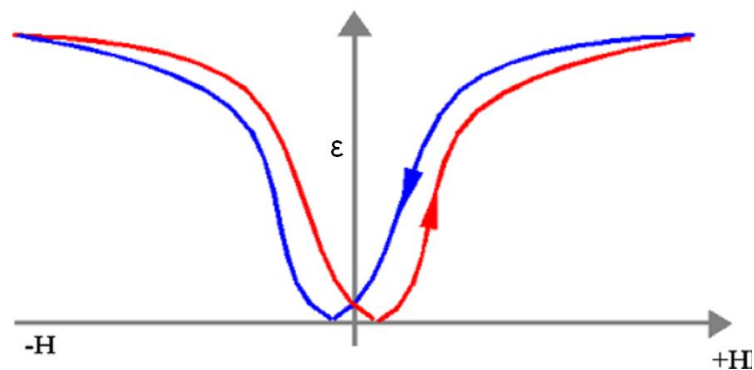


Figura 3.9: Curva λ -H (adaptado de OLABI *et al.* [26])

3.2.5 Otimização Típica

De forma que a funcionalidade desejada seja atingida com precisão, boa controlabilidade e alta densidade de potência, uma variedade de arranjos adicionais devem ser implementados para otimizar a performance de um transdutor de Terfenol-D.

Um arranjo bastante empregado, e já discutido, é criar um campo magnético permanente, ou campo magnético de polarização, de forma que o transdutor opere na região da curva de desempenho onde a inclinação tenha valor máximo; tal condição é apresentada na Fig. 3.10.

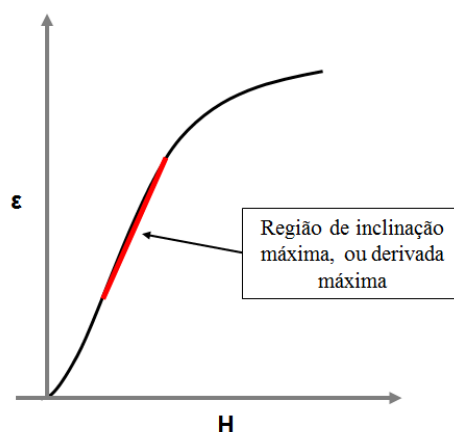


Figura 3.10: Otimização típica por meio de aplicação de nível magnético de polarização (adaptado de OLABI *et al.* [26])

Este campo magnético de polarização depende do projeto do sistema e está normalmente dentro da faixa de 10 kA/m a 100 kA/m. Ainda, a implementação de um nível magnético utilizando ímãs permanentes possibilita o acionamento do transdutor por meio de sinais de corrente alternados, dessa forma reduzindo as perdas por aquecimento.

Alguns estudos sugerem que a aplicação de uma tensão mecânica pode causar rotações dos momentos magnéticos de tal forma que eles ficam alinhados perpendicularmente à pressão aplicada, apesar de que ainda não se obteve uma explicação do porquê de um fator puramente mecânico influenciar um fenômeno magnético dessa forma. Contudo, se este evento é verdadeiro, e os momentos magnéticos puderem ser alinhados em direções que são perpendiculares à pressão, um pequeno aumento no campo magnético aplicado produzirá a maior deformação magnetostrictiva. Este efeito já foi confirmado experimentalmente (OLABI *et al.* [26]), além de ser bastante desejado em aplicações diversas, como no sistema de medição de corrente elétrica alternada que é o escopo desta tese. Se a tensão mecânica não for muito grande, pode ser observado que deformações magnetostrictivas maiores podem ser produzidas a partir das mesmas intensidades de campo magnético, quando a pressão é aumentada, fato ilustrado pela Fig. 3.11.

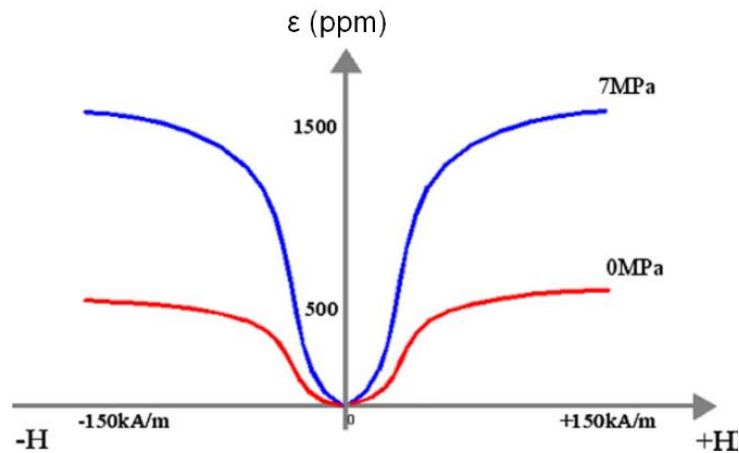


Figura 3.11: Típica otimização com nível mecânico (adaptado de OLABI *et al.* [26])

O fabricante chinês *Gansu Tianxing Rare Earth Functional Materials*, um dos poucos fornecedores de Terfenol-D que existem, fornece curvas de otimização mecânica semelhantes, ilustradas na Fig. 3.12¹ [28].

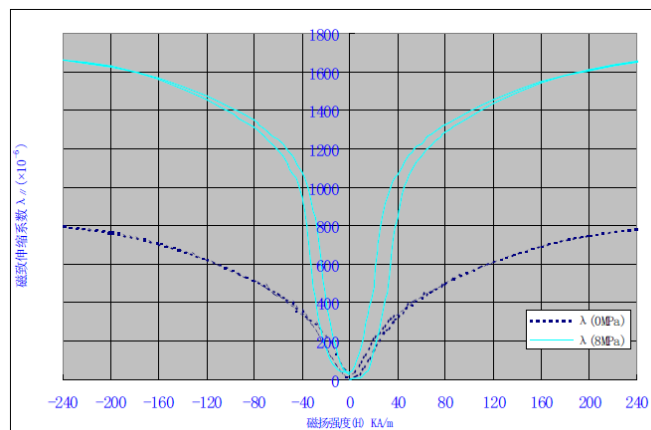


Figura 3.12: Curva de otimização por pressão aplicada (adaptado de [28])

Existe, porém, um valor de pressão para o qual a deformação magnetostricção atinge um máximo. A tensão mecânica ótima é aquela que leva os momentos magnéticos a se alinharem perpendicularmente ao eixo longitudinal da haste, porém, sem a introdução de tanta carga tal que o trabalho necessário para superá-la torne-se impraticável. As curvas borboleta, mostrando a deformação em função do campo magnético aplicado para vários valores de pressão são empregadas na quantificação do valor ótimo. A capacidade de deformação de um elemento de Terfenol-D em um transdutor pode ser incrementada por um fator de aproximadamente 3 como resultado de uma correta escolha de pressão, a qual é geralmente aplicada por meio de uma mola.

¹ Não foi possível traduzir as legendas do gráfico.

Há uma interdependência entre a escolha da aplicação de um nível magnético de polarização e da tensão mecânica, com um fator tendo efeito sobre o outro. Uma otimização adicional é possível de ser atingida pela escolha do melhor método de fabricação ou processo de recozimento para melhorar a textura do material, a qual tem efeito sobre a direção dos momentos magnéticos. Algumas otimizações adicionais também são viáveis em termos da implementação de uma configuração específica do transdutor magnetostrictivo; dependendo da exata localização da bobina ativa e do ímã permanente no transdutor, estes aspectos serão considerados na etapa de projeto do sensor opto-magnético de corrente elétrica.

3.3 Sensores Magnetostrictivos na Literatura

O recente aumento na utilização de tecnologias sensoras magnetostrictivas deve-se, principalmente, a melhorias nas características de desempenho destes materiais e à crescente experiência adquirida com o emprego de sensores e atuadores nas mais diversas aplicações. Alguns sistemas sensores utilizam as propriedades magneto-elásticas inerentes do alvo para a detecção da propriedade de interesse; já em outros sistemas, são as propriedades magnetostrictivas de algumas partes do sensor que permitem a realização da medida (CALKINS *et al.* [29]).

Os diferentes tipos de sensores podem ser agrupados em três categorias, de acordo com a forma como os parâmetros de interesse são monitorados. Estas categorias são: sensores passivos, sensores ativos, e sensores combinados. Os sensores passivos se baseiam no acoplamento magneto-mecânico para relacionar uma mudança no material magnetostrictivo com uma propriedade externa. Por exemplo, no caso do Efeito Villari, uma mudança na magnetização de uma amostra magnetostrictiva correlacionada à aplicação de uma tensão mecânica é medida por uma bobina inserida no circuito magnético formado pelo conjunto através de mudanças no fluxo magnético (B), dadas pela lei de Faraday- Lenz (CALKINS *et al.* [29]):

$$V = -N_C A_C \frac{dB}{dt} \quad (3.9)$$

onde N_C é o número de espiras do solenóide, V é a tensão induzida e A_C é a área constante.

Sensores ativos, por outro lado, empregam uma excitação interna do elemento magnetostrictivo para facilitar a medição da característica do elemento sensor que varia com a propriedade externa de interesse, ou mensurando. Por exemplo, uma bobina de

excitação pode ser utilizada para excitar um material sensor com um campo magnético de valor conhecido H , ao mesmo tempo em que uma bobina de detecção monitora B . Assim, mudanças na permeabilidade magnética devido a eventos externos podem ser monitoradas. Configurações que empregam duas bobinas, uma de excitação e outra de detecção, são conhecidas como sensores do tipo transformador, e geralmente são empregadas em sensores de torque (CALKINS *et al.* [29]).

Finalmente, os sensores combinados, ou híbridos, lançam mão do material magnetostrictivo para ativamente excitar outro material, o qual possibilitará o monitoramento desejado. Os principais exemplos de sensores combinados são aqueles que unem elementos ópticos ao material magnetostrictivo, como sensores de campo magnético onde o elemento magnetostrictivo imerso em um campo altera o comprimento do caminho óptico de um sensor de fibra óptica acoplado. Alguns sensores de proximidade, corrente elétrica e torque são propostos com o emprego de configurações híbridas.

Os primeiros trabalhos de sensoriamento magnetostrictivo incluíram o desenvolvimento do *receiver* telefônico, do hidrofone, e do sonar, os quais foram desenvolvidos principalmente empregando-se o níquel. Atualmente, a grande disseminação do Terfenol-D enquanto material de magnetostricção gigante deve-se a sua atuação tanto como atuador quanto como sensor; alguns dos equipamentos descritos na literatura envolvem aparelhos de audição, células de carga, sensores de proximidade, megnetômetros, acelerômetros e sensores de torque (CALKINS *et al.* [29]). Antes da discussão acerca de sensores megnetostrictivos para medição de corrente elétrica, bem como de sistemas de monitoramento de corrente em ambientes de alta tensão, serão tratadas brevemente algumas configurações já bem estabelecidas para a medição de parâmetros diversos.

3.3.1 Sensores de Torque

A alta eficiência na conversão de energia magnética em energia mecânica permite que a tecnologia magnetostrictiva possa ser utilizada em aplicações onde não há a necessidade de contato físico para que a medição seja realizada. Os sensores de torque implementados desta maneira geralmente utilizam o Efeito Villari, onde uma mudança na tensão mecânica induzida por um torque causa uma mudança conhecida na magnetização do material magnetostrictivo que compõe o elemento sensor.

O princípio de funcionamento deste tipo de configuração sensora é apresentado na Fig. 3.13 (CALKINS *et al.* [29]). Na medida em que o eixo sofre a ação de um torque, tensões mecânicas se desenvolverão em direções de $\pm 45^\circ$ em relação à direção do eixo; essa mudança no *stress* do eixo ferromagnético causará uma alteração na permeabilidade de um elemento ferromagnético acoplado pelo fluxo ao eixo. Duas variáveis nesta configuração sensora são a lacuna de ar entre o núcleo do sensor (núcleo ferromagnético) e o eixo do sensor, e a corrente na bobina de excitação.

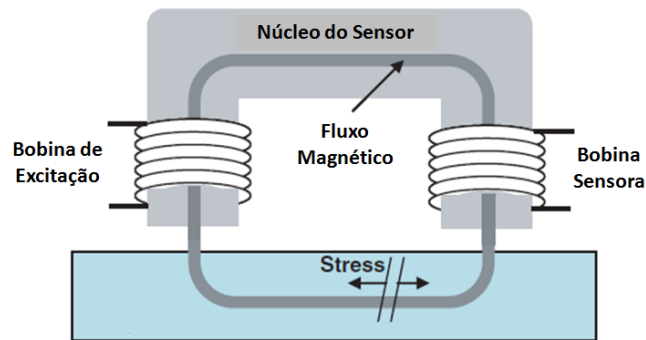


Figura 3.13: Sensor de torque sem contato (adaptado de CALKINS *et al.* [29])

Em algumas aplicações os sensores de torque são construídos com a utilização de fios e camadas de material magnetostrictivo. Neste caso, camadas do material sensor são depositadas sobre um eixo, o qual, quando sofre uma torção, o *stress* desenvolvido causa uma mudança no laço de histerese do campo magnético. Aplicações onde a configuração eixo-sensor é utilizada podem lançar mão dos efeitos magnetostrictivos do próprio material alvo. Por exemplo, o torque em uma broca ou furadeira constituída de material magnetostrictivo pode ser avaliado de acordo com o esquema apresentado na Fig. 3.14, ou seja, uma bobina de excitação envolve parte da broca, incluindo a haste e as ranhuras. Duas bobinas sensoras, uma posicionada sobre as ranhuras e outra sobre a haste, são conectadas em série e em oposição, de tal forma que se pode realizar a medição da permeabilidade. A permeabilidade da haste é menos sensível a mudanças no torque do que a das ranhuras, de tal maneira que a diferença nas tensões elétricas de saída das duas bobinas varia proporcionalmente ao torque aplicado.

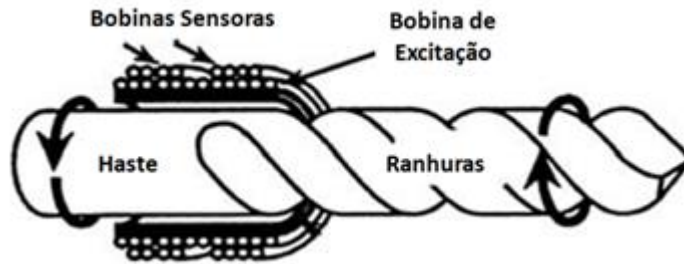


Figura 3.14: Sensor de torque sem contato (adaptado de CALKINS *et al.* [29])

3.3.2 Sensores de Movimento e Posição

A existência dos efeitos Joule e Villari permite que um sistema magnetostrictivo atue em dois modos de operação, transferindo energia magnética para energia mecânica (atuação) e transferindo energia mecânica para energia magnética (sensoriamento). Algumas aplicações, como o telefone e o sonar de escaneamento, fazem uso desta operação dual. Pode-se empregar este tipo de operação simultânea em sistemas de vibração ativa e controle acústico; onde um único transdutor pode ser empregado para monitorar vibrações estruturais e ao mesmo tempo prover uma força de atuação para suprimir essas vibrações.

Um sensor de velocidade baseado em um atuador de Terfenol-D foi desenvolvido por FENN *et al.* [30], onde o transdutor é conectado a um alvo em movimento que causa uma deformação no núcleo de Terfenol-D. Neste caso, a tensão de saída provida pelo sensor é proporcional à velocidade do alvo. Já sensores de *strain* sem contato (*contactless*) usam o campo magnético para acoplar o alvo sob deformação ao elemento sensor. Sistemas sem contato físico apresentam algumas vantagens, como o fato de ser uma técnica não invasiva e a possibilidade de movimentar o sensor para a medição de *strain* em diferentes partes do alvo de forma fácil e rápida.

Um sensor de posição extremamente versátil é baseado em um guia de onda magnetostrictivo. O sistema detecta a posição de um ímã permanente conectado ao alvo, o qual pode movimentar-se livremente ao longo do comprimento de uma guia de onda magnetostrictiva. O emissor (Fig. 3.15) injeta continuamente pulsos de corrente na guia de onda, de maneira que um campo magnético circunferencial é desenvolvido. Isto, em combinação com um campo magnético longitudinal produzido por ímãs permanentes, resulta em um campo magnético helicoidal (CALKINS *et al.* [29]).

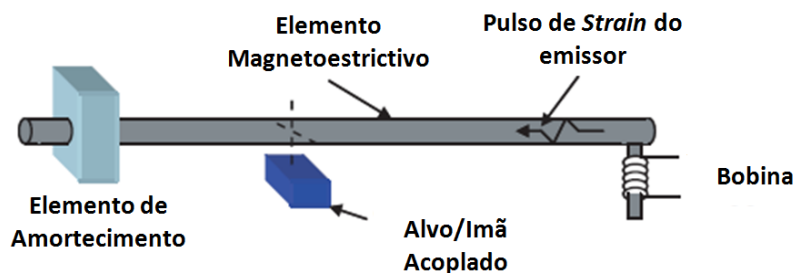


Figura 3.15: Sensor de posição a partir de uma guia de onda magnetostrictiva (adaptado de CALKINS *et al.* [29])

Como descrito pelo efeito Wiedemann, um pulso *strain* de torção é induzido na guia de onda, as ondas acústicas de torção viajam na velocidade do som em ambas as direções a partir do ímã permanente ao longo da guia de onda. Uma extremidade é equipada com um receptor, enquanto a outra extremidade é conectada a um elemento amortecedor. O amortecedor atenua a onda acústica de tal forma que não será refletido sinal de volta ao receptor. O receptor, então, mede o lapso de tempo entre o pulso de corrente e a onda acústica, uma quantidade que está relacionada com a distância entre o receptor e o ímã permanente (alvo). A onda acústica pode ser medida pela mudança na permeabilidade resultante do pulso de *strain* no guia de onda.

3.3.3 Sensores de Força e de *Stress* (Tensão Mecânica)

A mudança na permeabilidade (ou fluxo magnético) em um circuito magnético devido ao *strain* em um elemento do circuito pode ser usada para a medição tanto de torque (descrito anteriormente) quanto de força. Um sensor de força é similar em construção ao sensor de *strain* sem contato descrito anteriormente, e emprega a mudança na impedância elétrica de um circuito magnético com *stress* para medir *stress* ou força.

Duas bobinas com núcleos magnetostrictivos são mantidas no circuito magnético por terminais rígidos (Fig. 3.16). Uma bobina envolve cada núcleo, uma das quais é usada para excitação e a outra para medição. Uma corrente alternada de amplitude constante é desenvolvida na bobina de excitação, gerando um campo magnético oscilante, o que resulta em uma tensão induzida na bobina de detecção com uma magnitude proporcional à taxa de variação do fluxo no tempo nos elementos do núcleo (Lei de Faraday-Lenz). Uma força aplicada ao sensor causará uma mudança no *strain* nos núcleos magnetostrictivos, resultando em uma mudança na magnetização dos núcleos. Neste modo, onde o campo magnético aplicado é mantido constante, uma alteração na tensão de saída da bobina de detecção é linearmente relacionada com a

mudança na força. Já no modo de operação no qual o fluxo é constante, a corrente de excitação varia para manter a tensão de saída da bobina de detecção; neste caso, a mudança na corrente de excitação é relacionada com a mudança na força.

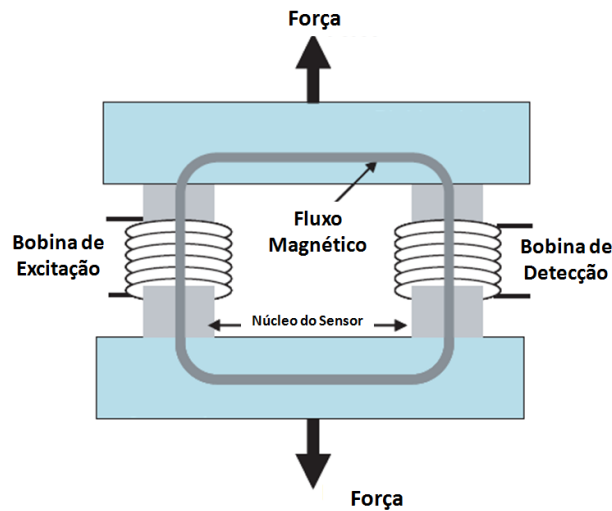


Figura 3.16: Sensor de força magnetostrictivo (adaptado de CALKINS *et al.* [29])

3.4 Sensores Opto-Magnéticos de Campo Magnético e Corrente Elétrica

O desenvolvimento de sensores cujo princípio de funcionamento é baseado em configurações híbridas (ou combinadas) tem sido proposto desde o início dos anos 2000. No caso dos sensores opto-magnéticos, o fundamento básico consiste em um elemento magnetostrictivo que é ativamente excitado e age como um atuador sobre outro material (especificamente, um elemento óptico), cujas propriedades são alteradas propiciando a medição da propriedade de interesse. Nesta situação específica, o segundo material empregado na construção do sensor é uma rede de Bragg (*Fiber Bragg Gratings* – FBGs) em fibra óptica, cujo método de funcionamento e as características fundamentais são descritos a seguir.

Uma FBG, em sua forma mais básica, consiste em uma modulação periódica do índice de refração do núcleo de uma fibra óptica monomodo; modulações estas que são chamadas grades (ou redes) de Bragg, são perpendiculares ao eixo de propagação da luz e apresentam períodos menores que $1 \mu\text{m}$ (detalhes acerca da fabricação de redes de Bragg serão discutidos na sub-seção 7.2.3). A luz sofre uma reflexão conhecida, quando muda de um meio com um índice de refração para outro, essa reflexão é conhecida como lei de Fresnel. Tal fenômeno ocorre normalmente no final da fibra onde a luz muda de um meio (no caso, uma fibra óptica) para o ar, e a luz incidente refletida corresponde a aproximadamente 4 %, ou seja, ocorre quando a luz sofre refração.

Entretanto, essa reflexão está sujeita a alguns outros parâmetros. Quando a luz introduzida em uma fibra atingir a região de uma FBG, alguns dos comprimentos de onda dessa luz serão refletidos pela variação periódica do índice de refração, devido a interação com diferentes índices de refração em seu núcleo. Geralmente, a luz refletida estará fora de fase e tenderá a se cancelar, exceto quando o comprimento de onda satisfaça a condição de reflexão de Bragg. Neste caso específico, a luz refletida sofrerá uma interferência construtiva e formará um pico de reflexão definido pelos parâmetros das redes periódicas, assim, a luz refletida se propagará na mesma direção e sentido oposto do feixe propagante original, como descrito por OTHONOS *et al.* [31].

A condição de Bragg é um requisito que satisfaz a conservação de energia e momento. A energia da luz propagante na fibra óptica é dada por OTHONOS *et al.* [31]:

$$E = h \cdot f \quad (3.10)$$

onde E é a energia do fóton, h é a constante de Planck e tem o valor aproximado de 6.63×10^{-34} Js, e f é a frequência da onda eletromagnética.

A conservação de energia é dada pela conservação da frequência, quando não houver mudança na frequência da onda eletromagnética incidente, a energia é conservada, de modo que (OTHONOS *et al.* [31]):

$$\hbar \cdot \omega_i = \hbar \cdot \omega_f \quad (3.11)$$

onde \hbar é a constante reduzida de Planck ($\hbar = h/2\pi$), ω_i é a frequência angular inicial e ω_f é a frequência angular final. Para que exista a conservação de energia é necessário apenas que a frequência final seja igual a inicial, correspondendo às frequências da radiação incidente e refletida, respectivamente.

Já a conservação do momento requer que o vetor de onda incidente, k_i , somado com o vetor de onda da grade, K , seja igual ao vetor de onda da radiação espalhada k_f . Isto é representado por (OTHONOS *et al.* [31])

$$k_i + K = k_f \quad (3.12)$$

onde o vetor de onda da grade K tem a direção normal das grades planas com uma magnitude de $2\pi/\Lambda$ (Λ é o espaçamento entre as grades). O vetor de onda difratado é igual em magnitude, mas tem a direção oposta a do vetor de onda incidente. Assim, a condição de conservação do momento se torna igual a (OTHONOS *et al.* [31]):

$$2\left(\frac{2\pi n_{ef}}{\lambda_B}\right) = \frac{2\pi}{\Lambda} \quad (3.13)$$

Dessa forma, simplificando a equação 3.13 para a condição de Bragg de primeira ordem, tem-se

$$\lambda_B = 2n_{ef}\Lambda \quad (3.14)$$

onde, λ_B é o comprimento de onda de Bragg, ou o comprimento de onda central da fonte de luz incidente que será refletido pela FBG, n_{ef} o índice de refração efetivo do núcleo da fibra e Λ o período entre as modulações causadas no núcleo da fibra óptica, como descrito por OTHONOS *et al.* [31] e ZHAO *et al.* [32].

Um diagrama representativo da interação entre uma rede de Bragg com a luz propagante na fibra óptica é apresentado na Fig. 3.17. No núcleo da fibra há variações periódicas do índice de refração, formando grades planas perpendiculares ao eixo longitudinal. Essas modulações interagem com a luz de maneira que, quando um espectro óptico de banda larga é inserido na fibra, uma parte característica é refletida, enquanto uma outra parte é transmitida. Além de a FBG atuar como um refletor de luz, simultaneamente também filtra o espectro em um determinado comprimento de onda (ZHAO *et al.* [32] e KLEMBA [33]).

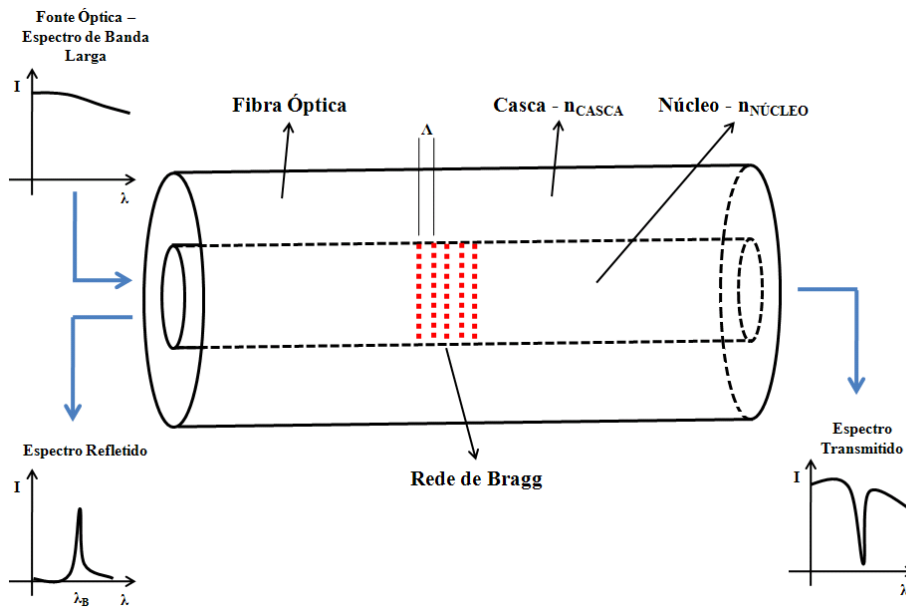


Figura 3.17: Funcionamento de uma rede de Bragg (adaptado de KLEMBA *et al.* [33])

Como mostrado em 3.14, o comprimento de onda central refletido pela FBG, ou comprimento de onda de Bragg, depende diretamente do índice de refração efetivo do núcleo e da periodicidade das modulações. Este índice e o espaçamento entre as modulações podem ser afetados por alterações no ambiente. Assim, o comprimento de

onda de Bragg sofre um deslocamento devido à mudança de *strain* ou à temperatura a qual a rede é submetida.

Dessa forma, uma FBG é essencialmente um sensor de *strain* (ou deformação) e temperatura, porém, procedendo com o desenvolvimento de uma interface apropriada, outros tipos de mensurandos podem atuar de uma forma tal que perturbações sejam causadas na rede, resultando em uma variação no comprimento de onda de Bragg. Ou seja, empregando uma FBG enquanto sensor também pode levar a medidas de pressão, vibração, deslocamento, entre outros.

Com o intuito de calcular a sensibilidade do comprimento de onda de Bragg em função da temperatura e do *strain* em 3.14 deve ser utilizada. Observa-se que a sensibilidade em função da temperatura é a derivada parcial com respeito à temperatura T

$$\frac{\partial \lambda_B}{\partial T} = 2n_{ef} \frac{\partial \Lambda}{\partial T} + 2\Lambda \frac{\partial n_{ef}}{\partial T} \quad (3.15)$$

Usando as equações 3.14 e 3.15

$$\frac{\Delta \lambda_B}{\lambda_B} = \frac{1}{\Lambda} \frac{\partial \Lambda}{\partial T} \Delta T + \frac{1}{n_{ef}} \frac{\partial n_{ef}}{\partial T} \Delta T \quad (3.16)$$

O primeiro termo da Eq. 3.16 é o coeficiente de dilatação térmica da sílica (α) e o segundo termo é o coeficiente termo-óptico (η), o qual representa a dependência do índice de refração com a temperatura (dn/dT). Daí

$$\frac{\Delta \lambda_B}{\lambda_B} = (\alpha + \eta) \cdot \Delta T \quad (3.17)$$

Da mesma forma, a sensibilidade de λ_B em função do *strain* é a derivada parcial de 3.14 com respeito ao deslocamento ΔL

$$\frac{\partial \lambda_B}{\partial L} = 2n_{ef} \frac{\partial \Lambda}{\partial L} + 2\Lambda \frac{\partial n_{ef}}{\partial L} \quad (3.18)$$

Substituindo a equação 3.14 duas vezes em 3.18

$$\frac{\Delta \lambda_B}{\lambda_B} = \frac{1}{\Lambda} \frac{\partial \Lambda}{\partial L} \Delta L + \frac{1}{n_{ef}} \frac{\partial n_{ef}}{\partial L} \Delta L \quad (3.19)$$

O primeiro termo de 3.19 é o *strain* do período da rede devido ao alongamento da fibra óptica. Se um alongamento de ΔL é desenvolvido, então um *strain* relativo de $\Delta L/L$ é obtido. Assim, se a FBG tem um comprimento L_{FBG} , ela sofrerá um *strain* $\Delta L_{FBG}/L_{FBG}$, porém, uma vez que a rede está inscrita na fibra, tem-se $\Delta L/L = \Delta L_{FBG}/L_{FBG}$.

O deslocamento de Bragg com a extensão é igual ao deslocamento do período da grade com a mesma extensão; dessa maneira, o primeiro termo na Eq. 3.19 é a unidade.

O segundo termo na Eq. 3.19 é o coeficiente foto-elástico (ρ_e), a variação do índice de refração com o *strain*. Em alguns materiais sólidos, dependendo do coeficiente de Poisson, este efeito é negativo, ou seja, quando um meio transparente se expande (uma fibra óptica, por exemplo), o índice de refração (IR) decresce devido a uma diminuição na densidade do material. Então, quando uma extensão é aplicada na fibra, os dois termos na Eq. 3.19 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 IR efetivo o que causa a diminuição do comprimento de onda de Bragg. O efeito combinado de ambos os fenômenos é a forma clássica do deslocamento do comprimento de onda de Bragg em função do *strain*:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e)\varepsilon_{FBG} \quad (3.20)$$

onde ε_{FBG} é o deslocamento longitudinal na rede.

Combinando as Eqs. 3.17 e 3.20 a sensibilidade do comprimento de onda de Bragg em função da temperatura e do *strain* é obtida (OTHONOS *et al.* [31] e KERSEY *et al.* [34]):

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e)\varepsilon_{FBG} + (\alpha + \eta) \cdot \Delta T \quad (3.21)$$

onde $\Delta\lambda_B$ é a variação do comprimento de onda de Bragg, $\rho_e = 0.22$, ΔT é a variação de temperatura, $\alpha = 0.55 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ e $\eta = 8.6 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ para fibras ópticas de sílica dopadas com germânio.

Assim, considerando uma fonte óptica com uma faixa de comprimento de onda de 1550 nm, após a substituição das constantes elencadas na Eq. 3.21, tem-se as seguintes sensibilidades teóricas da rede de Bragg para temperatura e *strain*, respectivamente:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta T} = 14.18 \text{ pm}/^\circ\text{C} \quad (3.22)$$

e

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta\varepsilon} = 1.2 \text{ pm}/\mu\varepsilon \quad (3.23)$$

Ou seja, a medição do parâmetro desejado, campo magnético ou corrente elétrica, é possibilitada pela variação do comprimento de onda de Bragg da FBG,

provocado, neste caso, pelo *strain* do material magnetostrictivo, de acordo com o esquema apresentado na Fig 3.18. O evento-base para a medição de corrente elétrica reside no campo magnético que é gerado se existe uma corrente em um condutor; este campo magnético é levado a interagir com o material magnetostrictivo, o qual tem suas dimensões alteradas e de maneira paralela causa um estiramento na rede de Bragg que está fixada na superfície do material magneto-elástico. Após estas etapas de conversão de energia, tem-se uma informação acerca da corrente elétrica codificada no comprimento de onda de Bragg. Dessa forma, vários arranjos de sistemas de medição têm sido propostos explorando esta configuração básica, com intuito de oferecer soluções para algumas desvantagens apresentadas pelos Transdutores Ópticos de Corrente convencionais discutidos no Capítulo 2. Por exemplo, devido ao princípio de funcionamento baseado no Efeito Faraday, FOCSs convencionais geralmente requerem complexas e caras técnicas de compensação de temperatura e vibração, ao mesmo tempo em que a eletrônica auxiliar necessária para demodulação dos sinais de medição adiciona custos excessivos ao sistema completo. Assim, empregando tanto a sensibilidade elevada quanto a capacidade de compactação que as redes de Bragg oferecem em conjunto com os materiais magnetostrictivos, há um esforço em apresentar sistemas de monitoramento com desempenho cada vez mais elevado.

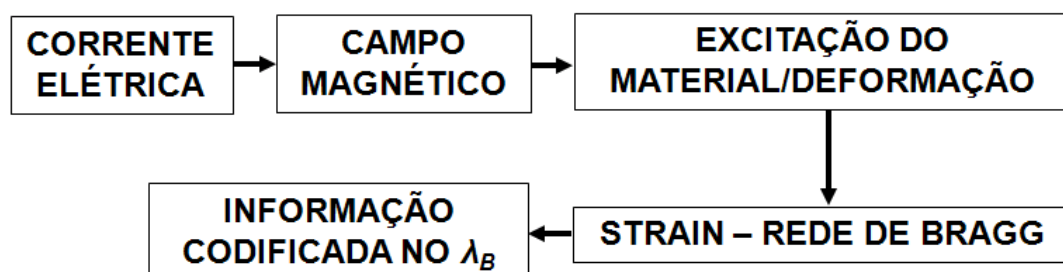


Figura 3.18: Esquema de medição de corrente elétrica utilizando um sensor magneto-óptico

Neste sentido, MORA *et al.* [35] descrevem os primeiros trabalhos com um sensor híbrido para medição de campos magnéticos DC, e conseqüentemente de correntes elétricas DC. No sistema proposto pelos espanhóis duas ligas diferentes em equilíbrio térmico são empregadas, sendo uma delas um material magnetostrictivo, e ambas possuem o mesmo coeficiente de dilatação térmica. Em cada liga há uma rede de Bragg fixada, inscritas no mesmo enlace óptico, uma cujo objetivo é realizar a medição propriamente dita (material magnetostrictivo) e a outra atua como uma referência para as variações de temperatura.

Ora, quando o material magnetostrictivo (neste caso, Terfenol-D) está sujeito a um campo magnético, este sofre um alongamento elástico, consequentemente a rede de Bragg a ele fixada também sofre uma mudança em seu comprimento de onda de Bragg. Uma vez que ambas as redes estão submetidas a uma mesma expansão térmica, quando a temperatura aumenta, tem-se que a diferença entre os comprimentos de onda refletidos pelas redes é uma medida da magnetostricção e o comprimento de onda de Bragg da rede fixada na liga não magnética (Monel 400 – uma liga de níquel, cobre e ferro) é uma medida da temperatura. Tem-se, portanto, uma proposta bastante engenhosa para compensação dos efeitos térmicos nas medições. Na Fig. 3.19 é apresentado um esquemático do sensor proposto.

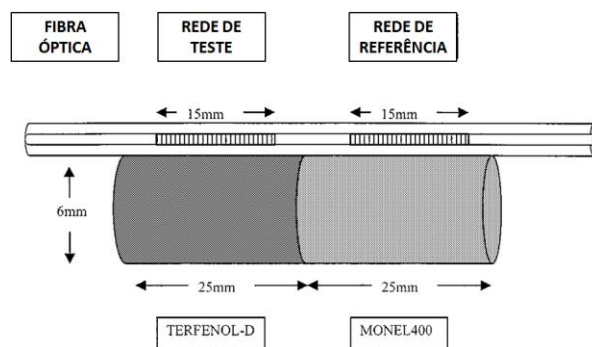


Figura 3.19: Sensor híbrido de campos magnéticos DC (adaptado de MORA *et al.* [35])

MORA *et al.* [35] testaram a configuração proposta na Fig. 3.19 inserindo o conjunto em um solenóide onde circulava uma corrente DC. Na Fig. 3.20, as variações do comprimento de onda de Bragg devido à aplicação do campo magnético são apresentadas para diferentes temperaturas; a magnetostricção máxima obtida pelos autores foi $\Delta L/L = 0.93 \times 10^{-3}$, para uma temperatura de 21.6°C e um campo magnético de $1.8 \times 10^5 \text{ A/m}$.

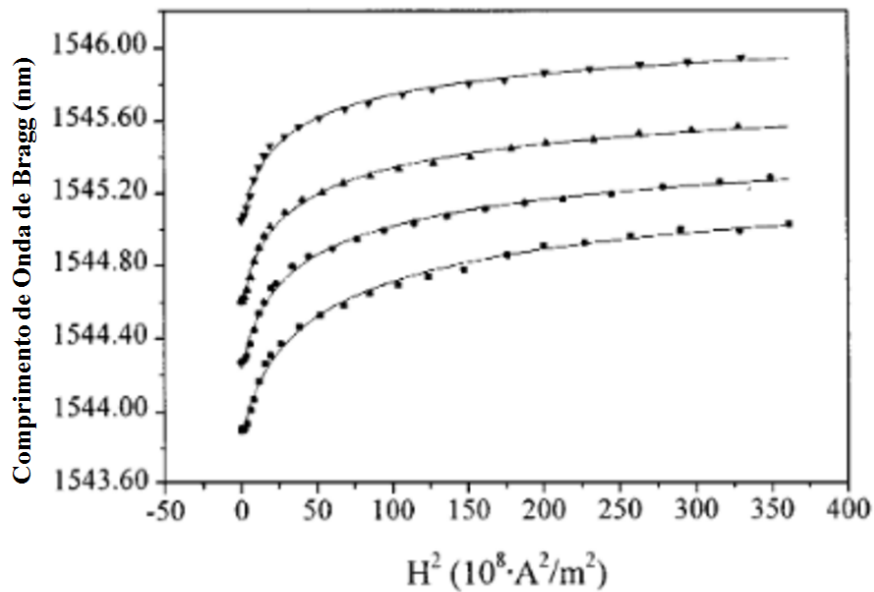


Figura 3.20: Comprimento de onda de Bragg em função do campo magnético aplicado, para temperaturas diferentes (adaptado de MORA *et al.* [35])

HONG *et al.* [36] discutem um sistema de medida híbrido cujo objetivo é a medição de correntes elétricas AC. Nos testes realizados pelos autores, uma rede de Bragg fixada em uma peça de Terfenol-D é inserida no núcleo de uma bobina com 920 voltas e diâmetro interno de 9 mm. Como a corrente elétrica causa um aquecimento do conjunto, um sistema de controle da temperatura por circulação de água foi empregado junto à bobina. Devido às características de frequência do sinal de potência AC, tipicamente 50 ou 60 Hz, a demodulação do comprimento de onda de Bragg utilizando um Analisador de Espectro Óptico (*Optical Spectrum Analyzer - OSA*) não é possível, de forma que os autores desenvolvem um esquema de interrogação experimental apresentado na Fig. 3.21.

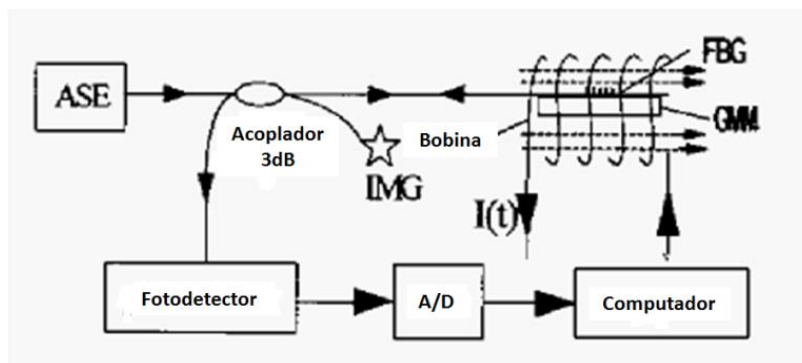


Figura 3.21: Esquema de interrogação (adaptado de HONG *et al.* [36])

HONG *et al.* [36] realizaram testes com correntes AC de baixa amplitude, ou seja, utilizaram correntes de excitação de 2.82 A, 3.53 A, 4.23 A e 4.74 A de pico. Os

experimentos revelaram os laços de histerese inerentes à utilização de materiais magnetostrictivos, além da característica retificadora destes materiais, quando não se utiliza um campo magnético de polarização no processo de medição (Fig. 3.22).

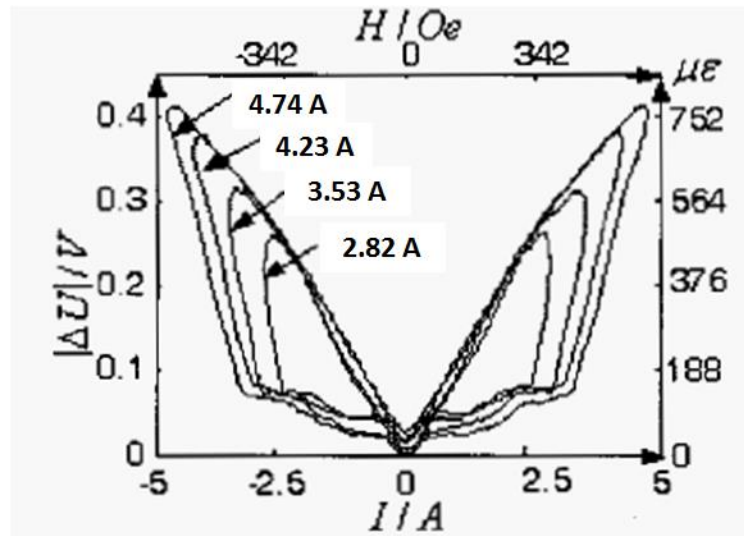


Figura 3.22: Laços de histerese para diferentes correntes de excitação (adaptado de HONG *et al.* [36])

SATPATHI *et al.* [37] propõem um transdutor de corrente opto-magnetostrictivo para a medição de correntes alternadas em sistemas de potência, buscando uma configuração mais vantajosa, em termos de custos, que as técnicas baseadas na modulação do estado de polarização de um feixe de luz (Efeito Faraday). Contudo, para que um sistema sensor baseado em efeitos magnetostrictivos seja operante, alguns desafios concernentes ao comportamento do material devem ser tratados, e se possível, eliminados. O primeiro destes desafios é que a magnetostricção é um fenômeno unipolar e a tentativa de monitorar, por exemplo, um sinal senoidal inerentemente resultará em uma saída retificada. Ainda, sendo materiais ferromagnéticos, tem-se uma operação com características de histerese; e cada um desses efeitos atua na degradação do desempenho do sistema sensor. Assim, SATPATHI *et al.* [37] construíram uma matriz de testes para poder testar e identificar o ponto ótimo de operação do sistema, em termos de polarização mecânica e magnética. Deseja-se, com isso, aperfeiçoar a linearidade do conjunto e conseguir uma resposta bipolar (Fig. 3.23). O protótipo de testes projetado para aplicação das tensões mecânicas e para alocação do circuito de excitação DC é apresentado na Fig. 3.24, no qual uma junta em forma de “C” forma um circuito fechado com a adição de um quarto braço, onde é disposta a peça magnetostrictiva.

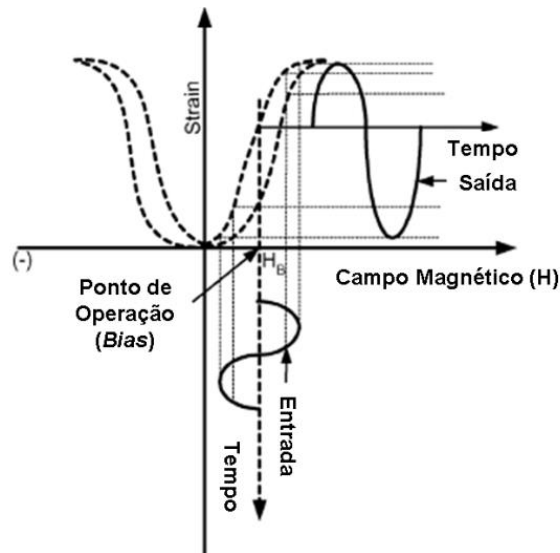


Figura 3.23: Aplicação de campo magnético de polarização para saída bipolar (adaptado de SATPATHI *et al.* [37])

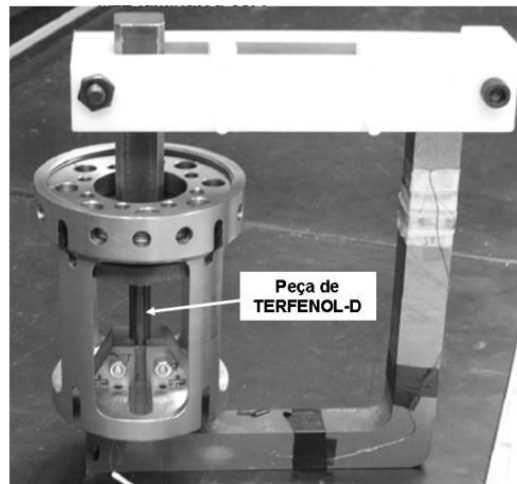


Figura 3.24: : Protótipo de testes, com a bobina de excitação DC removida (adaptado de SATPATHI *et al.* [37])

O procedimento de testes foi realizado empregando um esquema de demodulação radiométrica do comprimento de onda, no qual variações no comprimento de onda refletido são convertidas em variações de intensidade, cuja detecção se dá por meio de um fotodiodo. Os autores avaliaram ainda o desempenho do sistema para correntes de excitação no primário compreendidas na faixa entre 50 e 1000 A, e a forma de onda normalizada obtida na saída do sistema é apresentada na Fig. 3.25, para uma corrente de primário de 800 A_{RMS}. Observa-se que o sinal de saída é uma versão levemente distorcida do sinal de entrada senoidal de 60 Hz, com um atraso de fase.

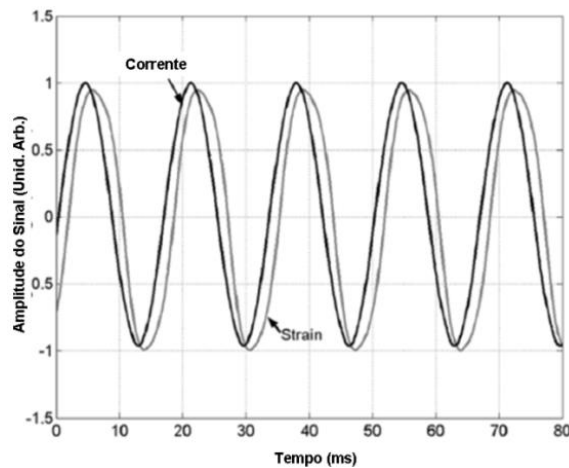


Figura 3.25: Corrente de entrada e sinal de saída, amplitudes normalizadas (adaptado de SATPATHI *et al.* [37])

Um sistema que permite a medição simultânea de corrente elétrica e temperatura é proposto por REILLY *et al.* [38]. Os testes do dispositivo proposto consistem em uma FBG, com comprimento de onda de Bragg de 1547.5 nm à temperatura ambiente, fixada a uma peça magnetostrictiva. O conjunto é então disposto em um invólucro de alumínio, onde também ficam alocados ímãs de samário-cobalto e bobinas de excitação, de acordo com a Fig. 3.26.

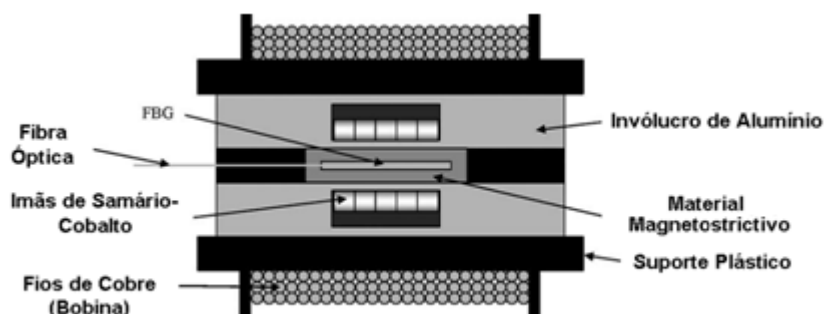


Figura 3.26: Arranjo experimental (adaptado de REILLY *et al.* [38])

Os ímãs são alocados ao redor do elemento magnetostrictivo de forma que o material opere no ponto quiescente (como os autores denominam o ponto ótimo da região linear do material magnetostrictivo), ou seja, para que a partir da aplicação de um campo magnético alternado o material possa sofrer os processos de contração e expansão. Assim, tem-se a aplicação de ímãs permanentes para criação de um campo magnético de polarização, enquanto que o sinal de excitação do sensor provém da bobina construída com fios de cobre. O sinal de saída do sensor híbrido é apresentado na Fig. 3.27, quando uma corrente AC com frequência de 50 Hz é aplicada ao sistema.

A identificação do comprimento de onda do ponto quiescente do sensor permite que a informação acerca da temperatura também possa ser recuperada, visto que à medida em que a temperatura aumenta o comprimento de onda deste ponto também aumentará. Ilustrando este fato, a resposta do sensor para a aplicação de uma corrente de 0.3 A, para diferentes temperaturas, é apresentada na Fig. 3.28.

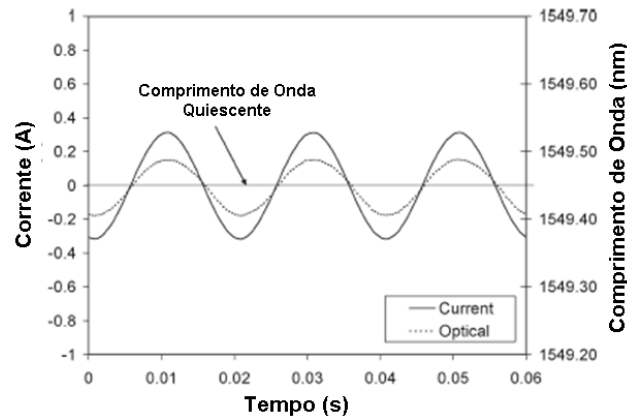


Figura 3.27: Sinal de saída do sensor e corrente de referência (adaptado de REILLY *et al.* [38])

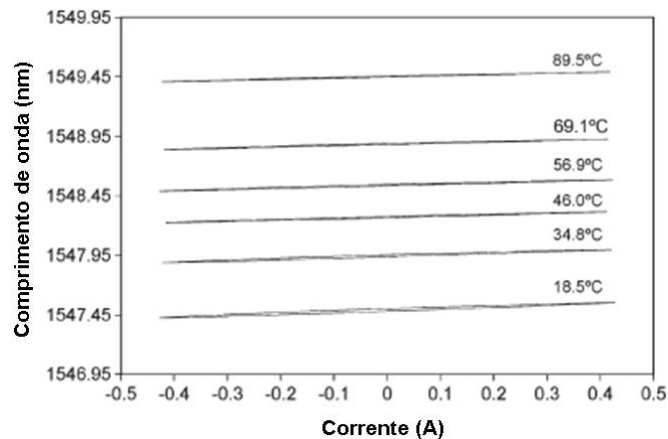


Figura 3.28: Medição de corrente para diferentes temperaturas (adaptado de REILLY *et al.* [38])

A sensibilidade e a faixa de operação do sensor são dependentes do projeto da bobina de excitação. Um maior número de voltas permitirá ao sensor a medição de correntes menores de forma mais precisa; a faixa, contudo, será menor. Ainda, este método proposto por REILLY *et al.* [38] não permite que correntes DC sejam medidas, uma vez que a posição do ponto quiescente seria afetada.

Já MORA *et al.* [39] desenvolvem um sensor híbrido cuja aplicação é voltada para a medição de correntes elétricas de alta magnitude, tendo o monitoramento de redes de alta tensão como objetivo principal. O esquema proposto baseia-se em uma configuração diversa das apresentadas até o momento, uma vez que uma bobina para criação de um campo magnético uniforme não é empregada: a peça magnetostrictiva

acoplada à rede de Bragg é localizada a uma distância D do núcleo do cabo condutor, paralela à direção das linhas de campo magnético geradas pela corrente elétrica (Fig. 3.29). É provido ainda contato térmico com a linha de alta tensão para que seja possibilitada, também, a medição de temperatura.

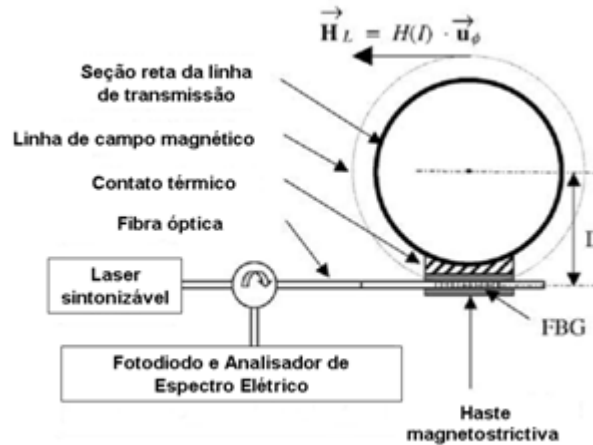


Figura 3.29: Sensor de corrente AC para linhas de transmissão (adaptado de MORA *et al.* [39])

A fonte de luz empregada é um laser sintonizável, cujo feixe é lançado na FBG por meio de um circulador óptico. O sinal refletido incide sobre um fotodiodo e o sinal elétrico $V(t)$ é medido por um analisador de espectro elétrico. Ainda, como o comprimento de onda de Bragg, λ_B , varia em função da temperatura, o sistema proposto realiza as medições de corrente e temperatura, o primeiro parâmetro codificado em amplitude e o segundo no comprimento de onda.

CHIANG *et al.* [40] propõem um sistema óptico simples para a medição de correntes DC e AC, também empregando, além do Terfenol-D, a liga MONEL 400. Porém, ao contrário de MORA *et al.* [35], os pesquisadores chineses utilizam uma única rede de Bragg, a rede apresenta uma metade fixada na haste de Terfenol-D e a outra metade fixada no MONEL 400. Neste caso, como as duas hastes estão ligadas, quando há um campo magnético presente, as duas ligas sofrem alterações diferentes em suas dimensões, o que causa uma divisão no comprimento de onda refletido pela rede (Fig. 3.30).

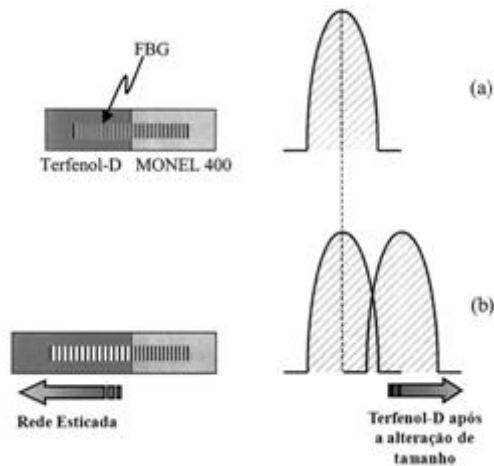


Figura 3.30: Princípio de operação do sensor: a) Na ausência de campo magnético, b) Na presença de campo magnético o pico de reflexão da rede se divide (adaptado de CHIANG *et al.* [40])

Já CREMONEZI *et al.* [41] desenvolvem um sensor de corrente RMS que, apesar de não ser barato, pode ser aplicado em ambientes de alta tensão e não exige o emprego de um esquema de magnetização de polarização para a peça magnetostrictiva. Apresentando uma configuração inovadora, na qual uma peça de Terfenol-D em formato toroidal é fabricada por eletroerosão, os autores foram capazes de obter medidas de valor eficaz de corrente elétrica para uma faixa de 180 – 900 A, com linearidade incrementada na faixa de 320 – 900 A; para esta faixa o erro calculado foi da ordem de 0.6%. Como mostrado na Fig. 3.31, foi utilizada uma peça sólida toroidal de Terfenol-D envolvendo o condutor de corrente sendo monitorado, na qual uma rede de Bragg é fixada.

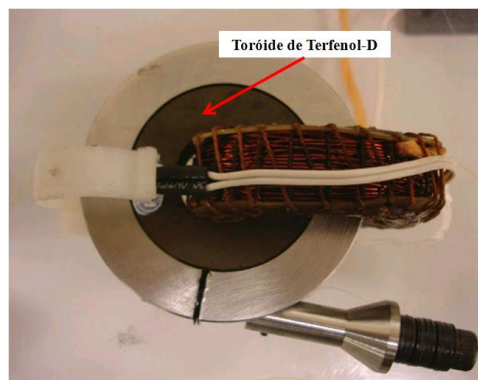


Figura 3.31: Imagem do transdutor óptico de corrente implementado por CREMONEZI *et al.* [41]

Já com o foco na medição de campos magnéticos, SILVA *et al.* [42] apresentam os primeiros estágios de desenvolvimento de um sensor de campo magnético no qual uma camada de Terfenol-D é depositada sobre uma rede de Bragg, através de *sputtering*. Neste trabalho, foram produzidas camadas com 0.8 μm e 1.6 μm de

espessura e uma imagem da fibra óptica com depósito de material magnetostrictivo obtida por microscopia eletrônica de varredura (MEV) é apresentada na Fig. 3.32; enquanto que a resposta do sensor para campos magnéticos DC, na faixa de 20 mT a 70 mT, é apresentada na Fig. 3.33, onde também é mostrada a resposta de uma rede de Bragg submetida ao mesmo campo magnético, porém sem revestimento de Terfenol-D.

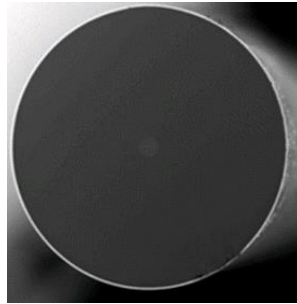


Figura 3.32: Imagem obtida por MEV da fibra óptica revestida com material magnetostrictivo (adaptado de SILVA *et al.* [42])

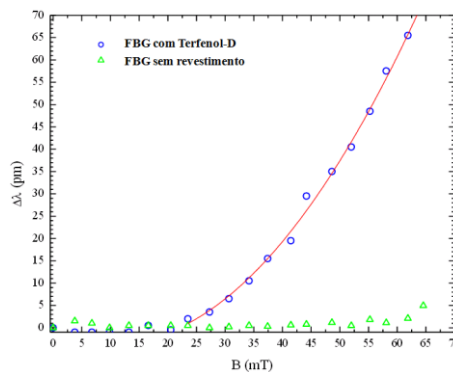


Figura 3.33: Resposta do sensor (camada de Terfenol-D com 1.6 μm de espessura) em função de campos magnéticos DC (adaptado de SILVA *et al.* [42])

QUINTERO *et al.* [43], por sua vez, utilizam um sensor híbrido para o monitoramento do entreferro em geradores elétricos a partir do monitoramento do campo magnético. A ideia dos autores é que uma máquina elétrica, como por exemplo, um gerador hidroelétrico, operando apropriadamente apresenta campos magnéticos idênticos em todos os pólos; de tal maneira que a detecção da redução da densidade de fluxo magnético em um pólo pode permitir a identificação de um mal funcionamento. Neste sentido, os autores desenvolveram um sensor no qual uma FBG é revestida por uma espessa camada magnetostrictiva.

O revestimento é um composto de resina de epoxy (ocupando 30% do volume do sensor) e partículas de Terfenol-D com diâmetros variando entre 200 μm e 300 μm . Assim, um sensor de formato cilíndrico com 1.5 mm de diâmetro e 7 mm de

comprimento foi construído e testado sob condições estáticas e dinâmicas, obtendo-se uma sensibilidade de $2.2 \times 10^{-6} \text{ mT}^{-1}$ para um sistema de interrogação de FBGs com uma resolução em *strain* de 0.8×10^{-6} . Na Fig. 3.34 a configuração esquemática do sensor desenvolvido é mostrada.

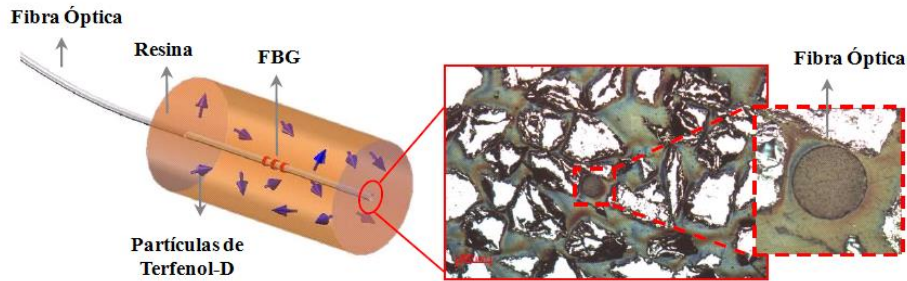


Figura 3.34: Configuração esquemática do sensor desenvolvido (adaptado de QUINTERO *et al.* [43])

Antes do emprego do Terfenol-D e outras ligas de terras raras em aplicações sensoras e atuadoras outros materiais magnetostrictivos eram estudados e utilizados. Assim como discutido nesta tese de doutorado, outros autores consideraram o uso de materiais magnetostrictivos que não os de magnetostricção gigante, como o níquel, por exemplo. Neste sentido, MADHAV *et al.* [44] sugerem a fixação de uma FBG em uma base de níquel, a qual é submetida a uma campo magnético gerado por um solenóide. Assim, os autores obtêm uma resposta em *strain* do sensor híbrido a partir da variação do comprimento de onda de Bragg, apresentada na Fig. 3.35.

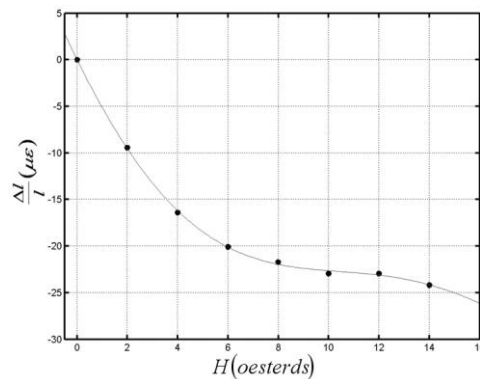


Figura 3.35: Magnetostricção do níquel a partir do sensor FBG (adaptado de MADHAV *et al.* [44])

No Capítulo 4 serão discutidos alguns requisitos para o desenvolvimento de sistemas nos quais elementos magnetostrictivos são usados, ao mesmo tempo em que serão apresentados os primeiros testes em laboratório com os materiais inicialmente escolhidos para atuarem como base para fixação das redes de Bragg: níquel e Terfenol-D. O Terfenol-D, como mostrado através da revisão bibliográfica, é o material magnetostrictivo mais utilizado comercialmente devido ao alto desempenho, enquanto

que o níquel é um material de fácil acesso e foi um dos primeiros a ser utilizado em aplicações magnetostrictivas. As características de ambos serão investigadas e comparadas.

Capítulo 4

O Design Magnetostrictivo

O desenvolvimento dos sistemas eletromecânico e magnetostrictivo de um conjunto sensor é geralmente descrito como uma tarefa que pode ser subdividida em sub-seções que em muitos casos necessitam ser executadas segundo uma ordem apropriada. Em grande parte das situações de projeto uma miríade de aspectos deve ser considerada, e muitas vezes de forma paralela, como descrito por ENGDAHL *et al.* [45].

Em casos onde o sensoriamento por meios ópticos é empregado avaliações do sistema fotônico utilizado também são necessárias. Um sensor (ou atuador) magnetostrictivo é um exemplo no qual:

1. O circuito magnético deve ser pensado e desenvolvido de maneira que o material magnetostrictivo seja adequadamente excitado e magnetizado;
2. O projeto deve considerar as tensões e correntes de operação do sistema, no que diz respeito às características dielétricas e de isolamento dos materiais utilizados;

Geralmente, o ponto de partida é uma especificação da demanda em termos de correntes, tensões, *strains*, forças, níveis de potência, características de frequência, tempos de resposta, temperaturas, entre outros aspectos. Durante a fase de projeto todas essas informações devem ser transformadas em informações de construção, tais como as principais opções de projeto, escolhas de material, medidas de comprimento, estruturas geométricas e tolerâncias aceitáveis.

4.1 Aspectos de Projeto do Terfenol-D

As Figs. 4.1 e 4.2 apresentam a magnetostricção em temperatura ambiente em função da densidade de fluxo magnético e o campo magnetizante para diferentes níveis de tensão mecânica para uma haste representativa de $Tb_{0,3}Dy_{0,7}Fe_{1,92}$, fabricada pela ETREMA Products, Inc. (Ames, Iowa); ao mesmo tempo em que na Fig. 4.3 é apresentada a magnetização correspondente (ENGDAHL *et al.* [45]).

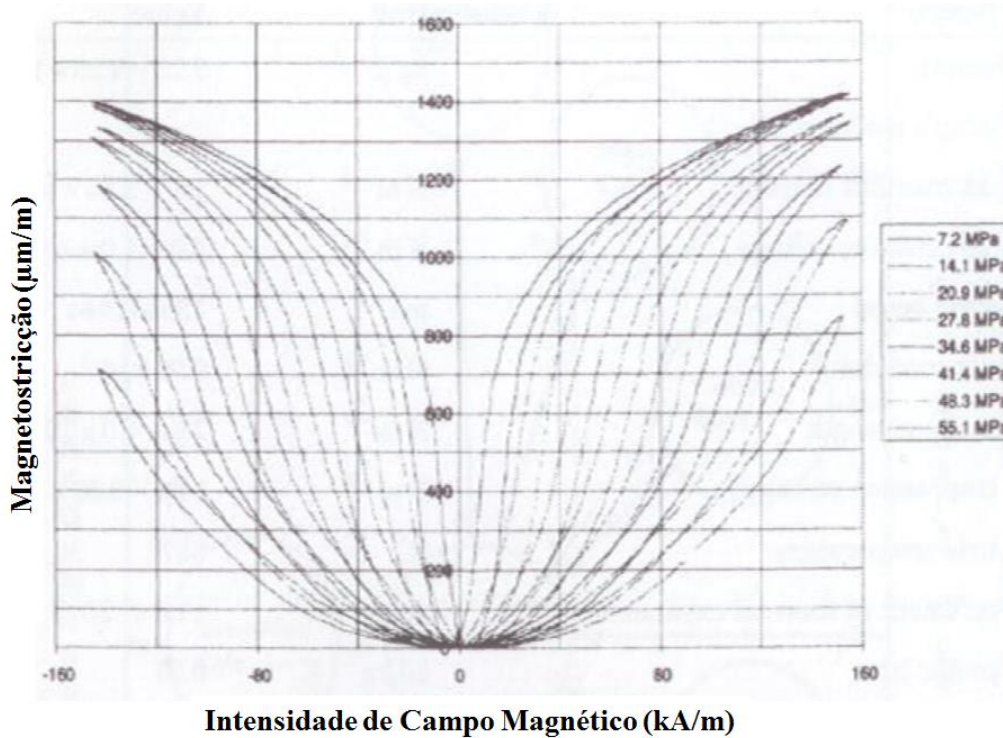


Figura 4.1: Curvas de magnetostricção para vários níveis de tensão mecânica, em função do campo magnético aplicado – $\text{Tb}_{0.3}\text{Dy}_{0.7}\text{Fe}_{1.92}$ (adaptado de ENGBAHL *et al.* [45])

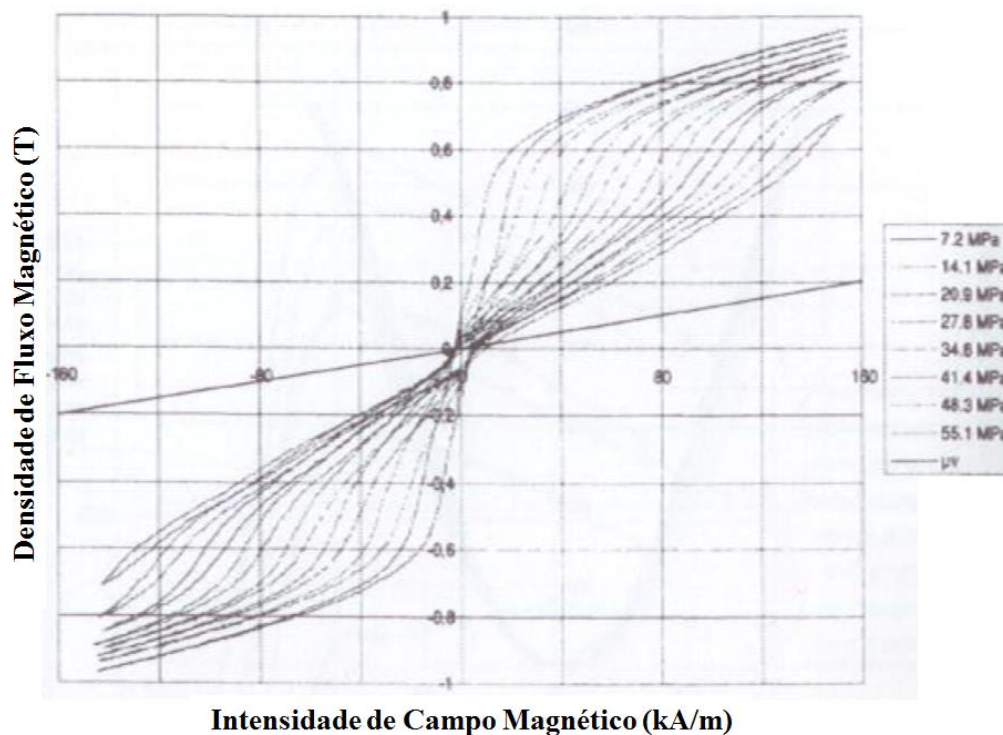


Figura 4.2: Densidade de fluxo magnético para vários níveis de tensão mecânica em função do campo magnético aplicado – $\text{Tb}_{0.3}\text{Dy}_{0.7}\text{Fe}_{1.92}$ (adaptado de ENGBAHL *et al.* [45])

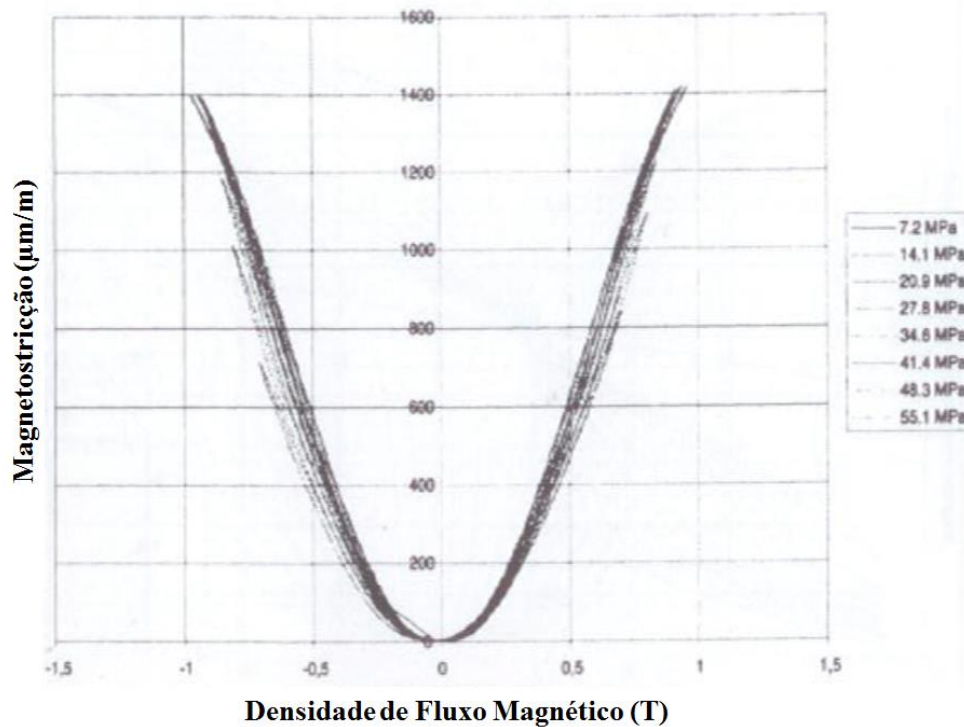


Figura 4.3: Curvas de magnetostrição para vários níveis de tensão mecânica, em função do campo magnético aplicado – $\text{Tb}_{0,3}\text{Dy}_{0,7}\text{Fe}_{1,92}$ (adaptado de ENGDAHL *et al.* [45])

A partir das informações das Figs. 4.1 - 4.3 algumas observações a respeito do Terfenol-D podem ser feitas, são elas:

1. A magnetostrição S do Terfenol-D é uma função da tensão mecânica compressiva T_P , da intensidade de campo magnético H , e da temperatura t .
2. Cada uma das curvas H - S apresenta menor inclinação para baixos valores de H (d_{33} – coeficiente magnetostrictivo - é baixo). Cada curva também apresenta uma região linear na qual d_{33} apresenta o maior valor, chamada de “zona de burst”, na qual o Terfenol-D produz a maior magnetostrição por incremento de uma unidade de intensidade de campo magnético. Cada curva, então, se torna plana novamente, devido à saturação. O Terfenol-D não exhibe polaridade, ou seja, S aumenta com o aumento de H , independentemente da polaridade do campo magnético, como discutido na seção 3.2.

4.2 Projeto do Conjunto Magnético

O impacto do projeto magnético se manifesta pela eficiência magnética η_{mag} , a qual expressa a fração da potência elétrica de entrada que é transferida para potência magnética (ENGDAHL *et al.* [45]). Portanto, se uma bobina de excitação fosse construída com um material com propriedades supercondutoras, toda a potência de

entrada seria transferida para potência magnética uma vez que não existiriam perdas resistivas, independentemente do nível de corrente. O circuito magnético deve ser projetado de tal forma que a potência magnética no material ativo seja maximizada, e isto é feito em termos de relutâncias. Assim, para uma bobina com N espiras tem-se

$$NI = \phi R \quad (4.1)$$

que indica que, para uma dada corrente (I), o fluxo magnético (ϕ) aumenta com a diminuição da relutância do circuito magnético (R). Outro importante aspecto do circuito magnetizante é direcionar o tanto quanto possível de fluxo através do material ativo. Sempre há, todavia, uma perda de fluxo ϕ_l , daí

$$\phi_{TOTAL} = \phi_r + \phi_l \quad (4.2)$$

As relutâncias R_p e R_l , correspondentes ao caminho do fluxo magnético e às perdas, respectivamente, em conjunto com a relutância da haste magnetostrictiva e a força magneto-motriz (FMM) aplicada determinam as magnitudes de ϕ_r e ϕ_l . Para um circuito magnético sem ímãs permanentes, a princípio não há problema no controle independente de R_p e R_l . No entanto, em muitas situações, é desejável a incorporação de ímãs permanentes ao sistema para que um dado nível de magnetização DC seja obtido, de tal maneira que não seja necessária uma corrente DC de magnetização.

Quando eficiência, potência de alimentação limitada, elevação da temperatura e operação contínua devem ser considerados a utilização de ímãs permanentes é preferível. Há, contudo, um conflito intrínseco entre uma baixa relutância para o caminho do fluxo e o emprego de ímãs permanentes para geração de um fluxo de polarização. Existem, então, duas abordagens principais para se conseguir uma magnetização DC: magnetização em série e em paralelo.

A magnetização em série é direta porque envolve uma FMM ao longo de alguma seção do caminho do fluxo, como por exemplo: dentro do material magnetostrictivo como discos de ímã permanente inseridos ao longo do eixo da haste, discos magnéticos nas extremidades da haste, ou no caminho de retorno do fluxo magnético como ímãs cilíndricos ocos. Já a magnetização em paralelo requer a utilização de dois circuitos magnéticos: um circuito DC para a magnetização DC e um outro AC para a excitação dinâmica (ENGDAHL *et al.* [45]).

4.3 Projeto do Circuito Elétrico

O projeto elétrico de um sistema magnetostrictivo refere-se ao desenvolvimento da bobina que atuará na excitação dinâmica por uma corrente de entrada. O funcionamento da bobina de excitação é crucial para obtenção de uma alta eficiência do sistema porque ela gera a potência magnética total P_{mag} , a partir da qual uma fração é utilizada para a transdução magneto-elástica no material ativo. No caso de um sistema sensor baseado na excitação do material magnetostrictivo por um campo magnético gerado pela corrente que se deseja medir, a peça de níquel ou de Terfenol-D opera como um atuador, e a partir da medição do *strain* é possível traçar uma correlação com o valor da corrente.

Dessa forma, inicialmente se faz necessário o desenvolvimento de uma bobina (ou solenóide) cuja a corrente que a percorre gere o campo magnético longitudinal capaz de excitar o material atuador de tal forma que o *strain* possa ser medido. A função da bobina de excitação é crucial para a operação eficiente do atuador uma vez que ela é responsável pela geração da potência magnética total.

Em momentos iniciais do projeto, deseja-se basicamente caracterizar os materiais magnetostrictivos disponibilizados, sejam eles peças de Terfenol-D, ou mesmo de níquel. Como já discutido anteriormente, pode-se excitar o material utilizando uma bobina de excitação ou ímãs permanentes; porém, para uma situação onde o objetivo é conhecer a região linear de operação da peça magnetostrictiva e como o material se comporta para diferentes campos magnéticos DC, o emprego de uma bobina provê uma flexibilidade de operação aumentada. Para um solenóide com espiras com eixo longitudinal situado sobre o eixo z (Fig. 4.4), o campo gerado por uma espira localizada em z' no ponto z é dado por:

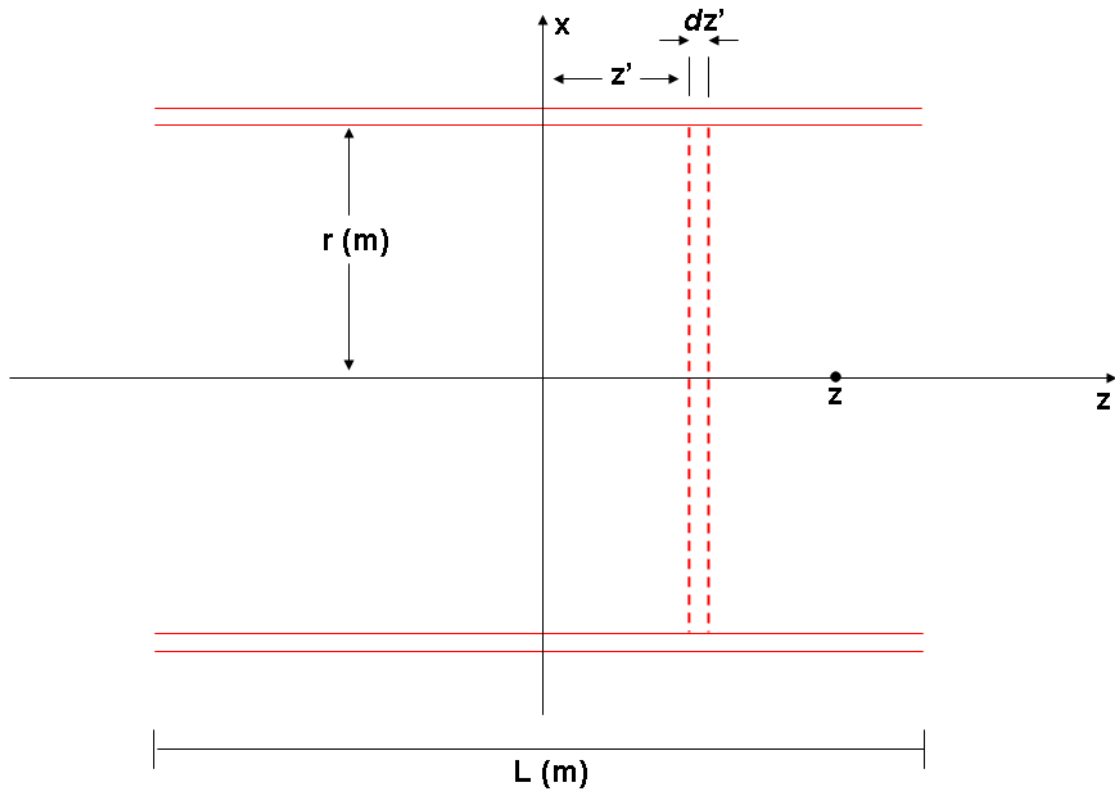


Figura 4.4: Cálculo do campo magnético de bobina com N espiras

$$B_z = \left(\frac{\mu_0 I r^2}{2} \right) \frac{1}{\left((z - z')^2 + r^2 \right)^{3/2}} \quad (4.3)$$

Assim, o campo gerado em z por $N dz'$ é

$$dB_z = \left(\frac{\mu_0 I r^2}{2} \right) N \frac{dz'}{\left((z - z')^2 + r^2 \right)^{3/2}} \quad (4.4)$$

Integrando, tem-se:

$$B_z = \left(\frac{\mu_0 IN}{2} \right) \left[\frac{(L/2) + z}{\left([(L/2) + z]^2 + r^2 \right)^{1/2}} + \frac{(L/2) - z}{\left([(L/2) - z]^2 + r^2 \right)^{1/2}} \right] \quad (4.5)$$

Onde:

L – comprimento do solenóide;

r – raio do solenóide;

I – corrente elétrica que percorre as espiras;

N – número de espiras.

Considerando-se $\frac{L}{2} \gg z$ e a relação $B = \mu_0 H$, tem-se:

$$H_z = \frac{NI}{\sqrt{L^2 + 4r^2}} \quad (4.6)$$

Na situação onde o diâmetro do fio utilizado na construção do solenóide é considerado, tem-se a chamada bobina longa, cuja a intensidade do campo magnético no centro é dada por:

$$H_z = \frac{NI}{2(r_1 - r_2)} \ln \left(\frac{r_1 \sqrt{r_1^2 + (L/2)^2}}{r_2 \sqrt{r_2^2 + (L/2)^2}} \right) \quad (4.7)$$

De posse das expressões para a intensidade do campo magnético para as duas situações, foi desenvolvido um programa em ambiente LabVIEW para otimizar o projeto dos parâmetros da bobina. A interface de usuário do programa é apresentada na Fig. 4.5.

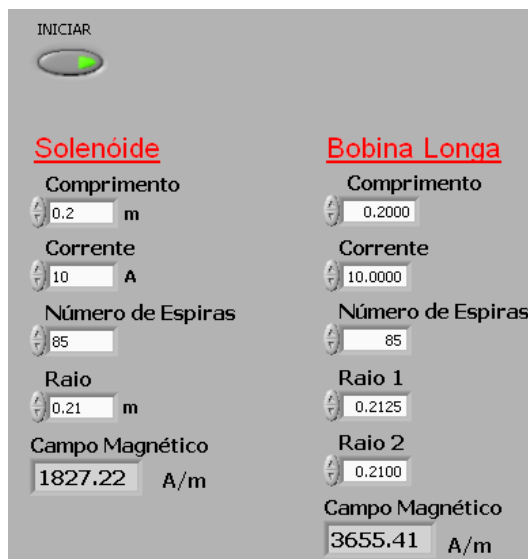


Figura 4.5: Tela do programa de cálculo de intensidade de campo magnético em LabVIEW

Os parâmetros de entrada no programa são, no caso da expressão para o solenóide, o comprimento (em metros), a corrente elétrica (em A), o número de espiras e o raio (em metros); já no caso da bobina longa, os raios 1 (raio externo) e raio 2 (raio interno) devem ser considerados. Para se obter a intensidade de campo magnético desejada deve-se realizar um compromisso entre os diversos parâmetros construtivos, levando em consideração os materiais disponíveis e as bobinas fisicamente realizáveis. Ou seja, por exemplo, não faz sentido a construção de uma bobina que forneça níveis altíssimos de intensidade de campo magnético, mas que possua um comprimento de 10 metros.

Neste sentido, ENGDAHL *et al.* [45] sugerem a construção de uma bobina para a excitação dinâmica pela aplicação de corrente elétrica. A função da bobina pode ser descrita pelos seguintes parâmetros:

- H_{BOBINA} : o campo- H no centro da bobina;
- k_c : o fator de acoplamento magnético da bobina;
- R_{BOBINA} : resistência da bobina, a qual fornece $P_{BOBINA, PERDAS} = R_{BOBINA} \times I_{BOBINA}^2$;
- ρ : resistividade elétrica do fio;
- λ : fator de preenchimento para fio da bobina, seções retas circulares e retangulares fornecem valores para λ iguais a $\pi/4$ e 1, respectivamente;
- K_{BOBINA} : definido como $H_{BOBINA} = K_{BOBINA} I_{BOBINA}$;
- G_{BOBINA} : definido como

$$H_{BOBINA} = G_{BOBINA} \sqrt{\left(\frac{P_{BOBINA, PERDAS} \lambda}{\rho \cdot a_1} \right)} \quad (4.8)$$

onde a_1 é uma das medidas geométricas da bobina, apresentada na Fig. 4.6.

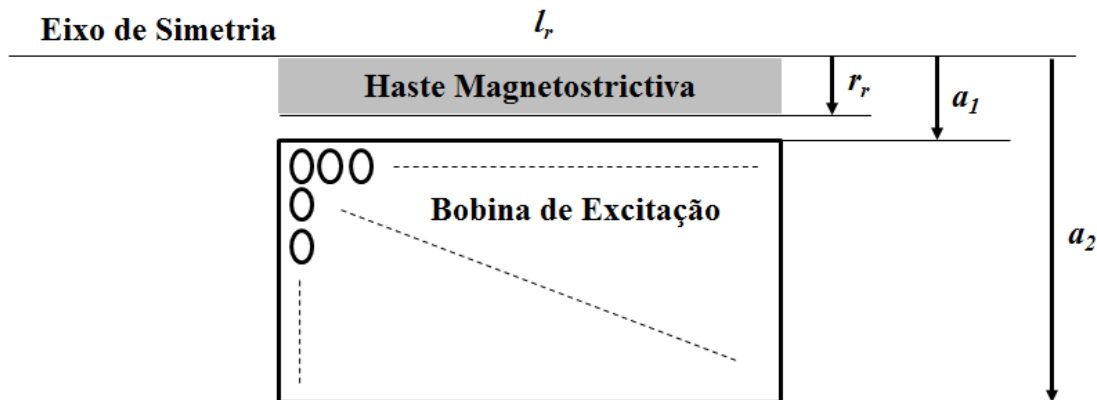


Figura 4.6: Geometria da bobina de excitação (adaptado de ENGDAHL *et al.* [45])

É comum definir, a partir das dimensões apresentadas na Fig. 4.6:

$$\alpha = \frac{a_2}{a_1}$$

$$\beta = \frac{l_r}{2a_1} \quad (4.9)$$

$$\gamma = \frac{a_1}{r_r}$$

Expressões compreendendo α e β para os fatores K e G da bobina podem ser obtidos por uma integração da Lei de Biot-Savart ao redor de um único enlace de corrente, e então uma integração sobre todos os enlaces de corrente que constituem a bobina. Assim, obtém-se as seguintes expressões (ENGDAHL *et al.* [45]):

$$\begin{aligned}
K(\alpha, \beta) &= \frac{N\pi}{2a_1(\alpha-1)} \ln \left(\frac{\alpha + (\alpha^2 + \beta^2)^{1/2}}{1 + (1 + \beta^2)^{1/2}} \right) = \frac{N\pi}{2a_1\beta(\alpha-1)} F(\alpha, \beta) \\
G(\alpha, \beta) &= \frac{1}{5} \left(\frac{2\pi\beta}{(\alpha^2 - 1)} \right)^{1/2} \ln \left(\frac{\alpha + (\alpha^2 + \beta^2)^{1/2}}{1 + (1 + \beta^2)^{1/2}} \right) \\
F(\alpha, \beta) &= \beta \ln \left(\frac{\alpha + (\alpha^2 + \beta^2)^{1/2}}{1 + (1 + \beta^2)^{1/2}} \right)
\end{aligned} \tag{4.10}$$

$F(\alpha, \beta)$ e $G(\alpha, \beta)$ são geralmente chamados de “fator de campo” e de “fator de geometria” (ou fator de Fabry) da bobina, respectivamente. O fator G apresenta um valor máximo de $G = 0.179$ para $\alpha = 3$ e $\beta = 2$, correspondendo ao caso no qual a bobina tem um diâmetro interno igual à espessura da bobina e um comprimento igual ao dobro do seu diâmetro interno. Esta otimização representa a geometria na qual a maioria dos campos magnéticos são produzidos para o mínimo de potência resistiva dissipada. É possível obter-se uma expressão para a resistência da bobina para α , β e γ dados. Deseja-se, na maioria dos projetos, minimizar o diâmetro interno da bobina; portanto, $\gamma = \frac{a_1}{r_r} \approx 1$ na maioria das ocasiões. Daí, a expressão para a resistência da bobina é

$$R_{BOBINA} = \frac{N^2 \rho \pi (\alpha + 1)}{\lambda_r (\alpha - 1)} \tag{4.11}$$

E as perdas da bobina podem ser expressas como

$$P_{BOBINA, PERDAS} = \frac{N^2 \rho \pi (\alpha + 1)}{\lambda_r (\alpha - 1)} I_{BOBINA}^2 \tag{4.12}$$

Assim, inserindo-se a Eq. 4.12 na Eq. 4.8 tem-se:

$$H_{BOBINA} = G_{BOBINA} NI \sqrt{\frac{\pi(\alpha + 1)}{l_r a_1 (\alpha - 1)}} \tag{4.13}$$

Para esta segunda situação foi desenvolvido um segundo programa em ambiente LabVIEW para otimizar o projeto dos parâmetros da bobina, de forma que os parâmetros possam ser manipulados de maneira prática para obtenção dos campos magnéticos. A interface de usuário do programa é apresentada na Fig. 4.7.

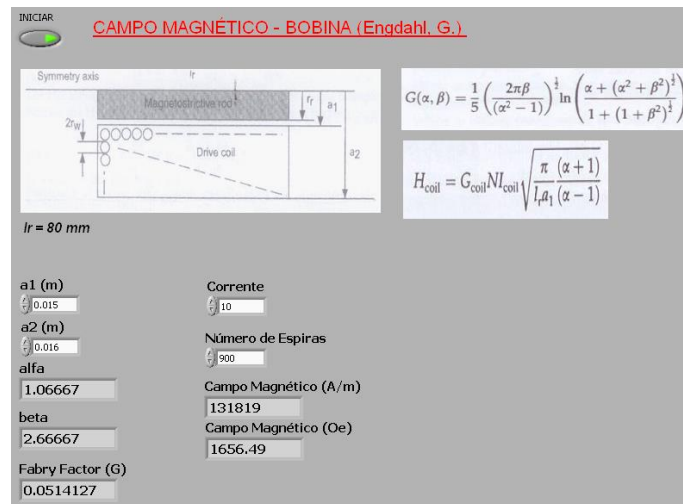


Figura 4.7: Tela do programa de cálculo teórico de intensidade de campo magnético em LabVIEW, para a geometria proposta em ENGDahl *et al.* [45]

Observa-se que o emprego desta geometria de bobina proporciona campos magnéticos para teste com magnitudes consideráveis, porém, ao custo de um número bastante elevado de espiras na bobina de excitação. Vários aspectos devem ser considerados na construção da bobina que será utilizada nos testes, como por exemplo, número de espiras, tipo de fio disponível para construção, corrente elétrica máxima que pode percorrer o material, o máximo campo magnético axial que pode ser obtido, se a dissipação de potência na bobina será um problema, entre outros. Deve haver, portanto, uma relação de compromisso entre todas estas características para que seja obtida uma operação próxima da desejada.

4.4 Sistema de Testes Desenvolvido

O sistema inicial de testes para excitação e caracterização das peças de material magnetostrictivo tem como elemento-núcleo uma bobina de excitação para geração do campo magnético. Porém, esta bobina deve ser percorrida por diferentes correntes contínuas, de maneira que campos magnéticos DC sejam criados. Para isto, uma fonte de alimentação de baixo custo, baseada na retificação e filtragem do sinal de um transformador variável (VARIAC) trifásico, foi pensada. Na Fig. 4.8 é apresentada a configuração do circuito de alimentação da bobina de excitação.

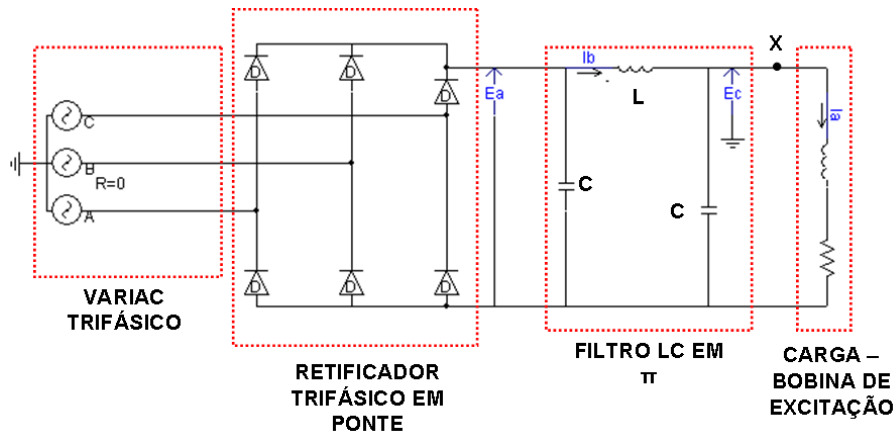


Figura 4.8: Fonte DC para bobina de excitação

Mesmo com o emprego do filtro LC após o estágio de retificação é esperada a existência de um *ripple* de tensão no ponto “X” do circuito (Fig. 4.8), contudo, este deve apresentar uma amplitude aceitável para a realização das medições. Pelo fato de se estar trabalhando com uma carga fortemente indutiva, foi observada a necessidade de projeto de um filtro capaz de eliminar as oscilações que surgem, quando da conexão da bobina como carga do circuito. Dessa forma, uma diversidade de simulações utilizando o software PSCAD foi procedida com o intuito de se obter uma configuração para a fonte da Fig. 4.8 onde:

- Uma tensão de alimentação fosse fornecida para a carga com um *ripple* mínimo;
- O filtro LC pudesse ser construído levando em conta os elementos passivos disponíveis no Laboratório de Instrumentação e Fotônica, como capacitores da ordem de mF e fios condutores/núcleos magnéticos para a construção de indutores com valores mais elevados.

A título de exemplo das simulações (Fig. 4.9), para uma bobina de excitação construída com fio AWG-21, $a_1 = 0.0105$ m, $a_2 = 0.0163$ m, $I = 9$ A e $N = 880$, tem-se um campo magnético teórico de aproximadamente 118 kA/m (1500 Oe):

a1 (m)	Corrente
0.0105	9
a2 (m)	Número de Espiras
0.016284	880
alfa	Campo Magnético (A/m)
1.55086	117906
beta	Campo Magnético (Oe)
3.80952	1481.66
Fabry Factor (G)	
0.113124	

Figura 4.9: Parâmetros da bobina manipulados em programa LabVIEW

Uma bobina construída com estes parâmetros (núcleo de ar para alocação da peça magnetostrictiva) apresenta uma indutância teórica de $L = 5.6 \text{ mH}$ e uma resistência de 3.1Ω . Assim, utilizando dois capacitores de $10000 \mu\text{F}$ e uma indutância de 1 mH como elementos do filtro LC, tem-se o circuito de testes com a seguinte configuração (Fig. 4.10):

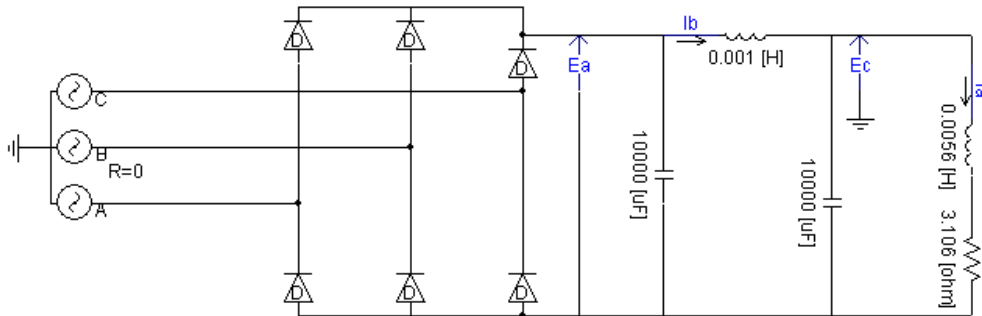


Figura 4.10: Exemplo de simulação em ambiente PSCAD

Nas Figs. 4.11 e 4.12 são apresentadas as formas de onda de corrente na carga para o circuito simulado da Fig. 4.10. Observa-se que teoricamente obtém-se uma forma de onda de corrente elétrica na carga (e conseqüentemente um campo magnético) praticamente livre de oscilações. Na Fig. 4.12 é apresentada uma visão mais detalhada da forma de onda da corrente, apresentando oscilações com amplitude desprezível.



Figura 4.11: Forma de onda da corrente na carga

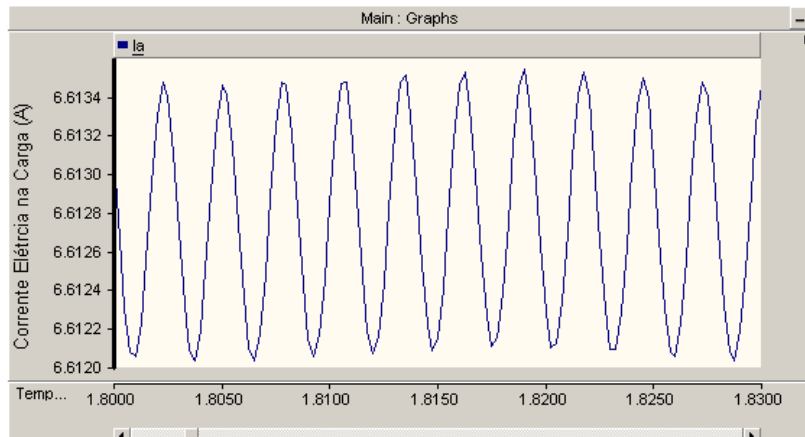


Figura 4.12: Ampliação na forma de onda de corrente

4.5 Metodologia de Construção do Arranjo Experimental

Empregando o sistema de testes descrito na seção 4.4, no qual uma bobina de excitação construída com fio AWG-21 e $N \approx 880$ proverá o campo magnético de excitação do conjunto sensor (Fig. 4.13), foram desenvolvidos dois conjuntos opto-magnetostrictivos. A bobina de excitação construída será empregada tanto nos testes preliminares, como correntes DC, quanto nos primeiros experimentos com correntes AC, estes descritos posteriormente.



Figura 4.13: Bobina de excitação construída, de acordo com o procedimento descrito por ENGDahl *et al.* [45]

No primeiro conjunto foram utilizadas lâminas de níquel, as quais foram empregadas no desenvolvimento do primeiro protótipo de sensor de corrente elétrica para sistemas de potência de acordo com o seguinte procedimento, passo a passo:

1. Seções brutas de níquel puro – aproximadamente 100 mm X 100 mm X 10 mm - (Fig. 4.14) foram obtidas no mercado (Votorantim Metais) para posterior tratamento;

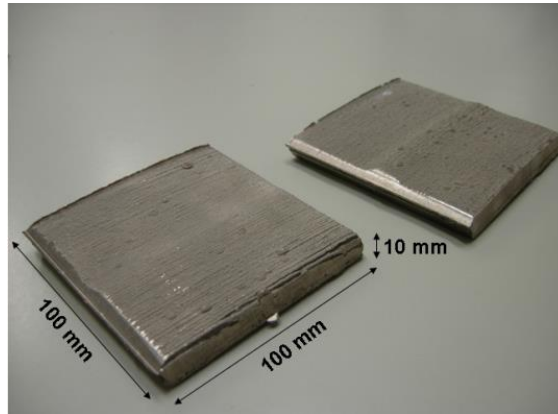


Figura 4.14: Peças de níquel bruto

2. O material não pode ser utilizado como elemento sensor nessa forma primitiva, uma vez que como a intenção é a detecção de corrente elétrica a partir da imersão das peças em um campo magnético podem surgir correntes induzidas (correntes de Foucault) que acabam por aquecer o níquel. O aquecimento indesejado pode vir a degradar o procedimento de medição, visto que além de atuar na dilatação térmica do próprio níquel também incide sobre o espectro refletido pela rede de Bragg fixada no material. Para reduzir a dissipação, a partir da redução do surgimento de correntes induzidas, o material deve ser laminado e as placas obtidas isoladas. Dessa forma o níquel bruto mostrado na Fig. 4.14 passou por um processo de laminação à quente (Laboratório de Processamento Termomecânico, TERMIC2 – COPPE) para redução da espessura da peça. Uma peça de níquel bruto é aquecida em forno metalúrgico a 600°C por 10 minutos, após este período a peça é retirada e submetida à atuação da laminadora do TERMIC2. Este procedimento foi repetido por cinco vezes, até que a espessura final das lâminas de níquel fosse atingida (0.5 mm), ou seja, uma redução de 20 vezes em relação à espessura inicial. As lâminas obtidas foram cortadas com as dimensões finais de 100 mm X 10 mm X 0.5 mm (Fig. 4.16). Estas lâminas foram empilhadas em um número de 7 (sete) e separadas por meio de verniz isolante, compondo uma peça magnetostrictiva completa com dimensões aproximadas de 100 mm X 10 mm X 3.5 mm. Este

arranjo, além de diminuir o efeito das correntes induzidas, constitui uma disposição mais robusta e menos susceptível a tensões mecânicas externas.

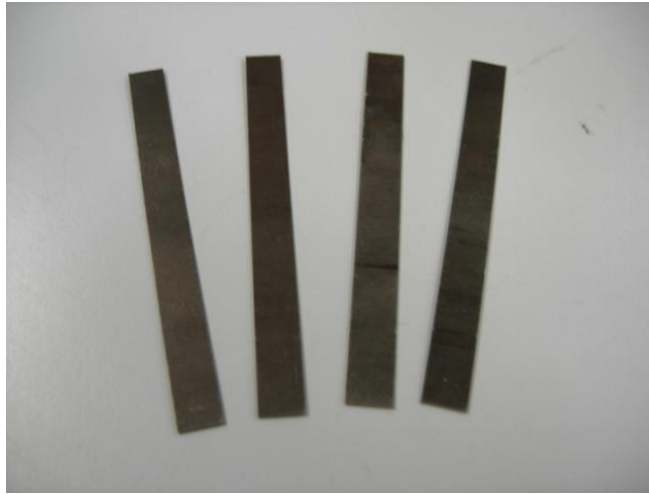


Figura 4.15: Lâminas de níquel após laminação à quente e corte

Já as amostras de Terfenol-D, que consistem em hastes retangulares, foram adquiridas junto à empresa norte-americana ETREMA, Inc. com dimensões 80 mm X 10 mm X 10 mm (Fig. 4.16), material maciço porém quebradiço.

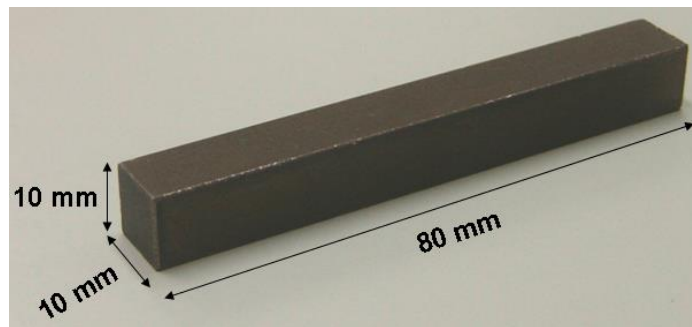


Figura 4.16: Haste de Terfenol-D adquirida comercialmente

Tanto a FBG fixada na peça de níquel quanto a rede posicionada sobre a haste de Terfenol-D foram fixadas utilizando um adesivo de cianoacrilato, após o lixamento e limpeza das superfícies dos materiais com benzina. A princípio, uma das extremidades da rede é fixada, enquanto a extremidade oposta é esticada, de acordo com o esquema apresentado na Fig. 4.17; enquanto a fibra é esticada por um arranjo de estiramento, o comprimento de onda de Bragg é monitorado por meio de um sistema de interrogação, assim como mostrado na Fig. 4.18. Em laboratório, o dispositivo de interrogação empregado é um FOS&S, modelo Spectral Eye 400.

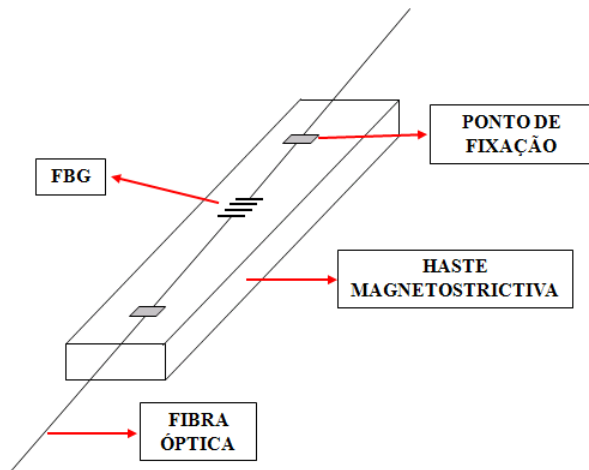


Figura 4.17: Arranjo de fixação da rede de Bragg na peça magnetostricção, para construção da cabeça de sensor

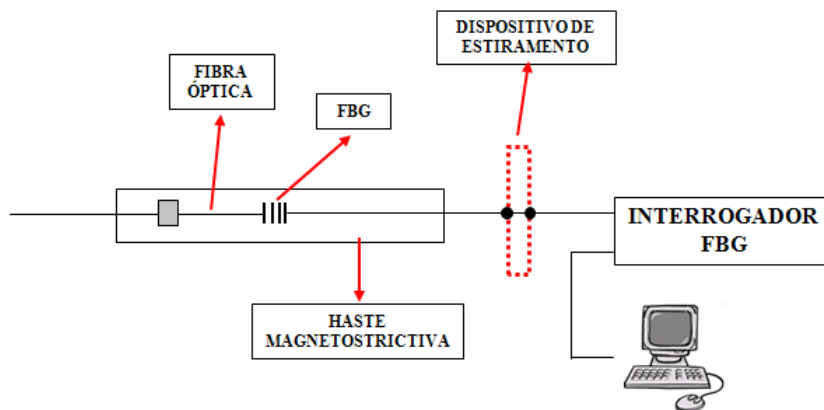


Figura 4.18: Esquema de estiramento da FBG, antes da fixação completa na haste magnetostricção

A partir do desenvolvimento apresentado nesta seção os transdutores magneto-ópticos foram construídos e testados, o primeiro baseado na haste de níquel, enquanto que no segundo foi utilizada uma haste de Terfenol-D. Ambos transdutores passaram por experimentos de teste, tanto para correntes contínuas quanto para correntes alternadas, e os resultados preliminares são apresentados no Capítulo 5.

Capítulo 5

Ensaio e Resultados Preliminares

A caracterização do comportamento dos transdutores desenvolvidos, tanto para correntes DC quanto para correntes AC, além da observação da correta fixação das redes de Bragg nos materiais magnéticos, se faz necessária para embasamento da técnica proposta. Os transdutores de níquel e Terfenol-D são submetidos a campos magnéticos constantes e alternados, as respostas são comparadas, e a viabilidade de utilização da técnica é discutida.

Inicialmente, uma vez que redes de Bragg também são influenciadas por variações de temperatura, conhecer o comportamento térmico dos arranjos opto-magnetostrictivos é necessário. Esta informação pode, posteriormente, ser empregada para compensar os efeitos das variações de temperatura em sistemas opto-magnéticos nos quais a medição de *strain* faz parte do processo de transdução.

5.1 Resposta Térmica dos Transdutores Híbridos

O primeiro transdutor a ser investigado é aquele construído com a haste de níquel empilhada, no qual uma FBG com $\lambda_B = 1554.695$ nm a 25°C foi fixada. Assim, o transdutor é exposto ao campo magnético gerado na bobina de excitação. O segundo experimento é realizado com o transdutor de Terfenol-D, no qual foi fixada uma FBG com $\lambda_B = 1540.903$ nm a 25°C.

Para submeter as redes fixadas às hastes de níquel e Terfenol-D a uma ampla faixa de temperaturas foi empregado um arranjo experimental composto por um agitador térmico e um béquer de 2000 ml com água, onde os transdutores são imersos, como apresentado na Fig. 5.1. Particularmente, a haste deve ser revestida com verniz para que a oxidação seja evitada.

Considerando que a fixação das redes de Bragg sobre as hastes é ideal, o *strain* desenvolvido sobre a fibra óptica durante o experimento no qual o transdutor é submetido unicamente a uma variação de temperatura se deve à dilatação térmica linear do material magnetostrictivo, ou seja, ε_m . Daí,

$$\frac{\Delta L}{L_o} = \varepsilon_m = \alpha_M \Delta T \quad (5.1)$$

onde α_M é o coeficiente de dilatação térmica linear do material magnetostrictivo.

Dessa forma, considerando que o *strain* que atua sobre a fibra óptica é devido à dilatação da haste na qual a rede de Bragg está fixada, a Eq. 3.25 torna-se:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e)\varepsilon_m + (\alpha + \eta)\Delta T \quad (5.2)$$

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e) \cdot (\alpha_M \Delta T) + (\alpha + \eta)\Delta T \quad (5.3)$$

Daí, obtém-se

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta T} = \lambda_B [(1 - \rho_e) \cdot \alpha_M + \alpha + \eta] \quad (5.4)$$

a qual é a expressão que traduz a sensibilidade térmica teórica do transdutor opto-magnético.

Para o transdutor de níquel, inserindo as constantes na Eq. 5.4, considerando o comprimento de onda no início do teste igual a $\lambda_B = 1554.206$ nm (para $T = 3.6^\circ\text{C}$), e $\alpha_M = 12.5 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ (OLABI *et al.* [26]), tem-se que a sensibilidade do comprimento de onda de Bragg em função da temperatura é

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta T} = 0.0294 \text{ nm}/^\circ\text{C} \quad (5.5)$$

Para a haste de Terfenol-D, com comprimento de onda de Bragg no início do teste igual a 1539.773 nm (para $T = 7.4^\circ\text{C}$) e $\alpha_M = 12 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ (OLABI *et al.* [26]), a sensibilidade do comprimento de onda de Bragg em função da temperatura é

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta T} = 0.0285 \text{ nm}/^\circ\text{C} \quad (5.6)$$

Os gráficos do deslocamento do pico de reflexão das redes de Bragg em função da temperatura são apresentados nas Figs. 5.2 e 5.3, para os ensaios com a haste de níquel e a de Terfenol-D, respectivamente. A equação que descreve aproximação linear para os dados de medição é apresentada em ambos gráficos, assim como a curva teórica (em azul).

Admitindo-se uma variação infinitesimal do comprimento de onda para uma variação diferencial na temperatura, tem-se, a partir da Eq. 5.5 (níquel):

$$\begin{aligned} d\lambda_B &= 0.0294 \cdot 10^{-9} dT \\ \lambda_B &= \int 0.0294 \cdot 10^{-9} dT \\ \lambda_B &= 0.0294 \cdot 10^{-9} T + C \end{aligned} \quad (5.7)$$

onde C é a constante de integração para a integral indefinida.

Tomando como condição inicial a resposta do sensor logo após o processo de estiramento, ou seja, $\lambda_B = 1554.695 \text{ nm}$ ($T = 25^\circ \text{C}$), utilizando-se a Eq. 5.7 tem-se $C = 1553.960 \text{ nm}$. Portanto, a previsão teórica para a sensibilidade do conjunto com a haste de níquel é

$$\lambda_{B,NÍQUEL} = 0.0294T + 1553.960 \text{ nm} \quad (5.8)$$

Aplicando o mesmo procedimento para a peça de Terfenol-D, onde $\lambda_B = 0.0285 \cdot 10^{-9}T + C$ e o comprimento de onda de Bragg logo após o estiramento e fixação da rede é $\lambda_B = 1540.093 \text{ nm}$ ($T = 25^\circ \text{C}$), tem-se $C = 1539.380 \text{ nm}$. Ou seja,

$$\lambda_{B,TERFENOL-D} = 0.0285 T + 1539.380 \text{ nm} \quad (5.9)$$

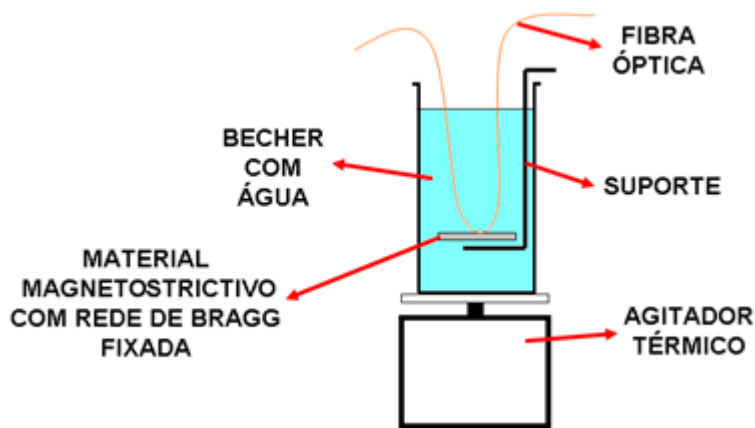


Figura 5.1: Banho térmico para variação de temperatura

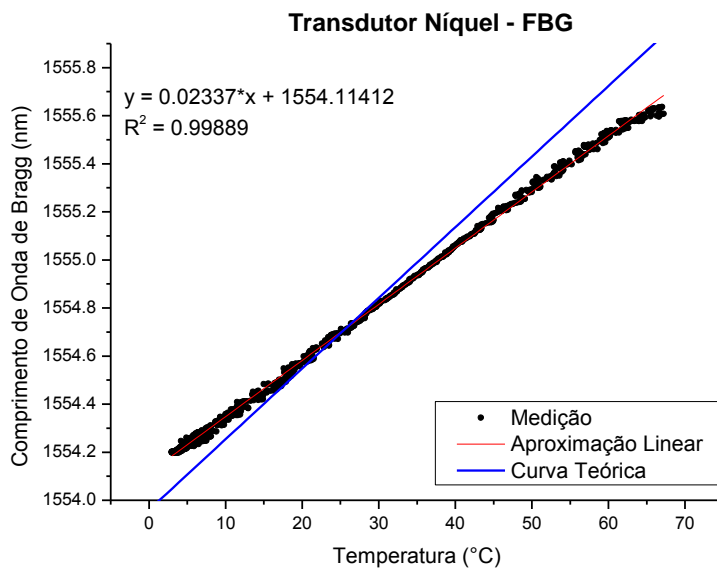


Figura 5.2: Variação do comprimento de onda do pico de reflexão da rede de Bragg em função da temperatura, fixada em peça de níquel

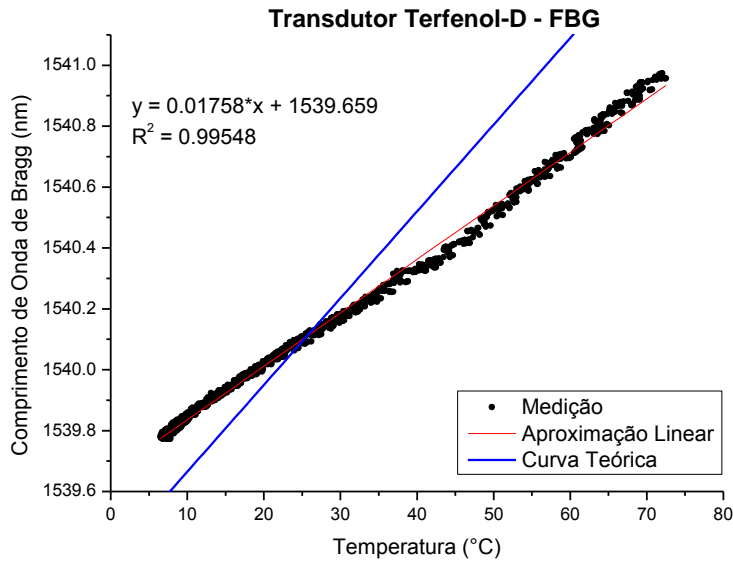


Figura 5.3: Variação do comprimento de onda do pico de reflexão da rede de Bragg em função da temperatura, fixada em peça de Terfenol-D

As expressões para as aproximações lineares foram empregadas para compensar o efeito da temperatura durante os experimentos nos quais os transdutores foram submetidos a campos magnéticos em laboratório; assim, a medida da variação do comprimento de onda de Bragg para a faixa de corrente investigada pode ser obtida com maior precisão. Ainda, existem diferenças entre as curvas experimental e teórica, especialmente para os experimentos com Terfenol-D. Tal fato pode ser explicado pelo emprego de constantes físicas tanto dos materiais (como o coeficiente de dilatação térmica, por exemplo) quanto das fibras ópticas obtidas na literatura, mas que não refletem necessariamente os valores reais dos materiais utilizados em laboratório.

5.2 Experimento com Correntes DC

Os dispositivos transdutores são posicionados no núcleo da bobina de excitação, a qual é mecanicamente suportada por um tubo de PVC (Fig. 4.13). Considerando este arranjo, uma faixa de corrente contínua de excitação de 0 – 45 A é desenvolvida na carga, ao mesmo tempo que a variação do comprimento de onda de Bragg (BWS – *Bragg Wavelength Shift*), a corrente elétrica, e a temperatura são monitorados e armazenados via software, assim como apresentado na Fig. 5.4. A temperatura é monitorada utilizando um termopar, enquanto que o valor da corrente é monitorado por uma pinça de corrente conectada a uma placa de aquisição (modelo NI USB-6008); toda a comunicação entre o computador de aquisição e os sensores é feita por conexão serial,

com os dados sendo armazenados por meio de um programa desenvolvido em ambiente LabVIEW.

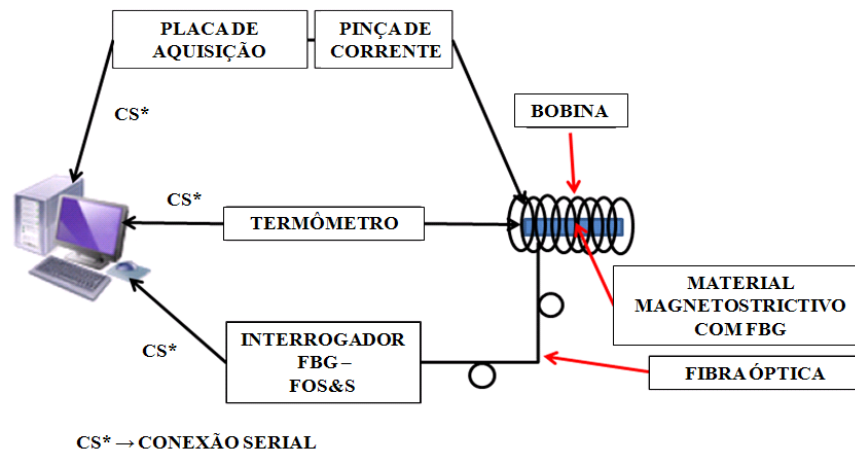


Figura 5.4: Arranjo experimental para excitação e monitoramento dos transdutores com correntes DC

Dez ciclos de medição foram procedidos para o transdutor de níquel, e a curva BWS em função da corrente para um desses ciclos é apresentada na Fig. 5.5. Uma linha de tendência, que ajusta os dados e a correspondente equação, e os valores teóricos da intensidade do campo magnético (obtidos a partir da Eq. 4.13) também são apresentados.

Aplicando o mesmo procedimento de ativação para o transdutor de Terfenol-D, uma das curvas BWS em função da corrente é apresentada na Fig. 5.6. Uma linha de tendência, que ajusta os dados e a correspondente equação, e os valores teóricos da intensidade do campo magnético também são apresentados.

Uma vez que o comportamento térmico de ambos os transdutores é conhecido a priori, e a temperatura quando os transdutores são submetidos a um campo magnético é monitorada e salva, também é possível inferir a variação do comprimento de onda de Bragg devido a variações de temperatura exclusivamente; conseqüentemente, este efeito pode ser compensado e a BWS devido apenas à corrente pode ser obtida. Durante os experimentos em laboratório não foram constatadas grandes variações de temperatura, até mesmo devido ao aquecimento da bobina de excitação; mas, como pode ser observado nas Figs. 5.5 e 5.6, nas quais as respostas termicamente compensadas dos transdutores também são apresentadas, a temperatura de fato tem algum efeito sobre as respostas dos transdutores, especialmente naquele baseado em níquel, uma vez que seu coeficiente de magnetostricção é menor, quando comparado com transdutores baseados em materiais de magnetostricção gigante.

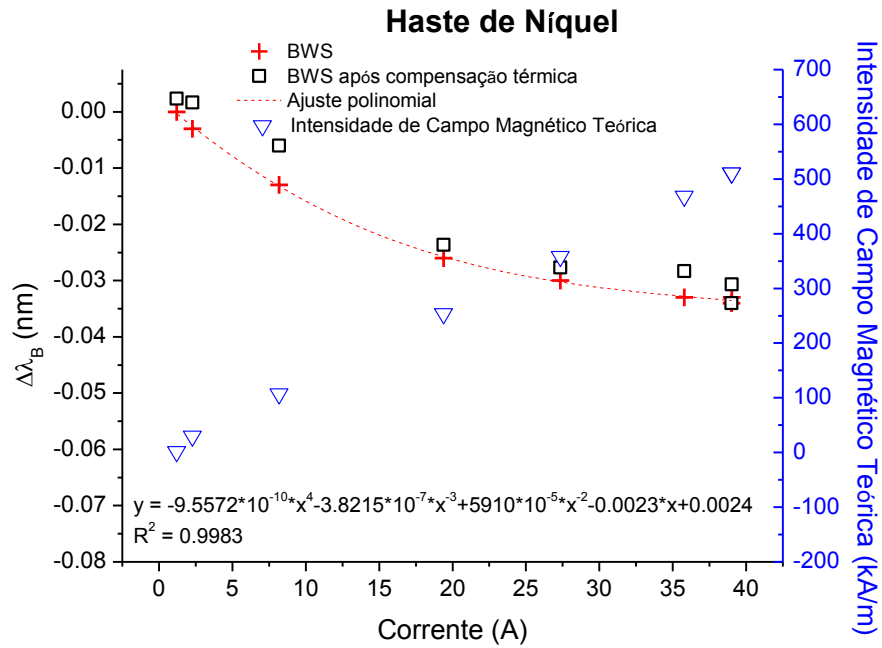


Figura 5.5: Variação do comprimento de onda de Bragg em função da corrente aplicada, para o transdutor de níquel

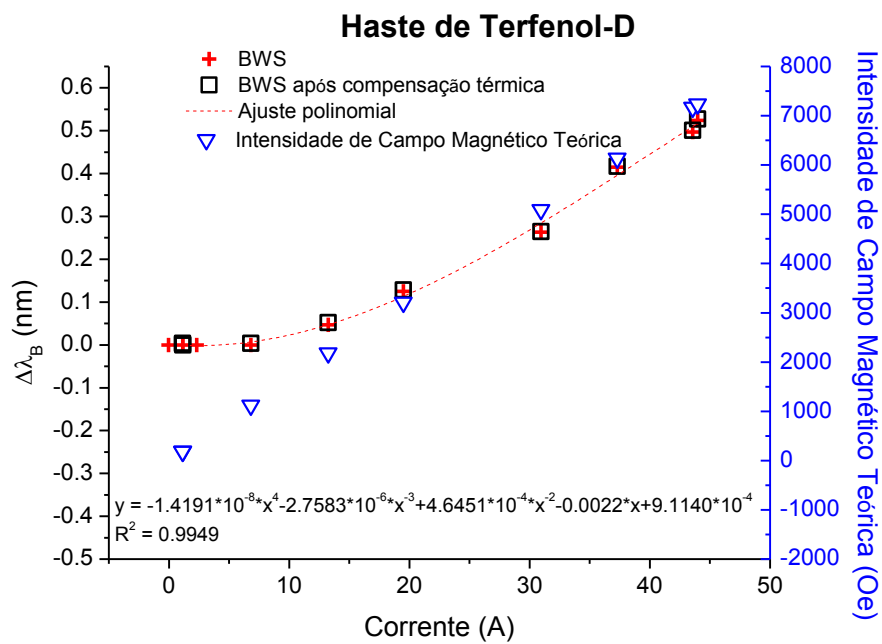


Figura 5.6: Variação do comprimento de onda de Bragg em função da corrente, para o transdutor de Terfenol-D

Desta maneira, a BWS devido apenas aos efeitos de *strain* para ambos os tipos de sensor, para os dez ciclos de medição, são apresentados nas Figs. 5.7 e 5.8. Como pode ser visto, para o transdutor de corrente baseado em Terfenol-D, praticamente não

há sensibilidade para amplitudes de corrente abaixo de 10 A; fato este não constatado para os transdutores de níquel.

Uma vez que a corrente elétrica desenvolvida na bobina também é monitorada por uma pinça de corrente calibrada é possível realizar uma análise estatística acerca dos dados obtidos. Assim, a BWS média, e o desvio padrão, para as medidas dos valores de corrente de referência, a saber 5 A, 10 A, 15 A, 20 A, 25 A, 30 A, 35 A, 40 A e 45 A, são apresentadas nas Tabelas 5.1 e 5.2 para o níquel e o Terfenol-D, respectivamente, de tal forma que é provido um entendimento acerca da dispersão dos valores medidos. Ainda, nas Figs. 5.9 e 5.10, o máximo desvio absoluto da BWS para cada valor de referência de corrente é apresentado, para os transdutores de níquel e Terfenol-D, respectivamente.

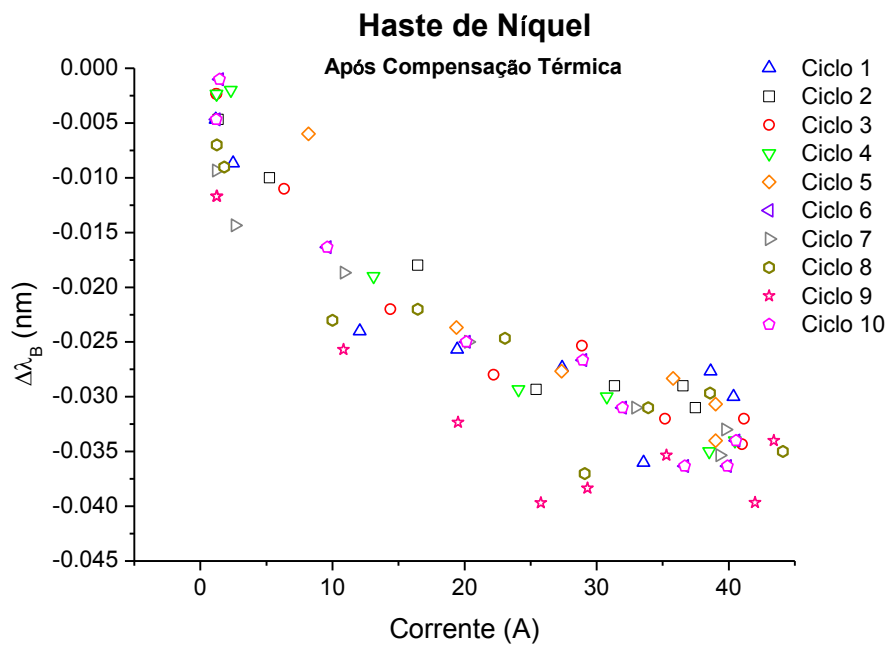


Figura 5.7: Variação do comprimento de onda de Bragg para o transdutor baseado em níquel devido apenas à corrente, dez ciclos de medição

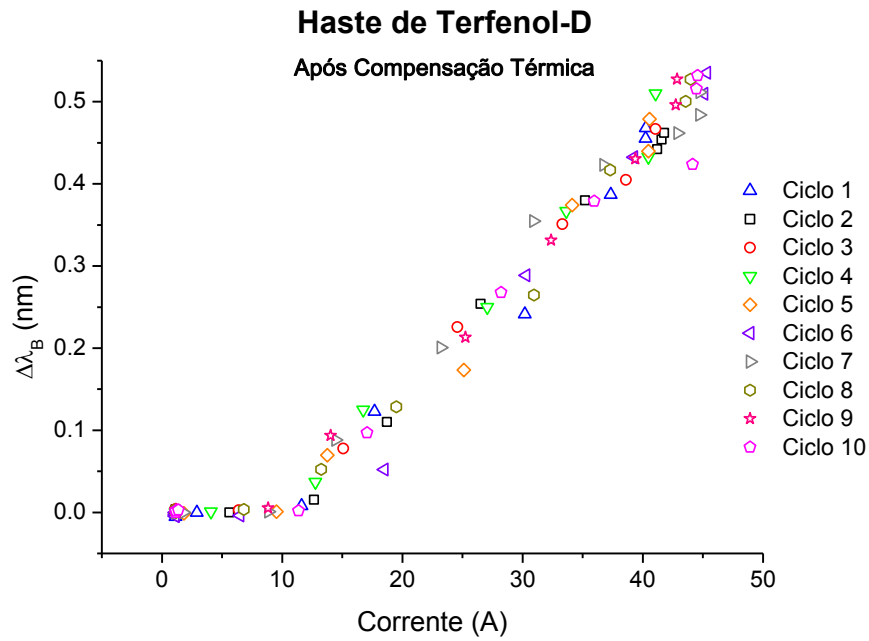


Figura 5.8: Variação do comprimento de onda de Bragg para o transdutor baseado em Terfenol-D devido apenas à corrente, dez ciclos de medição

Tabela 5.1: Variação do comprimento de onda de Bragg média e desvio padrão para o transdutor de níquel

Corrente de Referência (A)	Média - BWS (nm)	Desvio Padrão - BWS (pm)
5	-0.010	4.614
10	-0.017	3.975
15	-0.022	3.198
20	-0.226	3.261
25	-0.029	3.269
30	-0.030	2.958
35	-0.032	2.616
40	-0.034	1.367
45	-0.038	6.028

Tabela 5.2: Variação do comprimento de onda de Bragg média e desvio padrão para o transdutor de Terfenol-D

Corrente de Referência (A)	Média - BWS (nm)	Desvio Padrão - BWS (pm)
5	-0.009	12.213
10	0.015	14.792
15	0.069	19.704
20	0.138	25.618
25	0.216	25.142
30	0.295	18.832
35	0.373	13.777
40	0.449	13.713
45	0.526	41.254

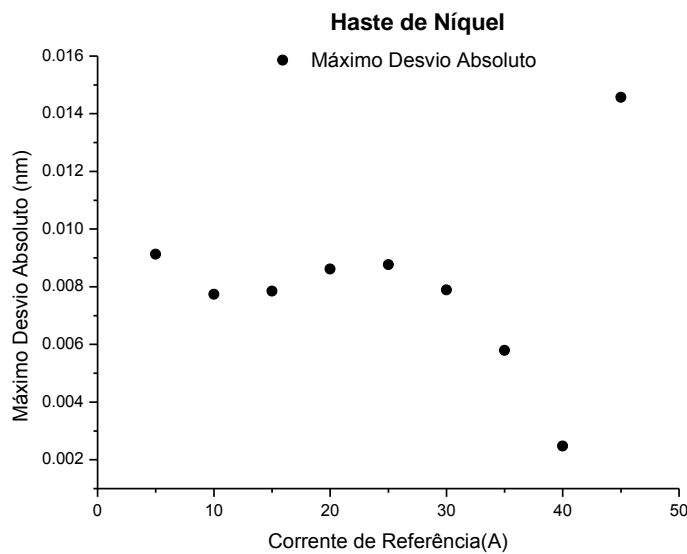


Figura 5.9: Máximos desvios absolutos para cada corrente de referência, para dez ciclos de medição – transdutor de níquel

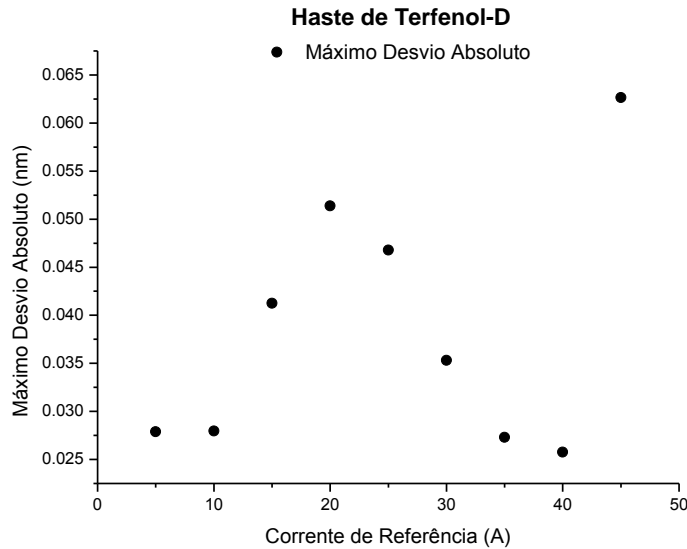


Figura 5.10: Máximos desvios absolutos para cada corrente de referência, para dez ciclos de medição – transdutor de Terfenol-D

O comprimento de onda de Bragg para o transdutor baseado em níquel decresce à medida que o valor da corrente é aumentado, uma vez que este material possui um coeficiente magnetostrictivo negativo; enquanto que o protótipo de Terfenol-D apresenta uma magnetostricção positiva (o comprimento de onda de Bragg cresce quando a corrente é aumentada). Durante os experimentos considerando os efeitos da temperatura nas respostas, o transdutor baseado em níquel apresentou uma BWS máxima média de -0.038 nm para uma variação de corrente de 45 A. Para a mesma faixa de correntes, o transdutor de Terfenol-D apresentou uma BWS máxima média de 0.526 nm, aproximadamente uma ordem de grandeza maior do que aquela apresentada pelo transdutor de níquel. Apesar das pequenas variações de temperatura durante a condução dos experimentos, a influência da temperatura nos resultados foi considerada e reduzida. É importante mencionar que, quando os efeitos térmicos são compensados, a faixa de variação do comprimento de onda de Bragg para o transdutor de níquel cresce, uma vez que para este caso específico o aquecimento e os efeitos magnetostrictivos causam efeitos contrários na resposta da FBG.

Ambos os transdutores de níquel e Terfenol-D apresentaram consideráveis desvios padrão para os valores das correntes de referência, devido, principalmente, ao *ripple* no sinal de corrente e às características de histerese dos materiais magnetostrictivos. Como o Terfenol-D apresenta maiores deformações, a sua resposta é menos afetada por ruídos ou pequenas variações de temperatura.

No que concerne os desvios absolutos, é possível observar que estes são maiores no final da faixa de correntes, devido à dificuldade na obtenção de uma intensidade de corrente estável no final da faixa de correntes do transformador variável. Entretanto, há uma tendência de decréscimo do desvio absoluto à medida que a corrente aplicada cresce.

5.3 Experimento com Correntes AC e a Demodulação Utilizando Filtro Sintonizável

A viabilidade da medição de correntes DC empregando um arranjo composto por uma FBG e um material magnetostrictivo foi explorada até o momento. Mas, um esquema de demodulação de redes de Bragg prático e adequado para ambientes externos também deve ser tratado, de tal forma que a medição de sinais AC também possa ser procedida; considerando, também, que os equipamentos de demodulação de FBGs disponíveis no Laboratório de Instrumentação e Fotônica não permitem que sinais com frequências de 60 Hz (frequência da rede elétrica no Brasil) sejam demodulados devido às baixas taxas de amostragem.

Em uma abordagem preliminar, uma configuração utilizando um filtro de Fabry-Perot sintonizável foi empregada para simular uma segunda FBG, a qual é empregada como um filtro óptico. Esta técnica de demodulação que emprega um par de redes de Bragg é conhecida como Demodulação por Redes Gêmeas, ou Demodulação por Filtro Fixo, e o princípio de operação fundamenta-se em uma FBG sensora com uma FBG filtro, no lugar de um filtro de Fabry-Perot. A FBG filtro, dessa forma, atua como um filtro espectral para a demodulação da rede sensora, assim como apresentado por RIBEIRO [46]. Ou seja, a informação da medida é recuperada explorando a potência óptica refletida pelas duas redes, representada pela região destacada na Fig. 5.11.

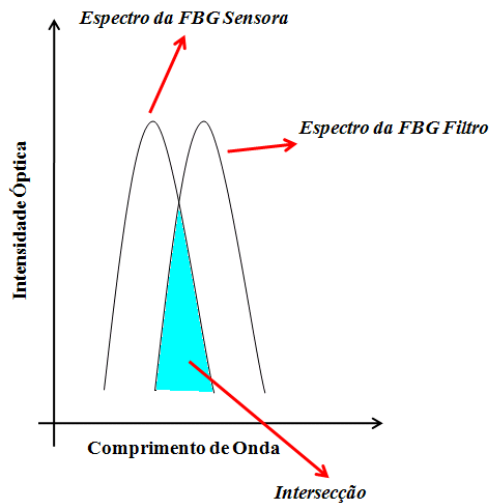


Figura 5.11: Concepção da Demodulação por redes de Bragg gêmeas (adaptado de RIBEIRO [46])

Apesar do custo moderado, a técnica de demodulação na qual os filtros de Fabry-Perot são utilizados é uma tecnologia já bem estabelecida de alta resolução e precisão; a largura de banda do filtro é ajustada variando a tensão DC que é aplicada a partir de uma fonte de alimentação. Esta relação é linear, e a variação do comprimento de onda em função da tensão aplicada para o filtro utilizado nos experimentos (modelo FFP-TF2, Micron Optics) foi obtida por RIBEIRO [45], e é apresentada na Fig. 5.12.

Neste sentido, o arranjo óptico apresentado na Fig. 5.13 foi utilizado para a demodulação dos sinais de corrente AC, onde além do uso da interferometria de Fabry-Perot também é empregado um circuito fotodetector-amplificador. Uma fonte de luz de emissão espontânea amplificada (ASE – *Amplified Spontaneous Emission*) incide sobre a FBG através do circulador óptico (conectores 1 e 2), e o sinal refletido, a partir do conector 3, atinge o filtro sintonizável de Fabry-Perot. Dessa forma, o sinal que atinge o fotodetector, é, então, uma intersecção entre os espectros do filtro e do sensor, e o sinal elétrico gerado é amplificado e monitorado por um osciloscópio. Neste arranjo, a bobina de excitação discutida na seção 4.5 é diretamente ativada por um sinal AC proveniente do transformador variável.

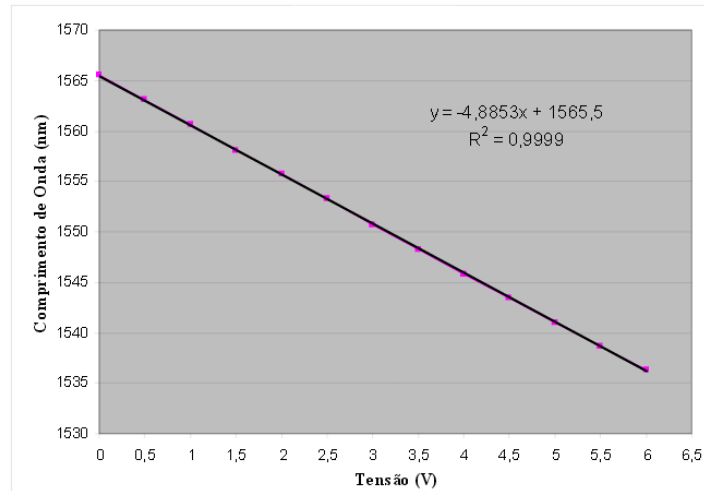


Figura 5.12: Comprimento de onda em função da tensão aplicada ao filtro sintonizável (Micron Optics), obtida por RIBEIRO [46]

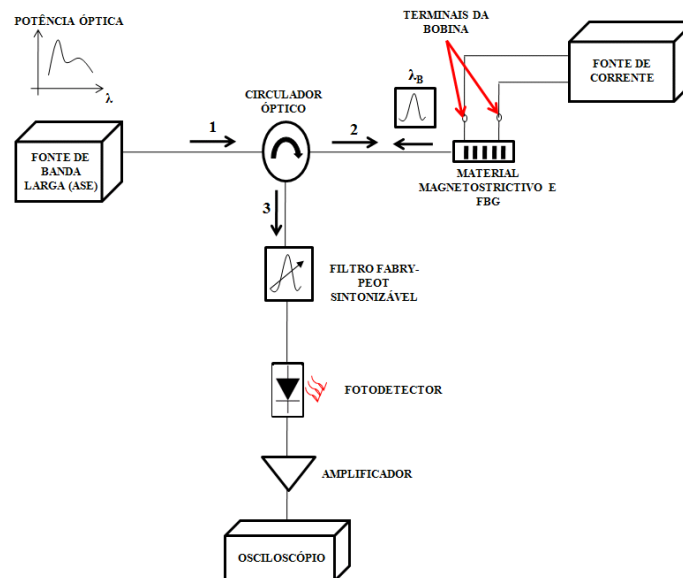


Figura 5.13: Arranjo óptico para demodulação de sinais AC

5.3.1 Experimentos com a Haste de Terfenol-D

Inicialmente foram conduzidos testes com o transdutor baseado em Terfenol-D, testes estes nos quais a corrente desenvolvida na bobina foi variada e os sinais obtidos na tela do osciloscópio foram salvos. Nas Figs. 5.14 e 5.15 é possível observar dois sinais de corrente AC, com diferentes magnitudes, desenvolvidos na bobina de excitação. De fato, foi empregado no mesmo transformador descrito na seção 4.4, porém, apenas uma fase foi ligada aos terminais da bobina. Nas Figs. 5.14 e 5.15, o sinal em amarelo é a corrente de referência, obtida por uma pinça de corrente comercial, e o sinal azul é o sinal de corrente fornecido pelo transdutor de Terfenol-D, através do esquema de demodulação da Fig. 5.13.

É possível observar, em cada uma das telas do osciloscópio, que a amplitude e a frequência do sinal do transdutor de corrente desenvolvido são mostradas. Na Fig. 5.14, uma vez que a pinça de corrente provê uma saída de 10 mV/A, a amplitude da corrente é $I_{AC, RMS} = 10.2 \text{ A}$, que corresponde a uma tensão de saída do conjunto fotodetector-amplificador de aproximadamente 5.51 mV (RMS). Na Fig. 5.15 a amplitude da corrente é aumentada, assim, para uma corrente de referência $I_{AC, RMS} = 20.8 \text{ A}$, tem-se uma tensão de saída do conjunto fotodetector-amplificador de aproximadamente 19.6 mV (RMS).

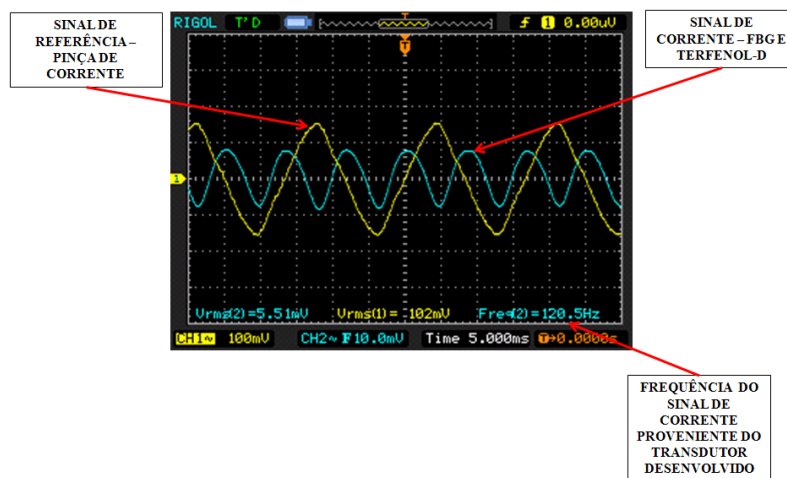


Figura 5.14: Resposta do transdutor de Terfenol-D para uma corrente AC aplicada $I_{AC, RMS} = 10.2 \text{ A}$

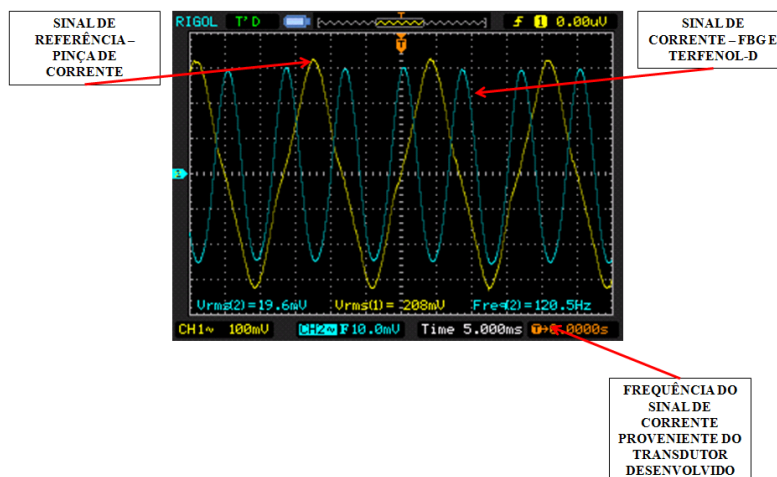


Figura 5.15: Resposta do transdutor de Terfenol-D para uma corrente AC aplicada $I_{AC, RMS} = 20.8 \text{ A}$

5.3.2 Experimentos com a Haste de Níquel

Como o coeficiente magnetostrictivo do níquel é inferior ao do Terfenol-D, a amplitude da resposta do conjunto de demodulação discutido na Fig. 5.13 é pequena, de tal forma que para facilitar a visualização das formas de onda de saída do transdutor de

níquel foi empregado um segundo estágio amplificador, composto por um amplificador operacional na configuração inversora, com ganho 22 e frequência de corte de aproximadamente 500 Hz, assim como apresentado na Fig. 5.16.

Nas Figs. 5.17 e 5.18 é possível observar dois sinais de corrente AC, com diferentes magnitudes, desenvolvidos na bobina de excitação; assim como nos testes com Terfenol-D, o sinal em amarelo é a corrente de referência, obtida por uma pinça de corrente, e o sinal azul é o sinal de corrente fornecido pelo transdutor de níquel. Na Fig. 5.17, uma vez que a pinça de corrente provê uma saída de 10 mV/A, a amplitude da corrente é $I_{AC, RMS} = 6.5 \text{ A}$, que corresponde a uma tensão de saída do conjunto fotodetector-amplificador-amplificador de aproximadamente 173 mV (RMS). Na Fig. 5.18 a amplitude da corrente é aumentada, assim, para uma corrente de referência $I_{AC, RMS} = 18.7 \text{ A}$, tem-se uma tensão de saída do conjunto fotodetector-amplificador de aproximadamente 328 mV (RMS).

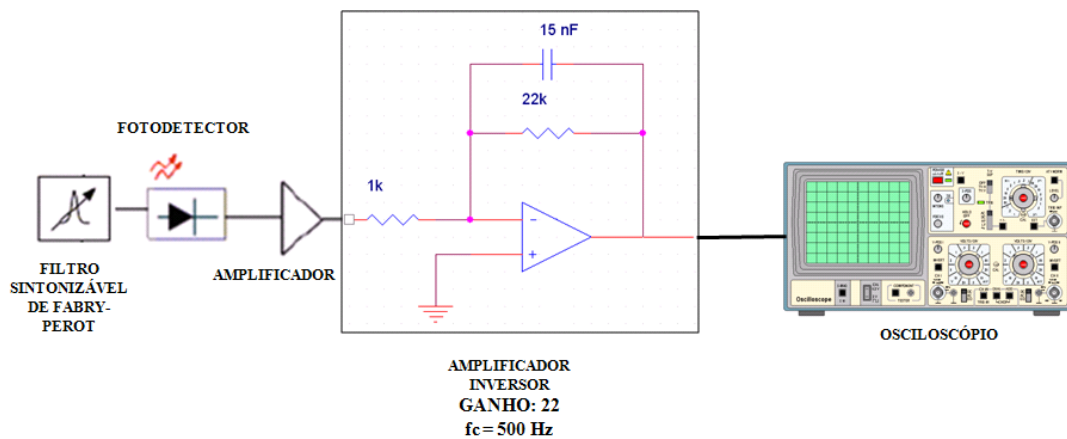


Figura 5.16: Adaptação do arranjo óptico da figura 5.13, com a inclusão do amplificador inversor, para demodulação dos sinais de saída do transdutor de níquel

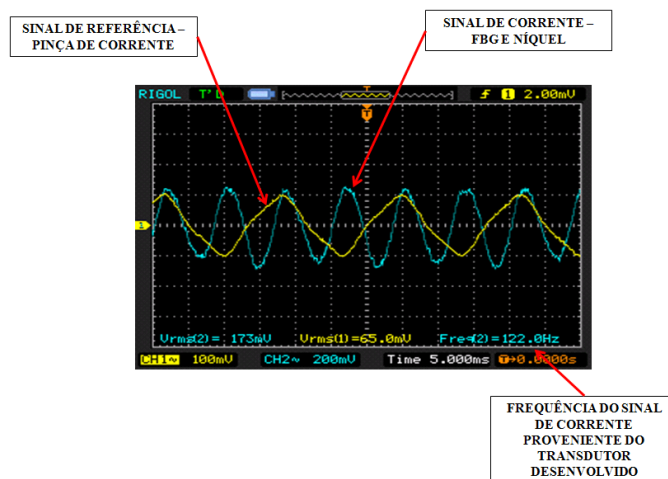


Figura 5.17: Resposta do transdutor de níquel para uma corrente AC aplicada $I_{AC, RMS} = 6.5 A$

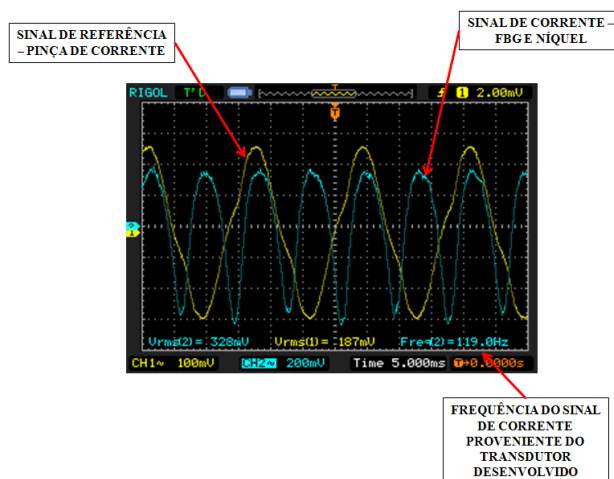


Figura 5.18: Resposta do transdutor de níquel para uma corrente AC aplicada $I_{AC, RMS} = 18.7 A$

Os transdutores de corrente desenvolvidos possuem algumas importantes características. Primeiramente, como pode ser inferido a partir das Figs. 5.14, 5.15, 5.17 e 5.18, os sinais de saída dos transdutores apresentam distorções, devido, essencialmente, a sinais de excitação já inicialmente distorcidos. Ainda, materiais magnetostrictivos possuem histerese intrínseca.

Nota-se ainda que os sinais de saída dos transdutores apresentam frequências de aproximadamente 120 Hz, o dobro da frequência dos sinais de excitação. É necessário ressaltar que os materiais magnetostrictivos apresentam uma característica de alongamento como a da Fig. 3.3 (no caso do níquel, a magnetostricção é negativa – Fig. 3.4), daí, observa-se que um campo magnético negativo produz o mesmo enlogamento que um campo magnético positivo produziria; então, uma resposta retificada é obtida. Contudo, é constatada a viabilidade das técnicas de monitoração e

demodulação de sinais de corrente AC considerando as configurações de transdutor propostas.

Como o objetivo deste trabalho de tese é a recuperação do sinal de corrente em linhas de transmissão (LT), se faz necessário conhecer o real comportamento do material magnetostrictivo, quando submetido a diferentes campos magnéticos estáveis, de forma que o ponto ótimo de operação da haste atuadora esteja situado na região linear através da aplicação de um campo magnético DC (polarização magnética). Os experimentos realizados no sentido de obter estas informações, e o projeto do protótipo preliminar de sensor para linhas de transmissão, serão discutidos no Capítulo 6.

Capítulo 6

Desenvolvimento do Sensor Opto-Magnético

O objetivo do presente trabalho de tese é propor um sistema compacto e eficaz de monitoramento de correntes AC em linhas de transmissão, fundamentada nas vantagens oferecidas pelo emprego de fibras ópticas em ambientes inóspitos. Para isso, então são discutidos neste capítulo os procedimentos para obtenção das características de operação dos materiais magnetostrictivos utilizados, necessárias para o projeto e desenvolvimento de um protótipo de sensor capaz de operar em LTs. A partir destas informações uma proposta de sensor inovadora é discutida.

6.1 Investigação do Comportamento Magnetostrictivo dos Materiais

Para investigação do comportamento magnetostrictivo das hastes de Terfenol-D e níquel disponíveis devem ser considerados dois aspectos. O primeiro diz respeito à estabilidade do campo magnético DC gerado para excitar o material, o segundo trata das amplitudes necessárias para levar as hastes ao estado saturado, no qual um aumento da intensidade do campo magnético aplicado à haste não mais resulte em um alongamento do material. Não foi possível, porém, atender estes requisitos ao utilizar o sistema de testes de bancada desenvolvido em laboratório.

Porém, um equipamento que provê estas duas características é o LakeShore VSM 7400 Series, o qual é empregado na caracterização de propriedades magnéticas DC de diferentes materiais em função de um campo magnético aplicado. Campos magnéticos DC de até 3.1 T (31000 G) podem ser gerados em um entreferro por eletromagnetos controlados por meio de *software*, assim como apresentado na Fig. 6.1, obtida na página da Lake Shore Cryotronics, Inc. [47].

Uma vez que não há a disponibilidade de tal equipamento no Laboratório de Instrumentação e Fotônica (COPPE/UFRJ), ensaios com as hastes de Terfenol-D e níquel foram realizados no Laboratório de Magnetismo (LAMAG) do Instituto Nacional de Metrologia, Qualidade e Tecnologia (INMETRO), localizado em Xerém, Duque de Caxias, Estado do Rio de Janeiro. Na Fig. 6.2 é apresentado o sistema para caracterização de materiais no LAMAG, enquanto na Fig. 6.3 é apresentada uma visão mais detalhada dos eletromagnetos.



Figura 6.1: Eletromagnetos e sistema de controle fabricados pela Lake Shore Cryotronics, Inc utilizados para investigação de características magnéticas de materiais diversos (obtida em [47])



Figura 6.2: Eletromagnetos e sistema de controle no LAMAG (Xerém - RJ)

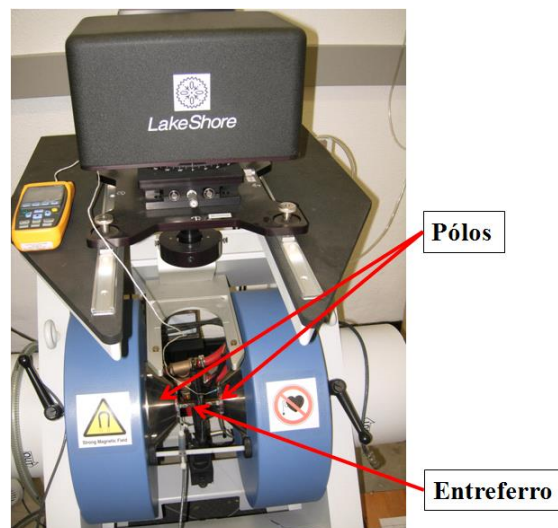


Figura 6.3: Vista detalhada dos eletromagnetos do LAMAG (Xerém-RJ)

Para condução dos experimentos foram utilizados dois tipos de suporte, uma vez que as hastes precisam ser alocadas no entreferro do equipamento para serem submetidas ao campo magnético longitudinal, como descrito no esquema da Fig. 6.4. Nos experimentos em que nenhuma pressão mecânica foi aplicada aos materiais foi utilizado um suporte plastificado simples, como apresentado na Fig. 6.5. Já para investigar as características dos materiais, quando submetidos a pressões mecânicas, foi desenvolvido um suporte de acrílico que permite a aplicação da pressões mecânicas às hastes por meio de uma mola de pressão e parafusos, assim como apresentado na Fig. 6.6.

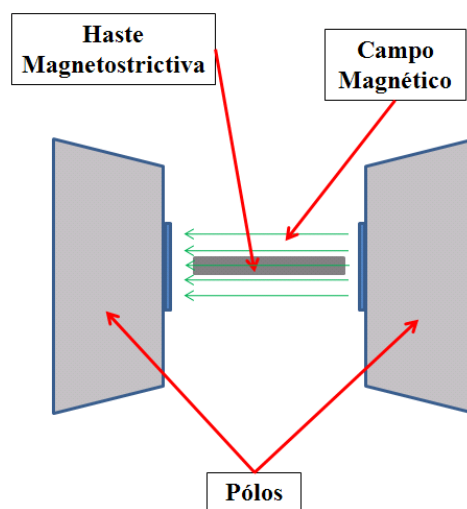


Figura 6.4: Desenho esquemático do posicionamento das hastes magnetostrictivas no entreferro para caracterização da resposta magnetostrictiva

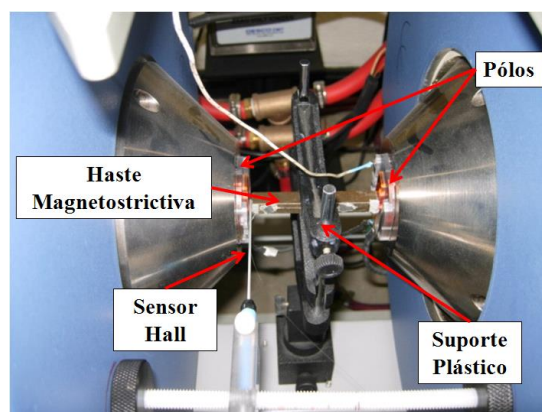


Figura 6.5: Posicionamento das hastes magnetostrictivas no entreferro para caracterização da resposta magnetostrictiva

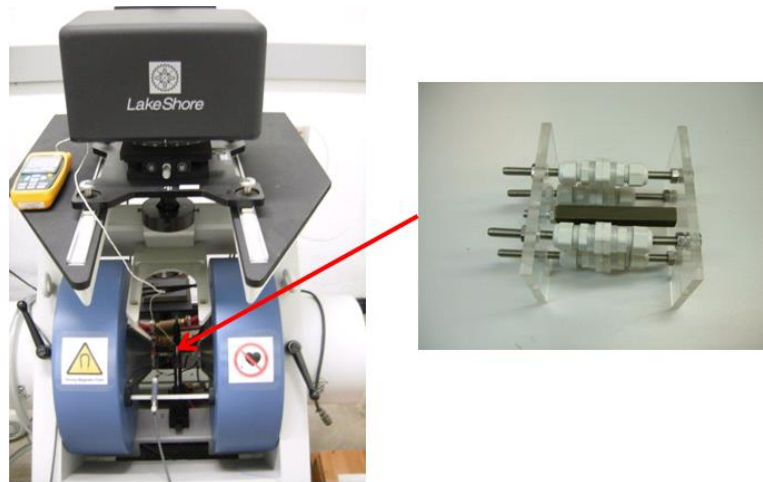


Figura 6.6: Supote de acrílico para alocação das peças magnetostrictivas

Os experimentos foram conduzidos submetendo os transdutores a diferentes intensidades de campos magnéticos DC, em intervalos de 10 mT (100 G), enquanto o monitoramento do comprimento de onda de Bragg é procedido utilizando do equipamento interrogador FOS&S, modelo Spectral Eye 400.

Para o transdutor de Terfenol-D, foram conduzidos 4 ciclos de variação da amplitude do campo magnético DC:

1. 0 T a 0.6 T
2. 0.6 T a 0 T
3. 0 T a -0.6 T
4. -0.6 T a 0 T

A Fig. 6.7 apresenta a resposta em comprimento de onda de Bragg para o transdutor de Terfenol-D. Observa-se que o comportamento do transdutor reflete a deformação magnetostrictiva para campos magnéticos simétricos, ainda, a obtenção das curvas de comportamento magnético do transdutor permitem avaliar a região de operação linear da haste magnetostrictiva.

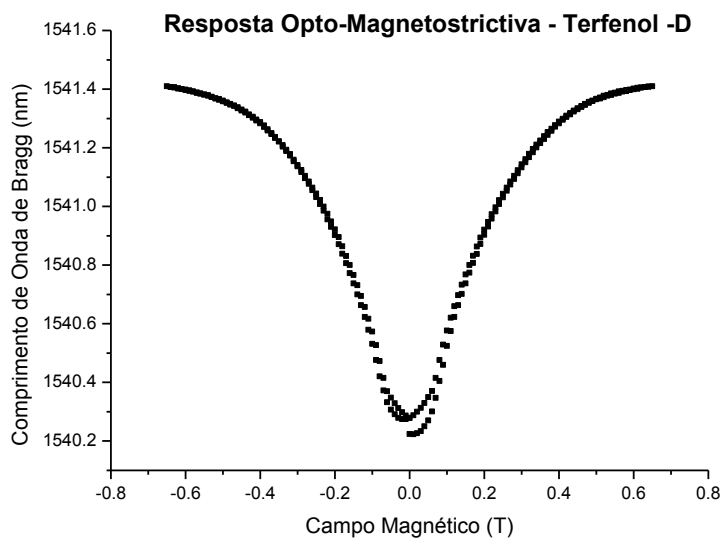


Figura 6.7: Resposta do transdutor de Terfenol-D para campos magnéticos DC

A Fig. 6.8 apresenta a resposta em comprimento de onda de Bragg para o transdutor de níquel. Observa-se que o comportamento do transdutor reflete a deformação magnetostrictiva negativa, e que o metal, por apresentar um coeficiente magnetostrictivo bem menor que o do Tefenol-D, possui um comportamento, quando submetido a campos magnéticos, mais influenciado por ruídos e variações de temperatura. Para o transdutor de níquel, 4 ciclos de variação da amplitude do campo magnético DC foram os seguintes, considerando que a saturação é atingida para campos magnéticos menores que no caso do Terfenol-D :

1. 0 T a 0.2 T
2. 0.2 T a 0 T
3. 0 T a -0.2 T
4. -0.2 T a 0 T

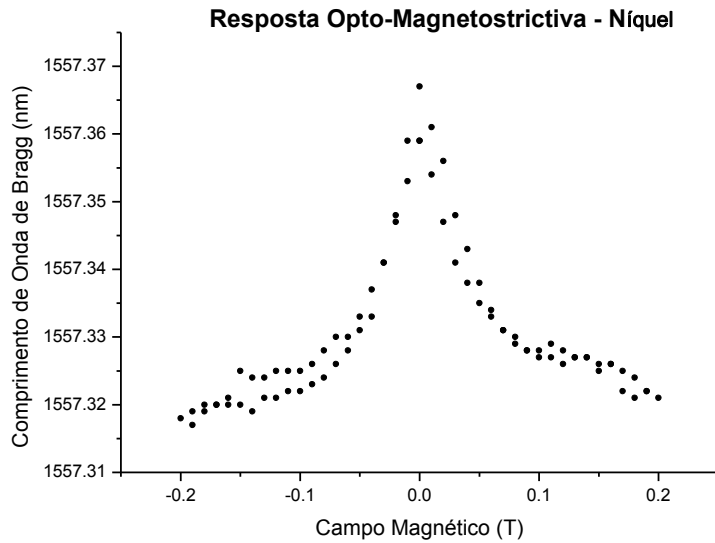


Figura 6.8: Resposta do transdutor de níquel para campos magnéticos DC

Considerando a resposta o Terfenol-D em relação à do níquel, tanto para as medições de correntes DC quanto AC, além do comportamento do metal, quando submetido a diferentes amplitudes de campo magnético, constata-se que a liga de terras raras apresenta-se como o material mais adequado para o desenvolvimento de um protótipo de sensor de corrente, apesar do custo reduzido do níquel bruto. Ainda, a geometria da haste e a facilidade de manuseio também são características importantes, fazendo com que o Terfenol-D seja o material escolhido para o desenvolvimento do protótipo.

6.2 Características do Transdutor de Terfenol-D para Desenvolvimento do Protótipo

O transdutor de Terfenol-D, ou seja, composto pela haste de terras raras onde é fixada a FBG, será o elemento empregado para desenvolvimento e projeto do protótipo sensor. Experimentos foram conduzidos submetendo os transdutores a diferentes intensidades de campos magnéticos DC e diferentes pressões, utilizando o suporte apresentado na Fig. 6.6. O comportamento do transdutor submetido a estes experimentos é apresentado na Fig. 6.9, ao qual foram aplicadas diferentes pressões mecânicas. Os valores estimados das pressões aplicadas ao transdutor foram obtidos a partir da aplicação da Lei de Hook, uma vez que se conheciam a compressão das molas utilizadas, a área de contato entre as molas e o transdutor, bem como se dispõe de uma estimativa para os valores da constante elástica K das molas.

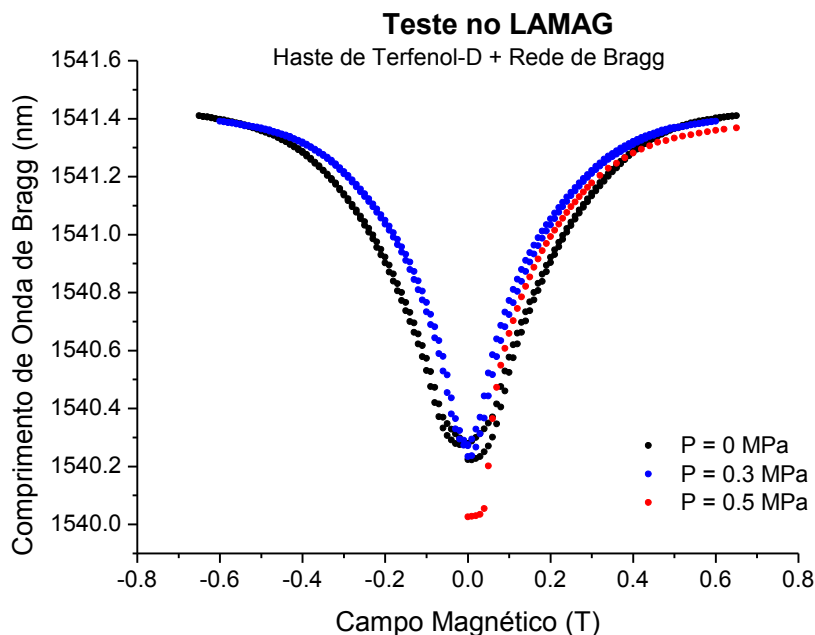


Figura 6.9: Comportamento magnético da haste de Terfenol-D para diferentes pressões.

Durante a realização dos experimentos a temperatura do ambiente foi continuamente monitorada, e não houve variações térmicas consideráveis. Dessa forma, considerando $\Delta T \approx 0$, a partir da expressão 3.21 obtém-se:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e)\varepsilon_{FBG} \rightarrow \varepsilon_{FBG} = \frac{\Delta\lambda_B}{0.78\lambda_B} \quad (6.1)$$

Assim, considerando que a fixação das redes de Bragg sobre as hastes é ideal, o comportamento de *strain* da haste de Terfenol-D a partir da Eq. 6.1, para diferentes pressões mecânicas, é apresentado na Fig. 6.10. Uma vez que estas curvas são utilizadas para o projeto do sensor de corrente para linhas de transmissão é conveniente apresentar o eixo das abscissas em função da intensidade de campo magnético no ar, em kA/m, visto que, por exemplo, em projetos de circuitos magnéticos nos quais ímãs permanentes são utilizados é esta quantidade magnética que é geralmente empregada. Ainda, o conhecimento das características de *strain* da haste permite que diferentes redes de Bragg possam ser utilizadas. É importante ressaltar que para as curvas para $P = 0.5$ MPa não foi possível obter, durante os experimentos, as respostas optomagnetostrictivas para campos magnéticos negativos.

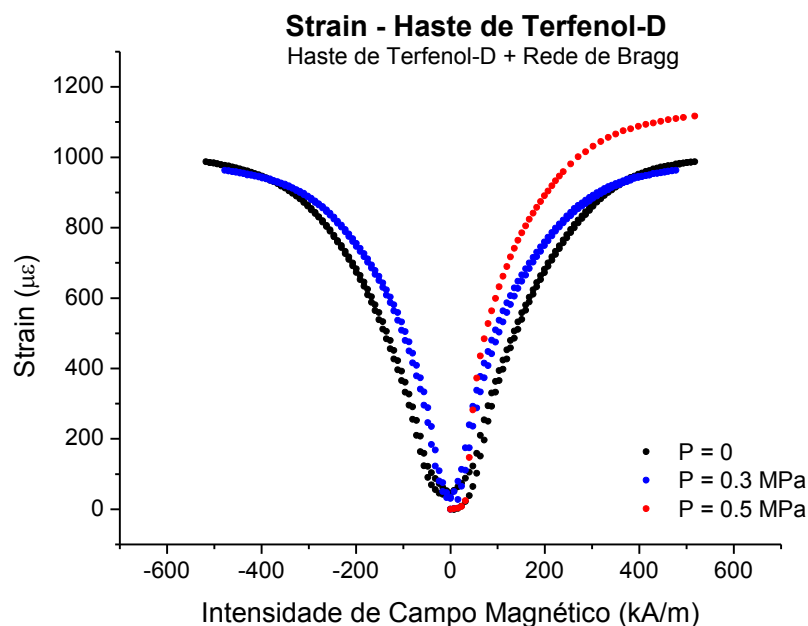


Figura 6.10: Deformação - haste de Terfenol-D para diferentes pressões

6.3 Considerações Iniciais Acerca da Proposta de Configuração de Sensor de Corrente

A partir da Fig. 6.10 é possível inferir que há a possibilidade de utilizar a haste de Terfenol-D, operando na região de operação magnetostrictiva linear (a qual está compreendida entre aproximadamente 55 kA/m e 180 kA/m) sem a aplicação de uma pressão mecânica. De fato, para as pressões aplicadas, não são constatadas grandes variações nas características magnetostrictivas da liga. Porém, para que ocorram mudanças sensíveis nos fatores de acoplamento, pressões mecânicas da ordem de 7.2 MPa são requeridas (ENGDAHL *et al.* [45]), ou seja, é necessária a aplicação de pressões com valores mais elevados do que aqueles empregados nos testes da seção 6.2.

Assim, para obtenção de valores mais elevados de pressão mecânica o esquema apresentado na Fig. 6.6 deve passar por algumas alterações. Contudo, para uma proposta de protótipo, é possível utilizar o conjunto haste de Terfenol-D e rede Bragg sem a aplicação de pressões, visto que há uma faixa de operação linear da haste de aproximadamente 125 kA/m que pode ser explorada. Considerando que o sensor proposto deve ser capaz de recuperar o sinal de corrente em linhas de transmissão, alguns requisitos devem ser atendidos. Primeiramente, a medição de corrente elétrica em linhas de transmissão envolve o emprego de sensores em alta tensão, de tal forma que isolamento elétrico é um fator a ser considerado. O uso de redes de Bragg em fibra

óptica provê a isolação entre as regiões de alta tensão e potencial terra, entretanto, há a questão de como obter a magnetização DC necessária para que o sensor opere na região linear, permitindo assim que uma forma de onda AC senoidal possa ser reproduzida.

O emprego de um circuito magnético com o sensor permite que a haste magnetostrictiva seja submetida a um campo magnético constante, e consiste na configuração que é empregada em uma quantidade razoável de transdutores e sensores magnetostrictivos, de acordo com ENGDahl *et al.* [45]. Ainda, tal arranjo possibilita a construção de um suporte mecânico para que a haste magnetostrictiva esteja situada próxima ao condutor da linha de transmissão, facilitando o procedimento de medição.

Apesar disso, um fluxo magnético pode ser gerado em um circuito magnético de duas maneiras distintas. A fonte de campo magnético DC pode ser implementada a partir de uma bobina percorrida por uma corrente DC, de forma semelhante ao procedimento descrito na seção 4.3. Ou seja, um circuito como o da Fig. 6.11 é obtido, e tem-se um fluxo magnético Φ (FURLANI [48])

$$\Phi = \frac{n I}{\mathfrak{R}_1 + \mathfrak{R}_2 + \dots + \mathfrak{R}_m} \quad (6.2)$$

onde n é o número de espiras da bobina, I é a corrente elétrica que percorre a bobina, e $\mathfrak{R}_1 + \mathfrak{R}_2 + \dots + \mathfrak{R}_m$ é o somatório das relutâncias magnéticas em série.

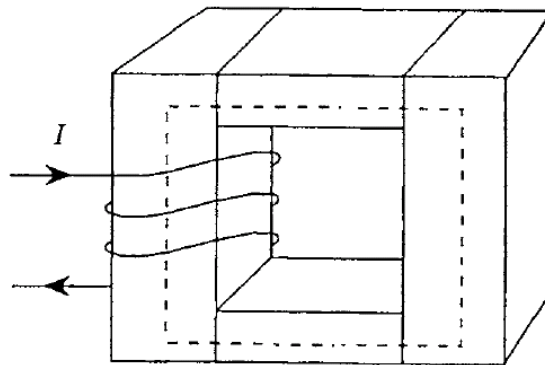


Figura 6.11: Circuito magnético com bobina de n espiras como fonte de campo (adaptado de FURLANI [48])

Mas, para uma aplicação em ambientes inóspitos, como por exemplo, linhas de transmissão aéreas, a implementação deste tipo de fonte de campo magnético oferece algumas desvantagens. Como se trata de um ambiente de alta tensão, não é viável a existência de uma ligação elétrica entre regiões com diferentes potenciais. Ainda, para alimentação da bobina, é necessária a utilização de uma fonte de corrente DC, o que nem sempre é algo tão simples de se prover em campo. Assim, ímãs permanentes se apresentam como alternativas bastante interessantes para a geração de campos

magnéticos, principalmente por evitar o uso de uma fonte de corrente DC, além de que um dos objetivos é desenvolver um sensor que opere de maneira contínua. Há uma miríade de tipos de ímãs permanentes disponíveis no comércio, entre eles os ímãs de ferrite, de alnico (ligas de ferro, cobalto, níquel e alumínio), de samário-cobalto (SmCo), e os de neodímio-ferro-boro (NdFeB).

Ou seja, as propriedades mais importantes na definição de um ímã permanente a ser utilizado em uma determinada aplicação são aquelas que estabelecem a magnitude e estabilidade do campo magnético que é gerado. Nestas propriedades estão incluídas a coercitividade H_C , que é o campo magnético negativo que deve ser aplicado ao material de maneira que o fluxo magnético retorne a zero, a densidade de fluxo magnético remanescente B_r , que é a densidade de fluxo magnético que corresponde a uma intensidade de campo magnético nula no material magnético após a saturação, e também o comportamento do laço de histerese no segundo quadrante. Esta parte do laço de histerese é chamada de curva de demagnetização, as quais descrevem as características de operação dos ímãs permanentes, como descrito por FURLANI [48] e THOMPSON [49]; na Fig. 6.12 é apresentada uma curva de demagnetização linear, característica de ímãs de SmCo e NdFeB.

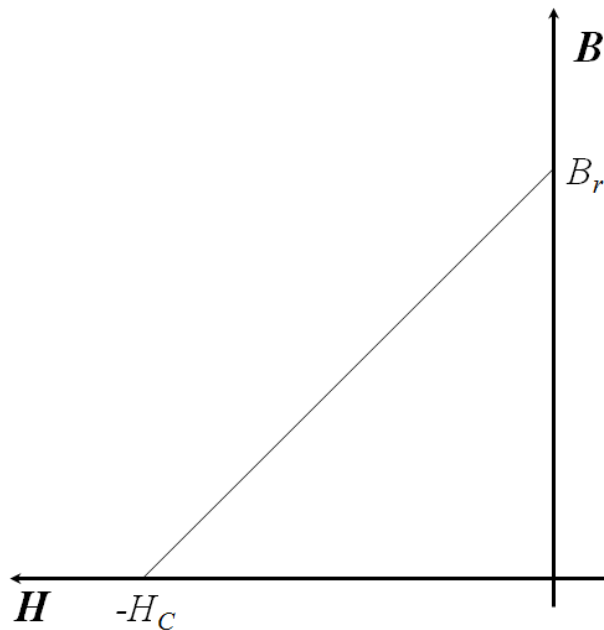


Figura 6.12: Exemplo de curva de demagnetização linear (adaptado de FURLANI [48])

Os pontos (H, B) na curva de magnetização definem um produto energético BH , permitindo a obtenção de um máximo $(BH)_{MÁX}$ para algum ponto no intervalo $-H_C < H < 0$. Quando o ímã permanente é utilizado como uma fonte de campo é

estabelecido um ponto de operação (H_m , B_m) na curva de demagnetização, e é importante ressaltar que como a curva de demagnetização está situada no segundo quadrante do laço de histerese B_m e H_m apresentam sentidos opostos. Este ponto de operação depende do circuito magnético no qual o ímã está inserido, e pode ser determinado a partir da linha de carga do circuito, a qual será discutida posteriormente. A linha de carga (ou reta de carga) intercepta a curva de demagnetização no ponto de operação (H_m , B_m), como apresentado na Fig. 6.13. É desejável que o ímã permanente esteja operando no ponto de máxima energia $(BH)_{MÁX}$, fato que minimiza o volume do ímã.

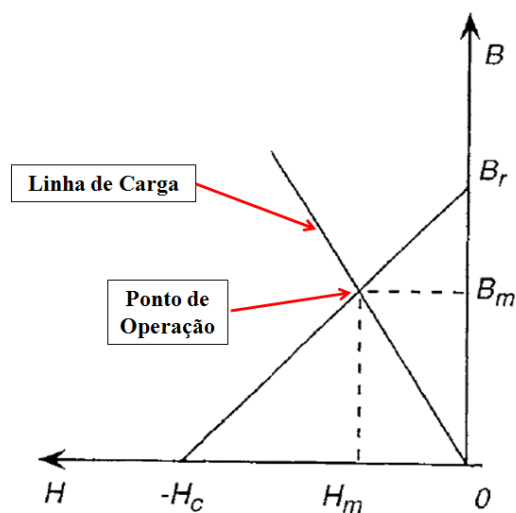


Figura 6.13: Curva de demagnetização de um ímã permanente e linha de carga (adaptado de FURLANI [48])

Os ímãs permanentes disponíveis comercialmente que apresentam o melhor desempenho são os de NdFeB. Esta liga de terras raras apresenta propriedades semelhantes às do SmCo, com a exceção de que oxida mais facilmente. Contudo, ímãs de NdFeB apresentam os maiores produtos de energia, os quais se aproximam de 414 kJ/m^3 (52 MGOe), além de serem mecanicamente mais resistentes que os ímãs de SmCo. Assim, os altos produtos de energia fazem com que o NdFeB seja produzido em volumes compactos e custos de manufatura mais baixos. Além destas vantagens, os ímãs de NdFeB apresentam alta coercitividade e moderada estabilidade com a temperatura. Considerando estas características, além da facilidade de obtenção de tais tipos de ímãs, o NdFeB é material escolhido para o desenvolvimento da primeira versão do protótipo de sensor de corrente.

É possível, então, partir para uma concepção teórica do protótipo de sensor para linhas de transmissão, o qual deve intrinsecamente possuir um circuito para

magnetização DC da haste de Terfenol-D, como já discutido, e ao mesmo tempo permitir que a haste magnetostrictiva seja submetida ao campo magnético gerado pela corrente no condutor da linha. Uma configuração ainda não descrita na literatura, porém que atende ambos requerimentos, é proposta na Fig. 6.14, na qual tanto o ímã gerador de um campo magnético DC de polarização quanto a haste de Terfenol-D estão presentes no circuito magnético. Ainda, o circuito magnético é projetado de tal maneira que envolve o condutor da linha, permitindo que a haste de Terfenol-D seja submetida ao campo magnético AC gerado pela corrente. Observa-se que o material considerado para os braços do circuito é o ferro-silício.

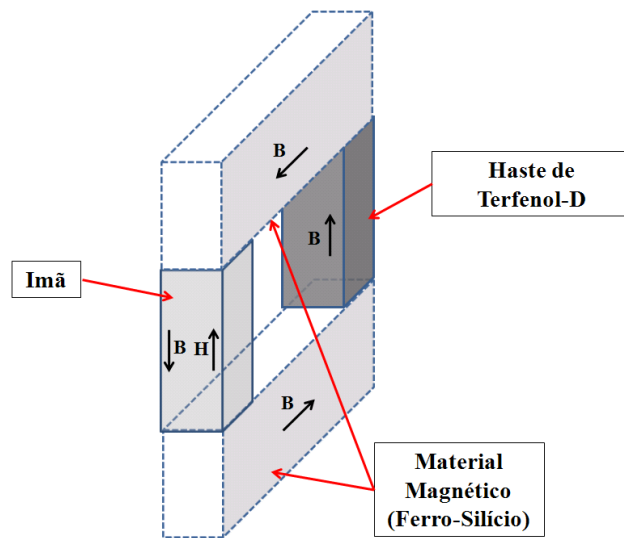


Figura 6.14: Concepção teórica do protótipo do sensor de corrente

Assim, na Fig. 6.15 é apresentada uma visão da seção reta do protótipo, mostrando como o sensor é alocado em torno do condutor da linha. Ou seja, a intensidade de campo magnético, H_{TOTAL} , ao qual a haste de Terfenol-D é submetida é dada por

$$H_{TOTAL} = H_T + H_{LT} \quad (6.3)$$

onde H_T é a intensidade de campo magnético de polarização para operação magnetostrictiva da haste na região linear, e H_{LT} é a intensidade de campo magnético gerado pela corrente na linha de transmissão.

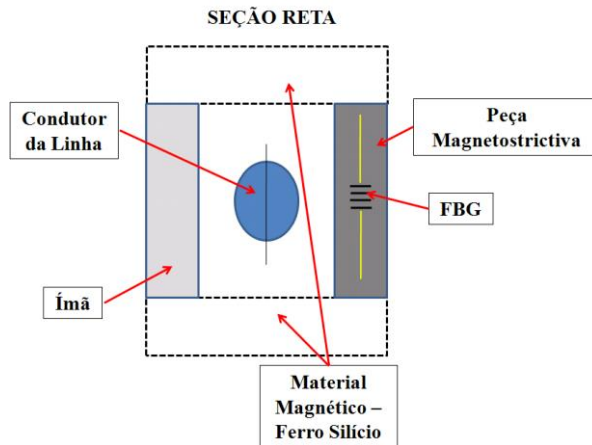


Figura 6.15: Seção reta do protótipo de sensor de corrente sugerido

6.4 Circuito Magnético – Protótipo Preliminar de Sensor de Corrente

O projeto do circuito magnético deve considerar tanto o campo magnético DC de polarização, ou seja, H_T , quanto a melhor configuração para a interação entre o campo magnético AC gerado pela corrente elétrica, ou seja H_{LT} , e a peça magnetostritiva. Para o desenvolvimento do circuito de magnetização DC é necessário o conhecimento do ponto de operação (B_m , H_m) do ímã no circuito proposto da Fig. 6.15. Os ímãs de NdFeB apresentam uma curva de demagnetização linear como a apresentada na Fig. 6.13, o que facilita bastante o projeto do sistema. Assim, a curva de demagnetização tem a forma

$$B_m = B_r + \mu_m H_m \quad (6.4)$$

onde $\mu_m = B_r / H_C$.

6.4.1 O Ponto de Operação do Conjunto de Ímãs

Os ímãs de NdFeB a serem utilizados no desenvolvimento do sensor optomagnético foram adquiridos junto à empresa britânica UK Magnets [50], a qual fornece uma variedade de ímãs com diferentes características magnéticas e geometrias. Na situação específica do sensor de corrente em desenvolvimento, com o intuito de evitar, ou diminuir, o surgimento de efeitos de borda (conhecidos como “*fringing fields*”) no circuito magnético, foram adquiridas fontes de campo magnético com seções retas iguais as da peça de Terfenol-D disponível, ou seja, como dimensões de 10 mm x 10 mm.

Ou seja, todos os requisitos de projeto do sensor são direcionados pelas dimensões e características de operação da haste de Terfenol-D. Considerando estes aspectos, foram adquiridos dez ímãs retangulares de NdFeB com as dimensões

10 mm x 10 mm x 5 mm, onde a terceira dimensão – ou altura da peça (5 mm) - é a distância entre os pólos norte e sul. Os diferentes tipos de ímãs de NdFeB recebem nomenclaturas bastante simples [50], os nomes se iniciam com a letra “N” (uma simplificação de *Neodymium*) seguido por um número dois dígitos. Este número representa o máximo produto energético em Mega-Gauss-Oesterds (MGOe), onde 1 MGOe (sistema CGS) é igual a 7958 kJ/m³. Assim, os ímãs adquiridos são do tipo N42, os quais apresentam uma densidade de fluxo magnético remanescente $B_r = 1.28$ T e uma coercitividade $H_C = 915$ kA/m, aspectos que definem a curva de demagnetização linear apresentada na Fig. 6.16.

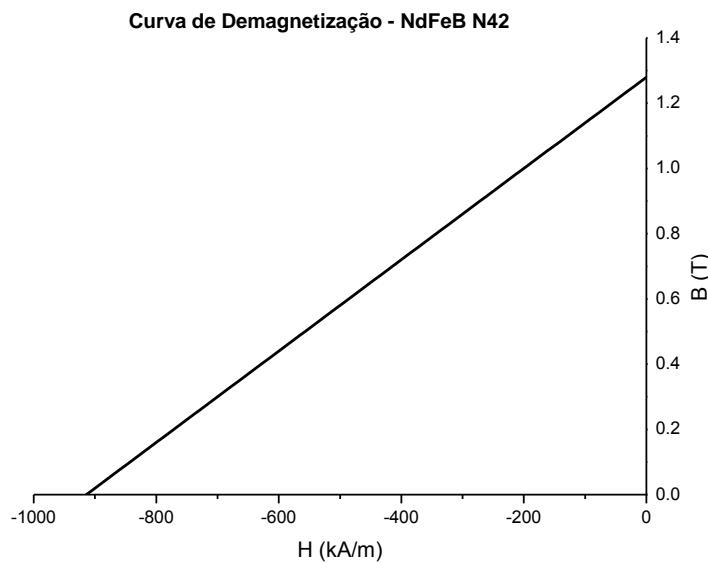


Figura 6.16: Curva de demagnetização linear para os ímãs de NdFeB adquiridos, tipo N42, $B_r = 1.28$ T e $H_C = 915$ kA/m

O projeto do sensor de corrente envolve a análise e definição das características do circuito magnético da Fig. 6.14; e empregar as equações de Maxwell na forma integral para o estudo de circuitos com alto grau de simetria geométrica revela-se um procedimento bastante útil, como descreve FURLANI [48]. Observando a seção reta do protótipo apresentada na Fig. 6.15, e utilizando a equação

$$\oint_C H \cdot dl = \int_S J \cdot ds = I \quad (6.5)$$

onde H é a intensidade de campo magnético, dl é o caminho de integração, J é a densidade de corrente livre (que surge devido ao movimento de cargas livres), e I é a corrente constante total atravessando uma área S delimitada por um contorno C , é possível obter:

$$\oint_C H \cdot dl = H_m L_m + H_N L_N + H_T L_T = 0 \quad (6.6)$$

onde L_m , L_N e L_T são os comprimentos dos caminhos magnéticos na seção de ímãs, no núcleo magnético, e na haste de Terfenol-D, respectivamente; H_N e H_T são as intensidades dos campos magnéticos no núcleo magnético e na haste de Terfenol-D, respectivamente. Daí

$$H_N L_N + H_T L_T = -H_m L_m \quad (6.7)$$

Neste caso, $I = 0$, uma vez que todo o fluxo é gerado pelo ímã permanente. De fato, o ímã permanente pode ser substituído por uma fonte equivalente igual a $-H_m L_m$. Contudo, inicialmente, H_m não é conhecido, e, como discutido previamente, depende do ponto de operação do ímã.

O ponto de operação é definido a partir da linha de carga, a qual é determinada a seguir. Considerando que a permeabilidade do núcleo magnético é alta, H_N pode ser negligenciado, de tal maneira que a partir de 6.7 tem-se

$$H_T L_T = -H_m L_m \quad (6.8)$$

Daí

$$B_T = -\mu_T H_m \frac{L_m}{L_T} \quad (6.9)$$

onde $B_T = \mu_T H_T$.

Considerando o fluxo magnético no ímã é igual ao fluxo magnético na haste magnetostrictiva, ou seja $\Phi_m = \Phi_T$, e uma permeabilidade magnética relativa média (μ_T) para o Terfenol-D igual a 6.5 [51], tem-se

$$B_m A_m = B_T A_T \quad (6.10)$$

$$B_m = \frac{B_T A_T}{A_m} \quad (6.11)$$

$$B_m = -\mu_T \frac{A_T}{A_m} \frac{L_m}{L_T} H_m \quad (6.12)$$

onde A_m e A_T são as áreas das seções retas do ímã e da haste de Terfenol-D, respectivamente.

Ou seja, 6.12 define a linha de carga do ímã. Observa-se que a linha de carga depende do comprimento do ímã utilizado (L_m), e a quantidade de dez ímãs de NdFeB adquiridos provê uma certa flexibilidade na construção do circuito magnético do protótipo, uma vez que diferentes comprimentos para a seção do circuito responsável

pela geração do fluxo magnético podem ser obtidos. Esta variação de comprimento é conseguida a partir da combinação em série de cada um dos ímãs, empregados em diferentes números. Então, a partir de 6.12, diferentes números de ímãs utilizados em série refletem diferentes linhas de carga. De forma que esta variação de comprimentos possa ser avaliada, cinco combinações pares de peças básicas de ímãs (dimensões: 10 mm x 10 mm x 5 mm) foram escolhidas. Ou seja:

- 2 ímãs em série – $L_m = 0.01$ m;
- 4 ímãs em série – $L_m = 0.02$ m;
- 6 ímãs em série – $L_m = 0.03$ m;
- 8 ímãs em série – $L_m = 0.04$ m;
- 10 ímãs em série – $L_m = 0.05$ m.

Assim, substituindo os valores em 6.12, e considerando $A_T = A_m$, é possível obter cinco diferentes linhas de carga, isto é, cinco diferentes pontos de operação. Na Fig. 6.17 estão apresentados os cinco pontos de operação (descritos pelos números 1, 2, 3, 4 e 5), os quais são a intersecção entre a curva de demagnetização e as linhas de carga.

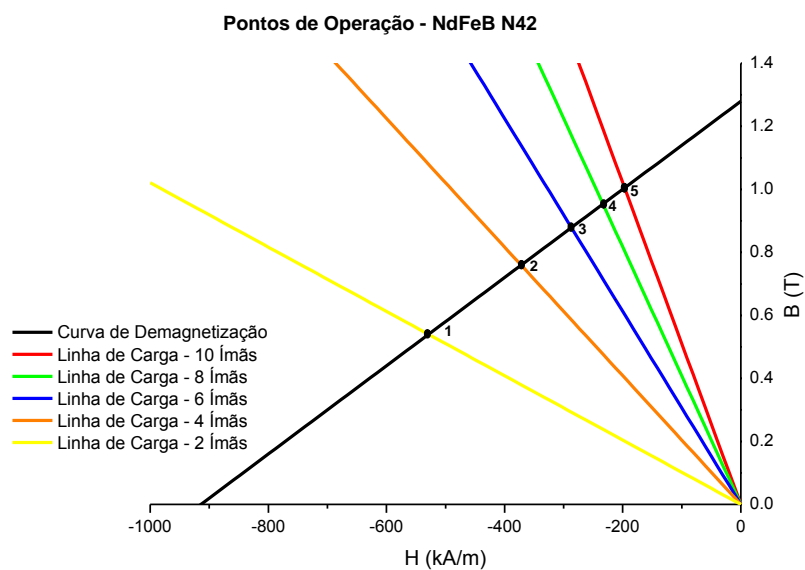


Figura 6.17: Avaliação teórica dos cinco pontos de operação para os ímãs de NdFeB. Os pontos de operação são as intersecções entre a curva de demagnetização e as linhas de carga; cada linha de carga é relativa a um número par de ímãs utilizados no circuito magnético

Cada um dos pontos de operação é descrito a seguir:

- **Ponto de Operação P1:** $(H_{m1}, B_{m1}) = (-528.84 \text{ kA/m}, 0.54 \text{ T})$;
- **Ponto de Operação P2:** $(H_{m2}, B_{m2}) = (-371.71 \text{ kA/m}, 0.76 \text{ T})$;

- **Ponto de Operação P3:** $(H_{m3}, B_{m3}) = (-287.09 \text{ kA/m}, 0.88 \text{ T})$;
- **Ponto de Operação P4:** $(H_{m4}, B_{m4}) = (-233.60 \text{ kA/m}, 0.95 \text{ T})$;
- **Ponto de Operação P5:** $(H_{m5}, B_{m5}) = (-197.03 \text{ kA/m}, 1.00 \text{ T})$;

O conhecimento dos possíveis pontos de operação é necessário para o projeto do sensor de corrente, uma vez que deve ser levada em conta a região na qual a haste magnetostrictiva opera aproximadamente de forma linear. Como já discutido no Capítulo 2, há uma região na curva onde a inclinação é grande e a relação entre a deformação e o campo magnético é praticamente linear. Essa é a faixa de trabalho ótima, e é preferida para a conversão de energia magnética em energia mecânica por causa da minimização das perdas. Assim, considerando a curva de resposta de haste magnetostrictiva apresentada na Fig. 6.7, porém com o eixo das abscissas alterado para intensidade de campo magnético (em kA/m), é possível obter o ponto, ou região, de operação adequada.

Como a resposta magnetostrictiva é unipolar, apenas a seção do gráfico na qual a intensidade de campo magnético é positiva é considerada. Na Fig. 6.18 é apresentada esta seção da resposta magnetostrictiva, e uma curva de ajuste de 6ª ordem é obtida, permitindo assim uma análise mais detalhada do fenômeno. Ou seja, como o ponto de operação ótimo da haste de Terfenol-D (não confundir com o ponto de operação dos ímãs) é aquele onde a inclinação é alta, ou máxima, a derivada da curva de ajuste fornece uma indicação da região de operação linear, facilitando o projeto do circuito magnético. É necessário, neste caso, atentar para os pontos de máximo da derivada da curva de ajuste, a qual é apresentada na Fig. 6.19.

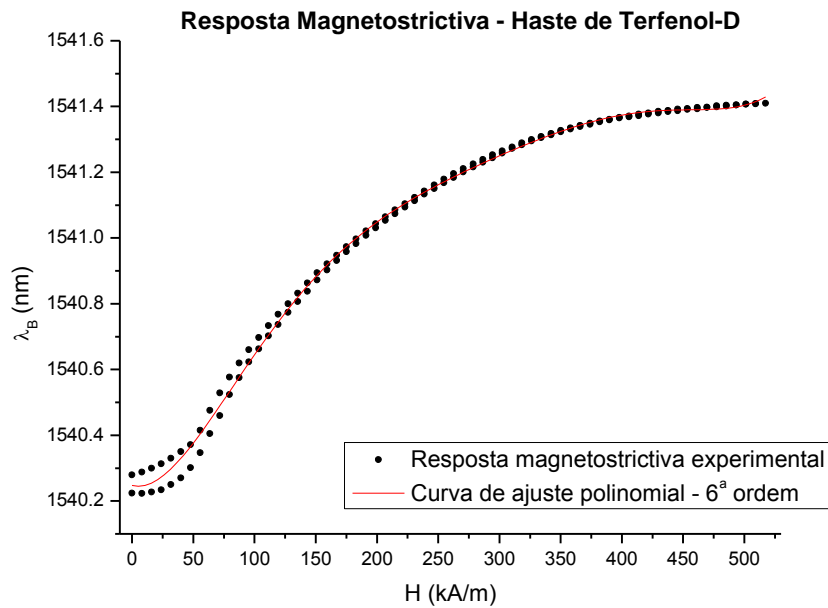


Figura 6.18: Resposta magnetostricção e curva de ajuste polinomial para a haste de Terfenol-D

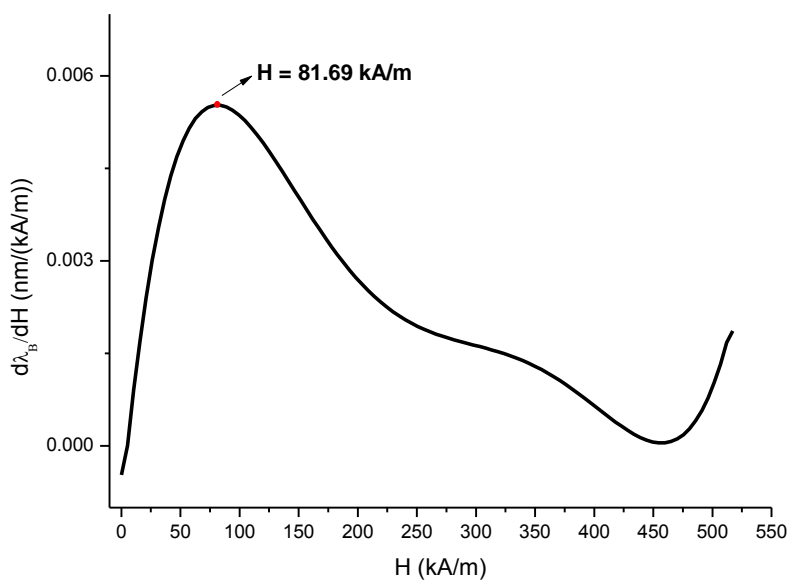


Figura 6.19: Obtenção do ponto ótimo da região de operação da haste de Terfenol-D, a partir da derivada da resposta magnetostricção

Então, observa-se que o ponto onde a inclinação da curva é máximo ocorre em aproximadamente $H = 82$ kA/m. O projeto do circuito magnético deve, dessa forma, ser direcionado no sentido de fornecer tal intensidade de campo magnético (ou uma aproximação) à haste de Terfenol-D, propiciando que o sensor opere de maneira otimizada.

6.4.2 Considerações Geométricas - Circuito Magnético

Considerando que o campo magnético gerado pelo condutor de uma linha de transmissão é modelado pelas linhas de campo em um fio condutor retilíneo e longo (Fig. 6.20), assim como o fez MORA *et al.* [39], tem-se que a parte variável da Eq. 6.3, ou seja, H_{LT} , considerando o meio no qual o condutor está inserido como o ar, é dada por (em coordenadas cilíndricas)

$$\vec{H}_{LT} = H_{\phi} \vec{u}_{\phi} = \frac{I_L}{2\pi D} \vec{u}_{\phi} \quad (6.13)$$

onde I_L é a corrente no condutor da linha e D é a distância entre a rede de Bragg fixada na haste magnetostrictiva e o centro do condutor.

As linhas de campo magnético geradas por uma corrente I_L percorrendo o condutor têm o sentido apresentado na Fig. 6.20, e situam-se ao redor da linha de transmissão. Ainda, a partir da Eq. 6.13 é possível inferir que a intensidade do campo magnético gerado pela LT é inversamente proporcional à distância a partir do condutor, como apresentado no gráfico da Fig. 6.21. Nesta figura, observa-se a variação do campo magnético teórico ao qual a haste de Terfenol-D é submetida em função da distância a partir do condutor da LT, para várias magnitudes de corrente elétrica. Deseja-se, portanto, que a haste de Terfenol-D esteja situada o mais próximo possível do condutor; e intuitivamente, esta abordagem também diminui a quantidade de material utilizado na confecção do núcleo magnético do protótipo sensor.

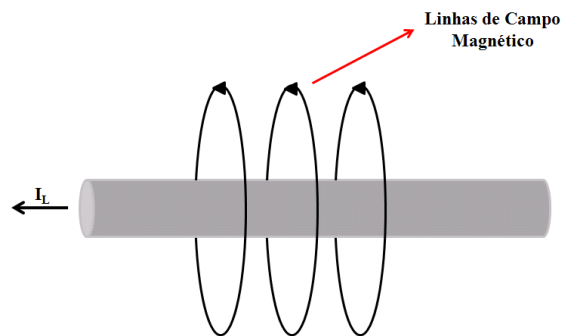


Figura 6.20: Linhas de campo magnético ao redor de um condutor percorrido por uma corrente I_L

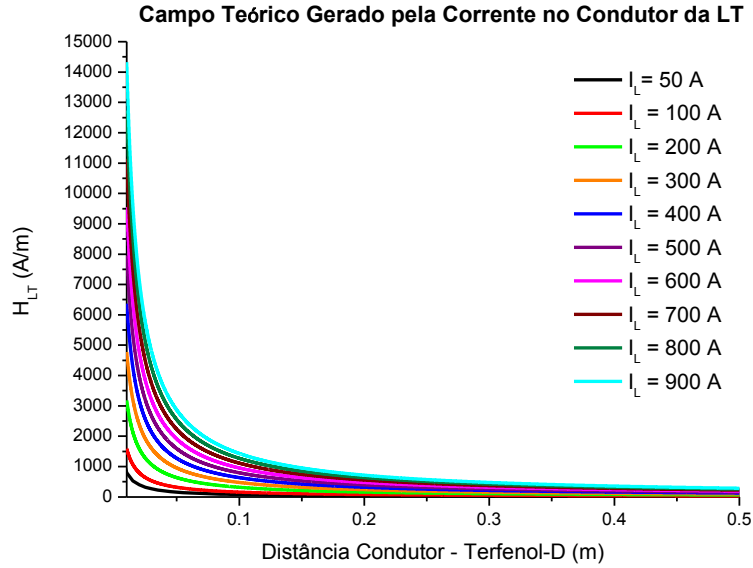


Figura 6.21: Intensidade de campo magnético sobre a haste de Terfenol-D, em função da distância a partir do condutor da linha de transmissão

Retomando a expressão obtida na Eq. 6.7, tem-se que a intensidade de campo magnético teórica sobre a haste de Terfenol-D é:

$$H_T = \frac{-H_N L_N - H_m L_m}{L_T} \quad (6.14)$$

Assumindo, a título de estimativa, que o fluxo magnético em todo o circuito é igual, bem como a área da seção reta, tem-se:

$$\Phi_m = \Phi_N \quad (6.15)$$

$$B_m A_m = B_N A_N \quad (6.16)$$

$$B_m = B_N \quad (6.17)$$

Assim, a partir de 6.14, tem-se

$$H_T = -\frac{1}{L_T} \left(\frac{\Phi_N}{\mu_N A_N} L_N + H_m L_m \right) \quad (6.18)$$

$$H_T = -\frac{1}{L_T} \left(\frac{B_m}{\mu_N} L_N + H_m L_m \right) \quad (6.19)$$

onde μ_N é a permeabilidade magnética do núcleo.

A título de investigação é possível estudar o efeito da variação do comprimento do núcleo do circuito magnético sobre o a intensidade de campo magnético H_T escolhendo-se entre um dos cinco pontos de operação dos ímãs discutidos na sub-seção 6.4.1. Tomando, por exemplo, o ponto de operação P5 = (-197.03 kA/m, 1.00 T), no

qual são empregados 10 ímãs em série, e considerando o núcleo magnético construído utilizando o material ferro-silício ($\mu_N = 0.0125 \text{ N/A}^2$), obtêm-se, a partir de 6.19:

$$H_T = (-L_N + 123.14) \text{ kA/m} \quad (6.20)$$

com L_N dado em metros.

Na Fig. 6.22, é, então, apresentado o comportamento de H_T em função da variação de L_N , considerando uma faixa de variação de L_N de 0 a 0.5 m. Ressalta-se que para o protótipo de sensor em questão um comprimento de caminho magnético de 0.5 m não é prático.

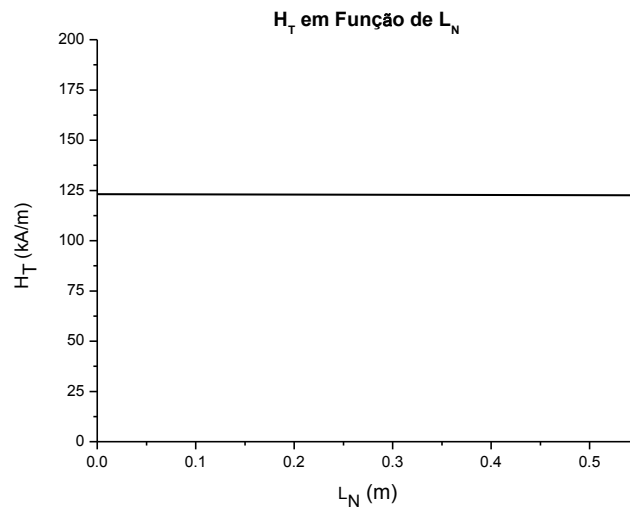


Figura 6.22: Comportamento de H_T em função da variação de L_N , considerando uma faixa de variação de L_N de 0 a 0.5 m

Observa-se, portanto, que o comprimento do caminho magnético pouca influência tem sobre o comportamento de H_T , uma vez que o ferro-silício é um material com baixas perdas e alta permeabilidade magnética. Este fato pode ser observado no termo da direita da Eq. 6.20, no qual L_N apresenta uma pequena magnitude relativa, conseqüentemente um efeito reduzido na intensidade de campo magnético.

O número máximo de ímãs utilizados no estudo e desenvolvimento do protótipo foi definido considerando, essencialmente, aspectos práticos. Além de não oferecer um custo elevado, a operação com até 10 ímãs – o que acarreta em um comprimento de pilha magnética L_m de 0.05 m – permite que o circuito de magnetização seja realizado de forma prática e robusta, como na Fig. 6.23.

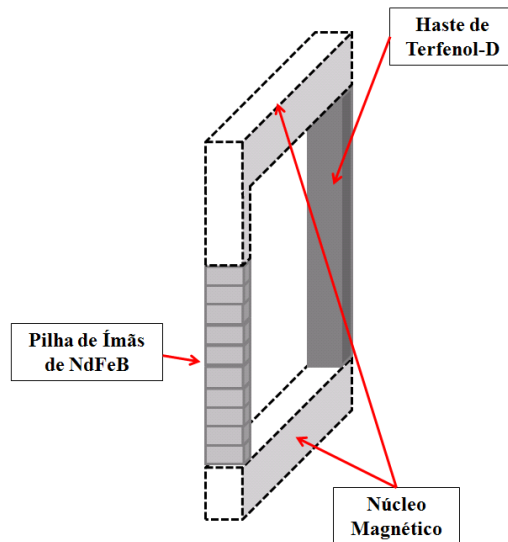


Figura 6.23: Concepção do circuito de magnetização do sensor de corrente opto-magnetostrictivo

O protótipo do sensor de corrente deverá ser testado em laboratório, inicialmente. O Laboratório de Instrumentação e Fotônica (COPPE/UFRJ) dispõe de um sistema de injeção de corrente de altas magnitudes que permite que uma corrente alternada de até aproximadamente 800 A seja desenvolvida em uma carga – no caso, um condutor que simula uma linha de transmissão – de forma contínua. Sabe-se que a carga do sistema de injeção de corrente é um condutor com 25 mm de diâmetro, e que a haste de Terfenol-D deve estar situada o mais próximo possível da linha, assim, estes aspectos devem guiar o projeto do circuito magnético em termos geométricos. As dimensões da haste de Terfenol-D, a princípio, são difíceis de serem alteradas (devido às propriedades quebradiças do material), e restringem, de certa forma, as dimensões das outras seções do circuito. Então, de forma a atender todos os requisitos mecânicos e magnéticos, tem-se a concepção geral do protótipo (seção reta) apresentada na Fig. 6.24 e considerando o ponto de operação P5.

Enfatiza-se que a análise de cada ponto de operação proposto na sub-seção 6.4.1 envolve diferentes valores para L_m , conseqüentemente diferentes valores para L_N . Porém, a Fig. 6.24 é utilizada a título de ilustração para todos os casos. Nesta figura, o tracejado em vermelho representa o caminho médio do fluxo magnético no circuito.

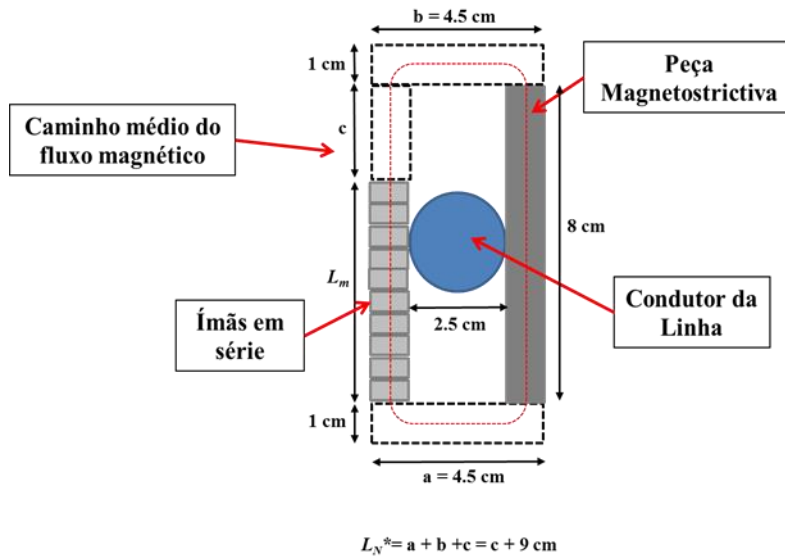


Figura 6.24: Ilustração do protótipo de sensor de corrente

Há, contudo, a necessidade de definir uma configuração geométrica para realização do protótipo, ou seja, de definir valores para L_m e L_N . O valor de L_m (ou, o número de peças de ímãs permanentes utilizados), particularmente é aquele que vai definir o ponto de operação. Ou seja, o ponto de operação deve ser definido considerando que possibilita obter a região de operação linear da haste de Terfenol-D apresentada na Fig. 6.19. São, assim, investigadas as intensidades de campo magnético DC (H_T) que são obtidas para os diferentes pontos de operação estudados, a partir da Eq. 6.19, sempre atentando para a relação inversa entre L_m e L_N , ou seja, observando a Fig. 6.24 tem-se

$$1 \text{ cm} + c + L_m + 1 \text{ cm} = 10 \text{ cm} \quad (6.21)$$

$$c = (8 - L_m) \text{ cm} \quad (6.22)$$

Como

$$L_N = (c + 9) \text{ cm} \quad (6.23)$$

Então, a partir de 6.22 e 6.23:

$$L_N = (17 - L_m) \text{ cm}^\dagger \quad (6.24)$$

Dessa forma, utilizando as Eqs. 6.19 e 6.24, além dos valores dos pontos de operação obtidos na sub-seção 6.4.1, obtêm-se os valores de H_T em função de L_m , representados na Tabela 6.1 e também no gráfico da Fig. 6.25.

[†]Considerando como caminho médio do fluxo magnético como aquele que atravessa o centro da seção reta do circuito.

Tabela 6.1: Determinação de H_T para os pontos de operação estudados

Ponto de Operação	B_m (T)	L_N (m)	H_m (kA/m)	L_m (m)	H_T (kA/m)
P1	0.54	0.16	-528.84	0.01	66.02
P2	0.76	0.15	-371.71	0.02	92.81
P3	0.88	0.14	-287.09	0.03	107.54
P4	0.95	0.13	-233.60	0.04	116.68
P5	1.00	0.12	-197.03	0.05	123.02

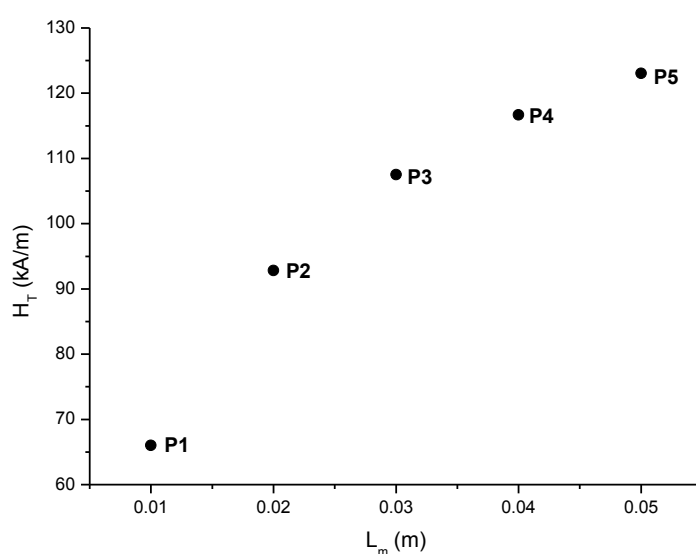


Figura 6.25: Intensidade de campo magnético para magnetização da haste de Terfenol-D, em função dos pontos de operação estudados

O ponto de operação que determina o H_T mais próximo do valor que define a região de operação ideal da haste de Terfenol-D ($H = 82$ kA/m) é P2, o qual desenvolve uma intensidade de campo magnético $H_T = 92.81$ kA/m. Contudo, de forma a compensar eventuais perdas e efeitos de borda é conveniente considerar um ponto de operação mais alto, neste caso, P3. O ponto de operação P3 permite a realização de $H_T = 107.54$ kA/m para um $L_m = 0.03$ m, ou seja, com o emprego de 6 ímãs de NdFeB em série. Então, empregando o ponto de operação P3 para o desenvolvimento do protótipo, obtêm-se a configuração geométrica apresentada na Fig. 6.26 para o sensor de corrente opto-magnético.

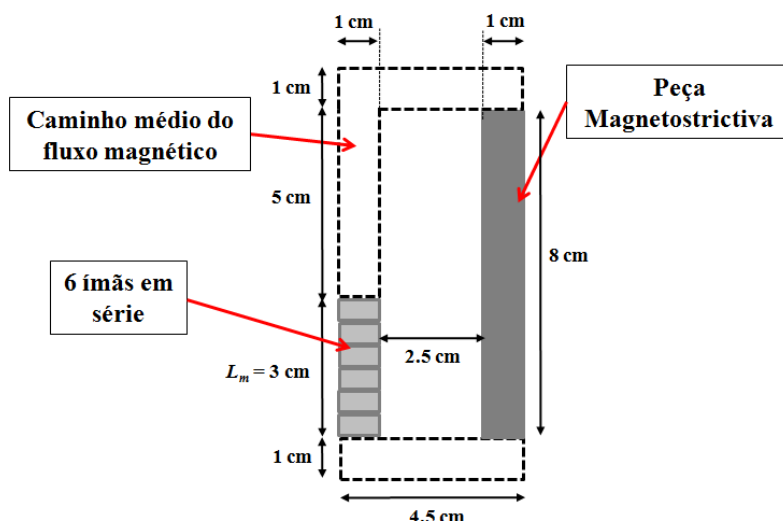


Figura 6.26: Seção reta da configuração geométrica para o sensor de corrente opto-magnético, considerando o ponto de operação P3

6.4.3 Avaliação Experimental do Conjunto de Ímãs em Campos Magnéticos Variáveis no Tempo

Ímãs de NdFeB apresentam uma condutividade elétrica de aproximadamente $0.7 \times 10^{-6} \Omega^{-1}\text{m}^{-1}$, o que geralmente não pode ser negligenciado. Em aplicações onde campos variáveis estão envolvidos, como o desenvolvimento do sensor de corrente opto-magnético, o surgimento de correntes induzidas pode causar perdas, e o aquecimento do conjunto de ímãs, fato que pode ser nocivo ao funcionamento de um sensor no qual redes de Bragg são uma parte essencial.

Para avaliar o comportamento do conjunto de ímãs a ser utilizado, quando imerso em campos magnéticos variáveis, foram conduzidos 10 ciclos experimentais. Em cada ciclo, o conjunto de ímãs foi submetido a correntes elétricas AC (geradas pelo sistema de injeção de correntes que será discutido posteriormente) com amplitudes de aproximadamente 700 A, por um período de 10 minutos. Ainda, foram monitoradas as temperaturas final e inicial do condutor de corrente e dos ímãs, separadamente. É importante ressaltar que uma camada de isopor foi utilizada para isolar termicamente o conjunto de ímãs do condutor de corrente, diminuindo assim a influência do aquecimento do condutor, assim como mostrado no diagrama esquemático da Fig. 6.27.

Na Fig. 6.28 são apresentados os gráficos de temperatura para os 10 ciclos de monitoramento.

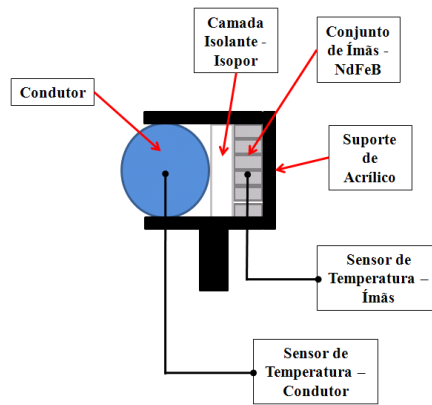


Figura 6.27: Arranjo esquemático para avaliação do efeito de correntes induzidas no conjunto de ímãs de NdFeB

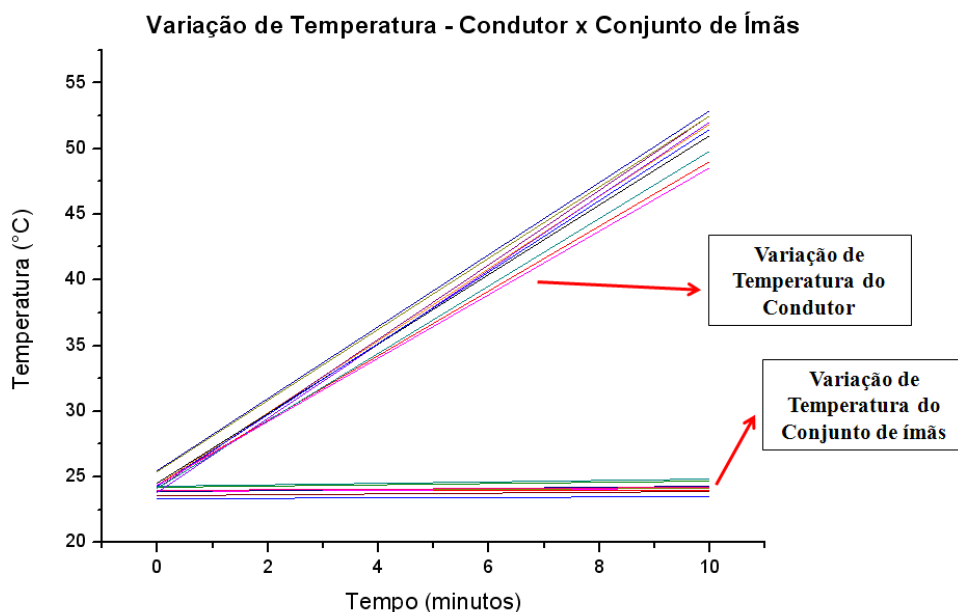


Figura 6.28: 10 ciclos de monitoramento da variação de temperatura do condutor e do conjunto ímãs

Observa-se, a partir de Fig. 6.28, que a variação de temperatura do conjunto de ímãs durante os experimentos pode ser negligenciada, e se deve principalmente ao aquecimento do condutor de corrente, uma vez que a camada de isopor não é perfeita. Assim, é desperzível a influência de correntes induzidas na operação dos ímãs.

6.5 Resposta Estimada do Sensor Opto-Magnético

Nesta seção é desenvolvida a resposta estimada do protótipo de sensor de corrente para a configuração apresentada na Fig. 6.26. Observando o gráfico experimental da resposta opto-magnetostrictiva do transdutor de Terfenol-D (Fig. 6.29), obtido durante os testes realizados no Laboratório de Magnetismo do INMETRO, é

possível desenvolver uma curva que represente de maneira aproximada o comportamento da haste magnetostrictiva operando na região linear.

Tomando dois pontos A e B localizados em extremos da região de operação linear, por exemplo,

$$A : (H_A, \lambda_{BA}) = (55.70 \text{ kA/m}, 1540.35 \text{ nm}) \quad (6.25)$$

$$B : (H_B, \lambda_{BB}) = (183.03 \text{ kA/m}, 1540.98 \text{ nm}) \quad (6.26)$$

obtêm-se uma equação de reta que descreve aproximadamente o comportamento do conjunto opto-magnetostrictivo:

$$\lambda_B = 5 \cdot 10^{-3} H + 1540.07 \text{ nm} \quad (6.27)$$

com H dado em kA/m.

A partir da Eq. 6.27 é possível, ainda, inferir a sensibilidade aproximada do conjunto, a qual é

$$\frac{d\lambda_B}{dH} = 5 \cdot 10^{-3} \frac{\text{nm}}{\text{kA/m}} \quad (6.28)$$

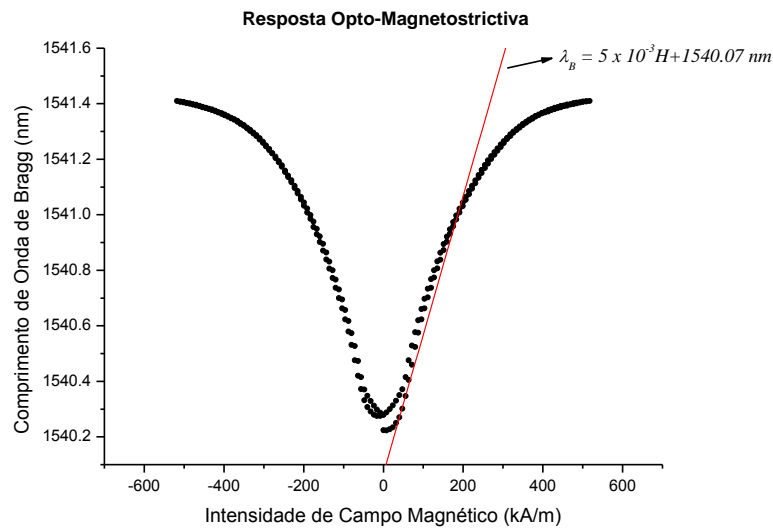


Figura 6.29: Resposta opto-magnetostrictiva do conjunto FBG-haste de Terfenol-D, e reta de aproximação para o comportamento operacional na região linear

A Eq. 6.27 descreve uma boa aproximação da resposta do protótipo operando na região linear não só para campos DC, mas também para campos AC. Ou seja, para o protótipo da Fig. 6.26, a Eq. 6.27 pode ser alterada de tal forma que a variável independente H é substituída por H_{TOTAL} , ou seja,

$$\lambda_B = 5 \cdot 10^{-3} H_{TOTAL} + 1540.07 \text{ nm} \quad (6.29)$$

Daí,

$$\lambda_B = 5 \cdot 10^{-3} (H_T + H_{LT}) + 1540.07 \text{ nm} \quad (6.30)$$

Há duas considerações que podem ser feitas acerca de H_T e H_{LT} . O valor de H_T utilizado é aquele obtido na sub-seção 6.4.2, isto é, $H_T = 107.54 \text{ kA/m}$. Já H_{LT} é dado pela Eq.

6.13, assim $H_{LT} = \frac{I_L}{2\pi D}$, tal que

$$I_L = C \text{sen}(\omega t) \quad (6.31)$$

onde C é a amplitude da corrente elétrica sendo medida, ω é a frequência angular da rede elétrica, e t é o tempo.

Assim, substituindo 6.31, e o módulo de 6.13, em 6.30, tem-se:

$$\lambda_B = 5 \cdot 10^{-3} \left(107.54 \text{ kA/m} + \frac{I_L}{2\pi D} \right) + 1540.07 \text{ nm} \quad (6.32)$$

Considerando a frequência f do sinal na rede elétrica no Brasil é 60 Hz, e que

$$\omega = 2\pi f \quad (6.33)$$

Obtêm-se

$$\lambda_B = 5 \cdot 10^{-3} \left(107.54 \text{ kA/m} + \frac{C \text{sen}(120\pi t)}{2\pi D} \right) + 1540.07 \text{ nm} \quad (6.34)$$

Portanto, a Eq. 6.34 descreve a resposta teórica do protótipo de sensor de corrente opto-magnético proposto em função da amplitude da corrente elétrica sendo monitorada e da distância da haste de Terfenol-D até o centro condutor da LT. Na Fig. 6.30 é apresentado gráfico de simulação da resposta do protótipo em comprimento de onda de Bragg em função da amplitude da corrente elétrica, e considerando o condutor da LT o mais próximo possível da haste magnetostrictiva (Fig. 6.26).

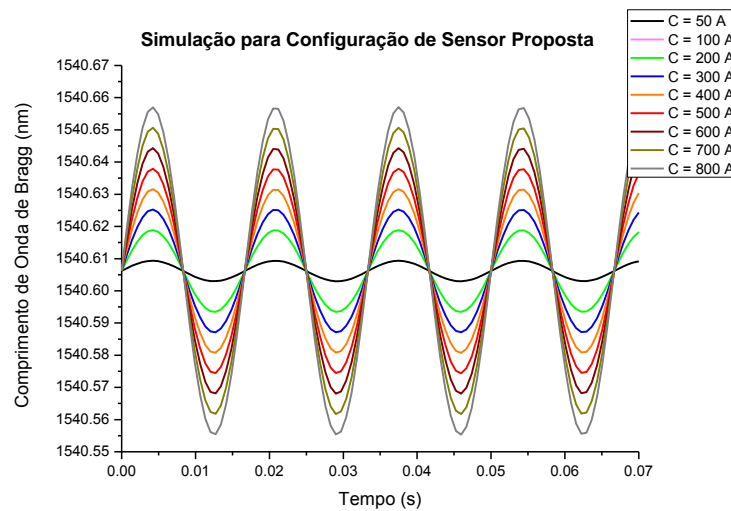


Figura 6.30: Simulação da resposta opto-magnetostrictiva fornecida pelo protótipo de sensor, para diferentes amplitudes de corrente elétrica

A resposta teórica do protótipo de sensor de corrente opto-magnético descrita pela Eq. 6.34, e cuja simulação é apresentada na Fig. 6.30, diz respeito ao pior caso de monitoramento. Ou seja, com o sensor de corrente envolvendo o condutor da linha, uma vez que o ferro-silício possui uma permeabilidade magnética alta, ocorre um incremento da densidade de campo magnético, o que por sua vez possibilita uma maior sensibilidade da resposta do sensor desenvolvido em termos de comprimento de onda de Bragg. O cálculo do valor exato de H_{LT} , contudo, foge do escopo deste trabalho.

6.6 Montagem Experimental Preliminar do Protótipo Sensor

Foi desenvolvida em laboratório uma versão preliminar da cabeça de sensor, construída utilizando lâminas de ferro-silício de um transformador não mais em funcionamento. Durante a montagem do núcleo magnético de ferro-silício é considerada a existência de correntes induzidas, uma vez que o conjunto sensor está submetido a campos magnéticos alternados. Assim, ao invés de um núcleo sólido, é implementado um caminho magnético laminado (cada lâmina é isolada por verniz isolante), de tal maneira que o efeito de eventuais correntes induzidas possa ser reduzido, assim como mostrado na Fig. 6.31.

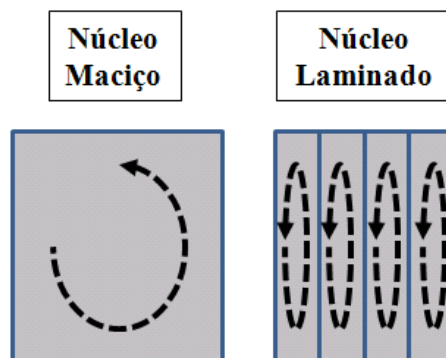


Figura 6.31: Redução das correntes induzidas devido à laminação do núcleo magnético

Apesar da espessura média utilizada nas lâminas em núcleos de transformadores ser da ordem 0.35 mm, como descrito por Kulkarni *et al.* [52], para pequenos transformadores a espessura máxima das lâminas pode ser 0.5 mm, e este será o valor adotado para construção do sensor de corrente, como apresentado na Fig. 6.32. De fato, quanto mais finas as lâminas, maior o tempo de montagem do núcleo, conseqüentemente mais elevados os custos. Na Fig. 6.33 é apresentada uma foto do protótipo montado artesanalmente em laboratório, de maneira que os primeiros testes possam ser conduzidos.

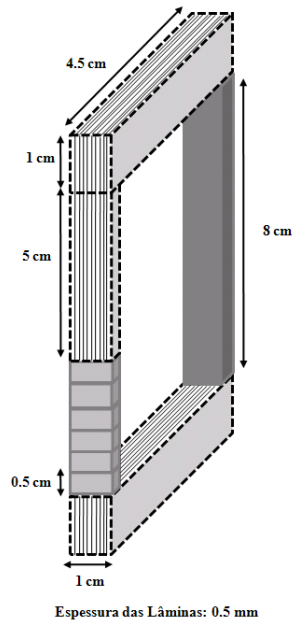


Figura 6.32: Concepção do circuito de magnético do sensor de corrente opto-magnético com núcleo laminado (espessura de laminação de 0.5 mm)

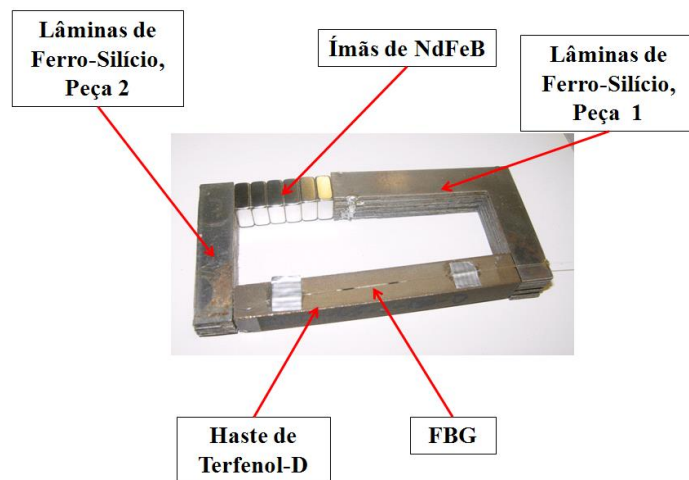


Figura 6.33: Protótipo do circuito de magnético do sensor de corrente opto-magnético montado em laboratório, com núcleo laminado (espessura de laminação de 0.5 mm)

6.6.1 Experimentos em Laboratório com Protótipo Preliminar

Experimentos foram conduzidos para averiguação do funcionamento do circuito de magnetização projetado e da viabilidade do sensor de corrente desenvolvido. Para os primeiros testes, foi empregado um sistema de injeção de corrente construído a partir de dois transformadores de corrente em série (citado na sub-seção 6.4.2); os TCs foram conectados inversamente, isto é, entrada pelo terminal secundário e saída pelo primário. Os dois TCs em série permitem variar a corrente de zero até cerca de 800 A, a obtenção de valores acima do limite superior da faixa de medida podem danificar o dispositivo. Para variar a corrente de entrada dos TCs optou-se por um transformador variável de

5 kW. A corrente então percorre um enlace condutor construído com um cabo de cobre isolado apropriado para suportar até 1000 A. O enlace de corrente é conectado em série com um resistor shunt de precisão que produz um sinal de saída de 0.05 mV/A. Neste enlace é possível conectar o sensor de corrente proposto e ainda transdutores do tipo alicate amperímetro ou bobina. Todo o conjunto é afixado num suporte de madeira, de forma que o deslocamento do sistema, caso necessário, possa ser realizado de maneira prática. Na Fig. 6.34 é apresentado um diagrama esquemático de montagem do sistema de testes.

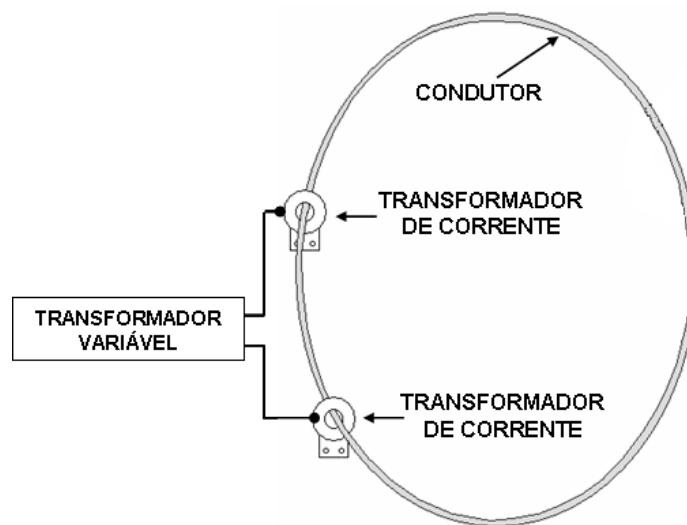


Figura 6.34: Diagrama esquemático do sistema de injeção de corrente para testes

O procedimento de testes utilizando o sistema de injeção de corrente inclui a alocação tanto de sensores comerciais quanto do próprio sistema opto-magnético desenvolvido neste trabalho. O condutor, preparado em *loop* fechado, e simulando as condições de operação de uma linha de transmissão aérea, é monitorado pelo sensor de corrente opto-magnético; a corrente desenvolvida no condutor é variada através de um transformador variável (VARIAC) conectado aos transformadores de corrente. Para comparação, uma pinça de corrente AC conectada a um osciloscópio digital também é disposto junto ao enlace condutor, de forma que os valores apresentados por esse instrumento sejam considerados valores de referência. O diagrama esquemático de testes é apresentado na Fig. 6.35.

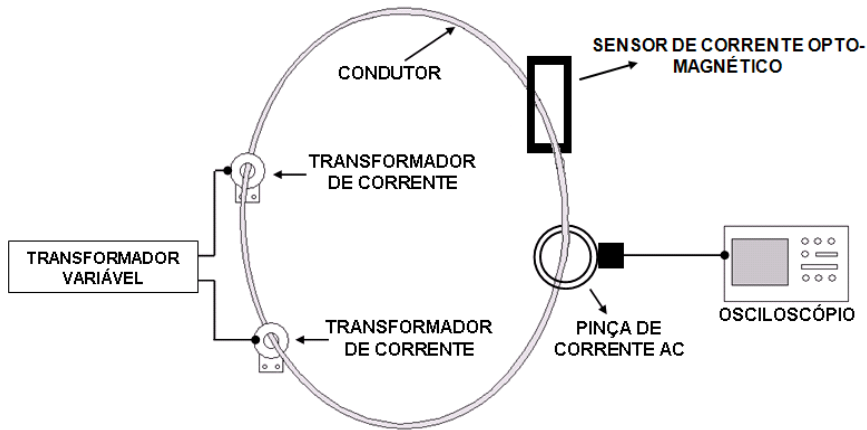


Figura 6.35: Diagrama esquemático de testes, apresentando o sensor de corrente montado em laboratório envolvendo o condutor

O arranjo óptico utilizado para a demodulação dos sinais de corrente AC emprega a interferometria de Fabry-Perot e um circuito fotodetector-amplificador, com pequenas variações em relação ao esquema de demodulação apresentado na seção 5.3. Uma fonte de luz ASE incide sobre a FBG fixada sobre a haste de Terfenol-D (mostrada na Fig. 6.33) através do circulador óptico (conectores 1 e 2), e o sinal refletido, a partir do conector 3, atinge o filtro sintonizável de Fabry-Perot. Dessa forma, o sinal que atinge o fotodetector, é, então, uma intersecção entre os espectros do filtro e do sensor, e o sinal elétrico gerado é amplificado e monitorado através do osciloscópio da Fig. 6.35. Assim, tem-se o arranjo de demodulação da Fig. 6.36.

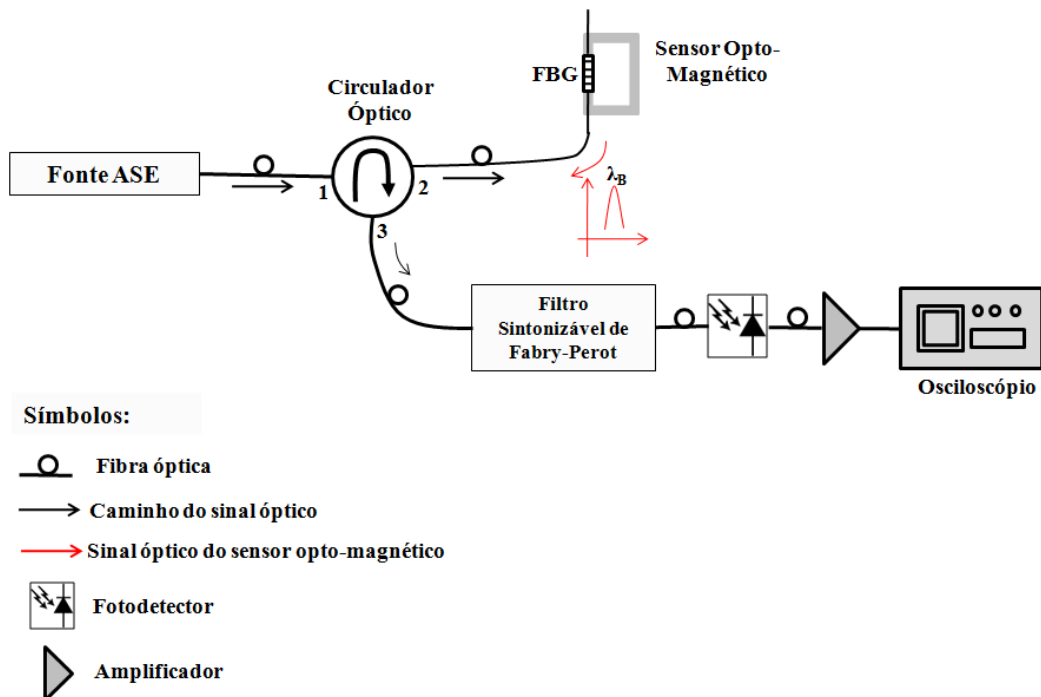


Figura 6.36: Diagrama do arranjo óptico de demodulação do sinal de medição do sensor de corrente opto-magnético montado em laboratório

Entre as Figs. 6.37 e 6.44 são apresentadas as respostas do sensor opto-magnético para diferentes amplitudes de corrente elétrica estabelecidas no sistema de injeção de corrente da Fig. 6.35 (de 100 A_{RMS} a 800 A_{RMS}), obtidas a partir da tela do osciloscópio (modelo RIGOL DS1102C, 2 canais). Naquelas figuras, os gráficos em azul representam a resposta do sensor desenvolvido, enquanto que os gráficos em vermelho são os sinais de corrente fornecidos pela pinça de corrente AC comercial (modelo Fluke i2000 FLEX, escala 1 mV/A). São apresentados também, entre as Figs. 6.45 e 6.52 (de 100 A_{RMS} a 800 A_{RMS}), os resultados da conversão dos sinais do domínio do tempo para o domínio da frequência, utilizando o software OriginPro8, através da Transformada Rápida de Fourier (FFT – *Fast Fourier Transform*), de maneira que as componentes harmônicas do sinal possam ser avaliadas.

Na Fig. 6.53 é mostrado o condutor de corrente junto ao sensor proposto, o qual é fixado utilizando peças de acrílico presas por parafusos, durante a realização dos experimentos.

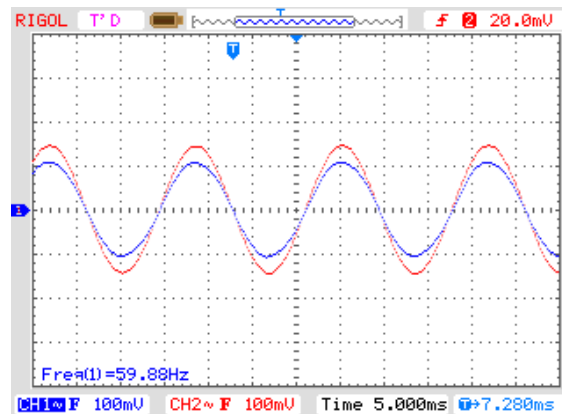


Figura 6.37: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 100 A_{RMS}

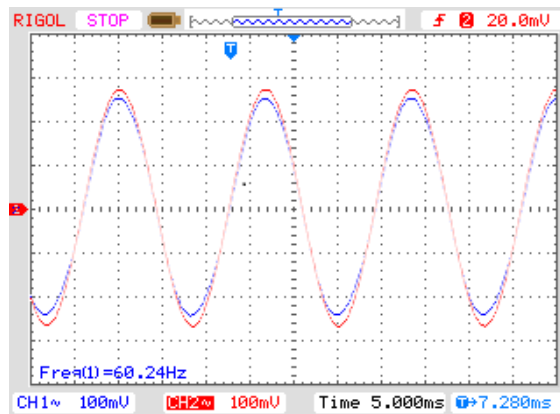


Figura 6.38: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 200 A_{RMS}

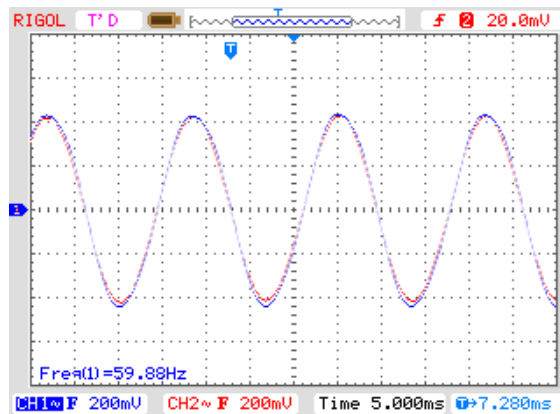


Figura 6.39: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 300 A_{RMS}

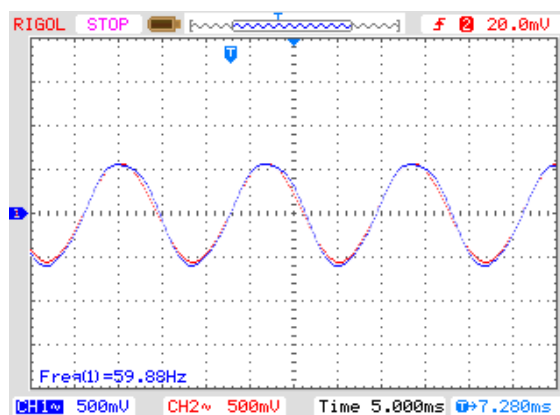


Figura 6.40: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 400 A_{RMS}

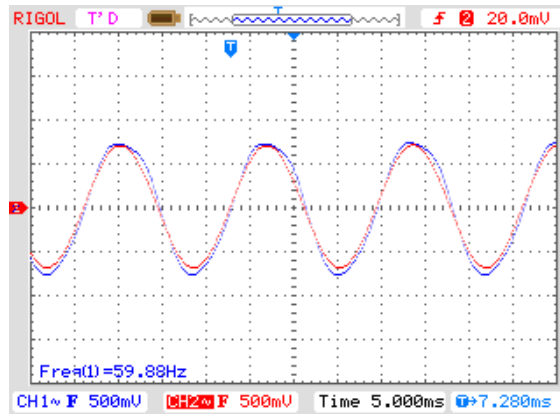


Figura 6.41: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 500 A_{RMS}

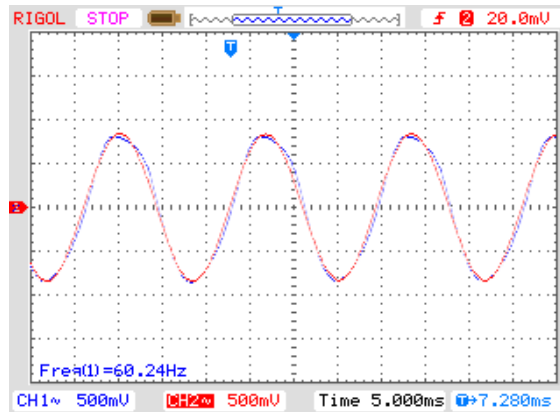


Figura 6.42: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 600 A_{RMS}

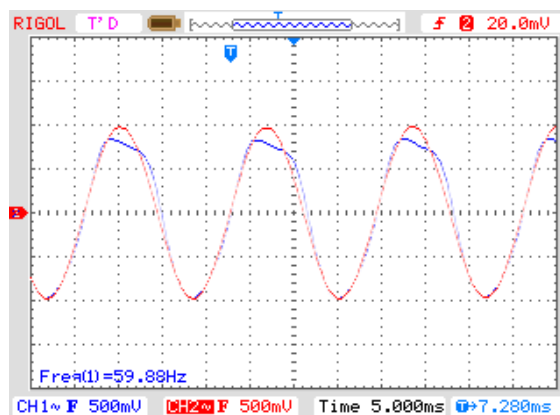


Figura 6.43: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 700 A_{RMS}

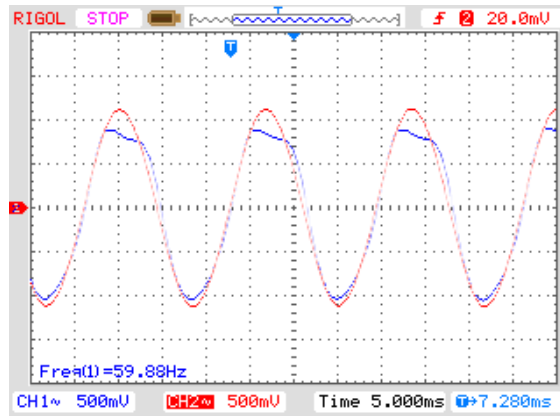
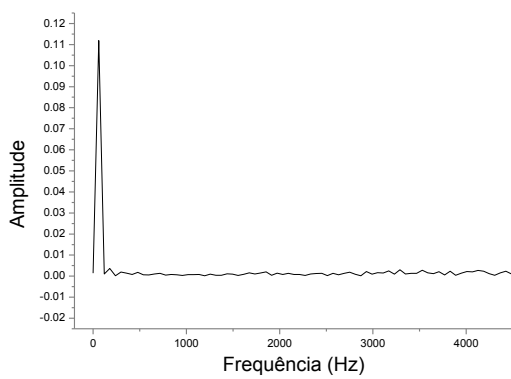
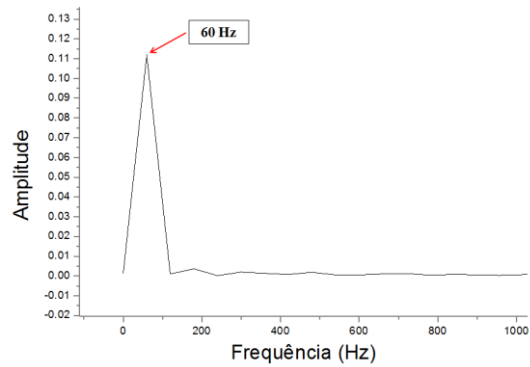


Figura 6.44: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 800 A_{RMS}

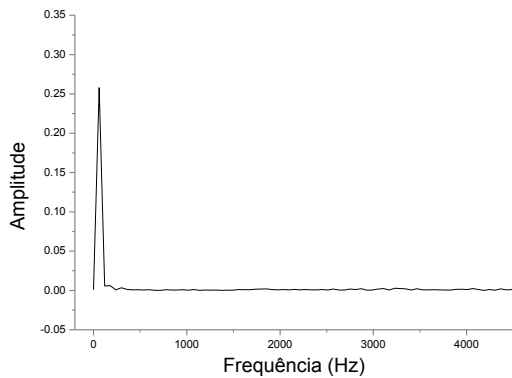


(a)

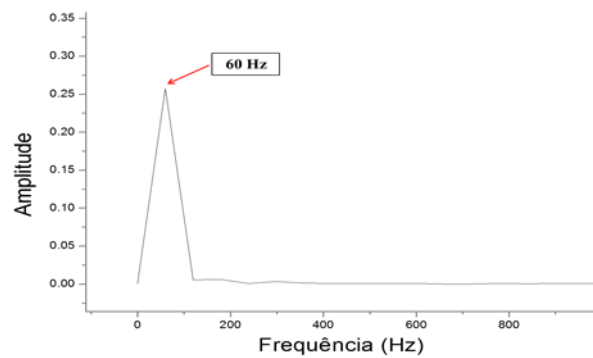


(b)

Figura 6.45: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (100 A_{RMS});
(b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

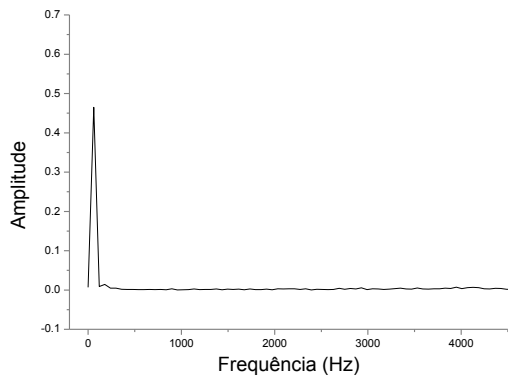


(a)

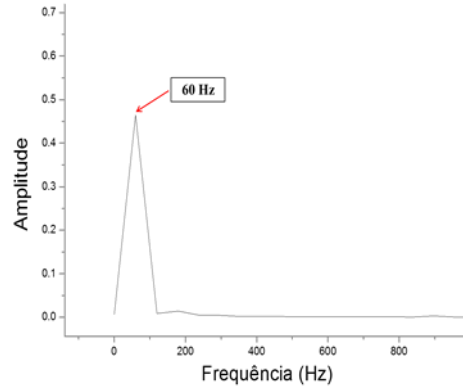


(b)

Figura 6.46: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (200 A_{RMS});
(b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

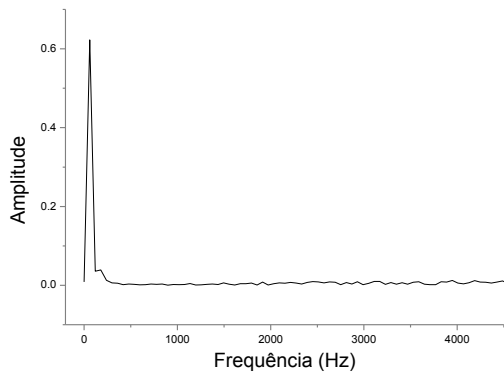


(a)

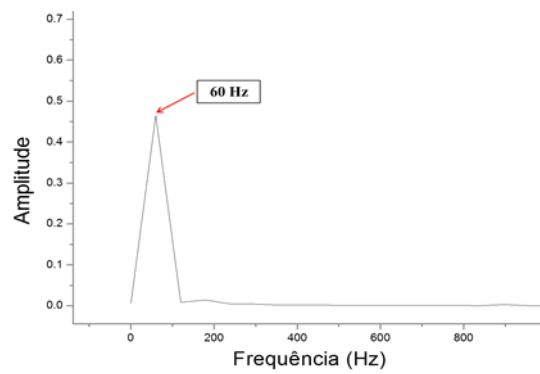


(b)

**Figura 6.47: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (300 A_{RMS});
(b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal**

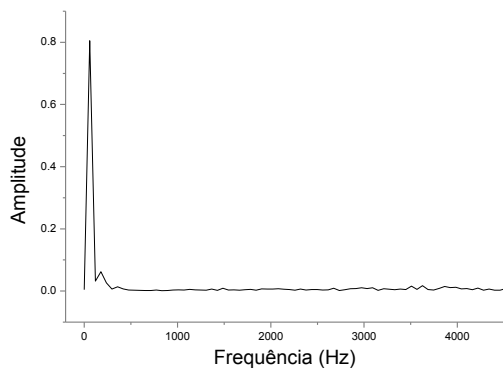


(a)

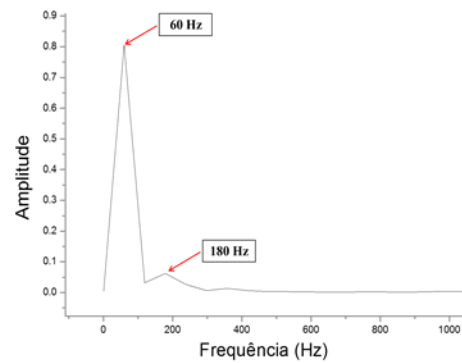


(b)

**Figura 6.48: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (400 A_{RMS});
(b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal**



(a)



(b)

**Figura 6.49: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (500 A_{RMS});
(b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal**

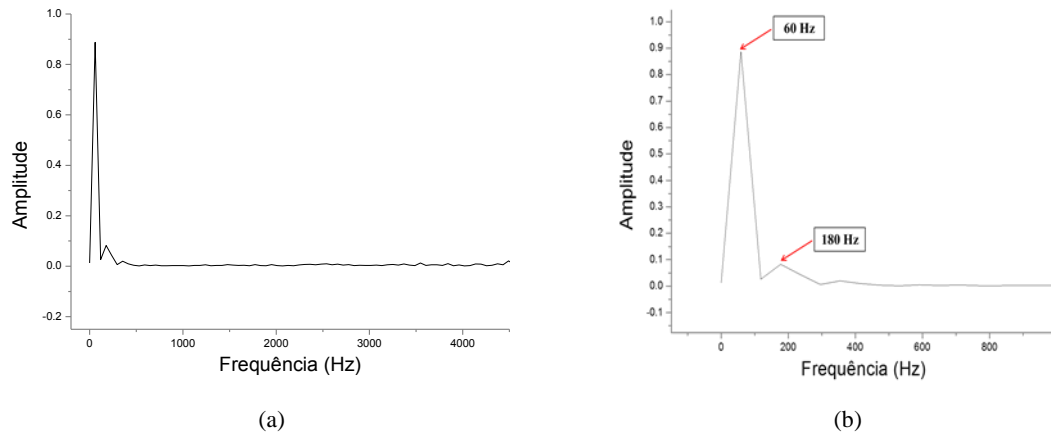


Figura 6.50: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (600 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

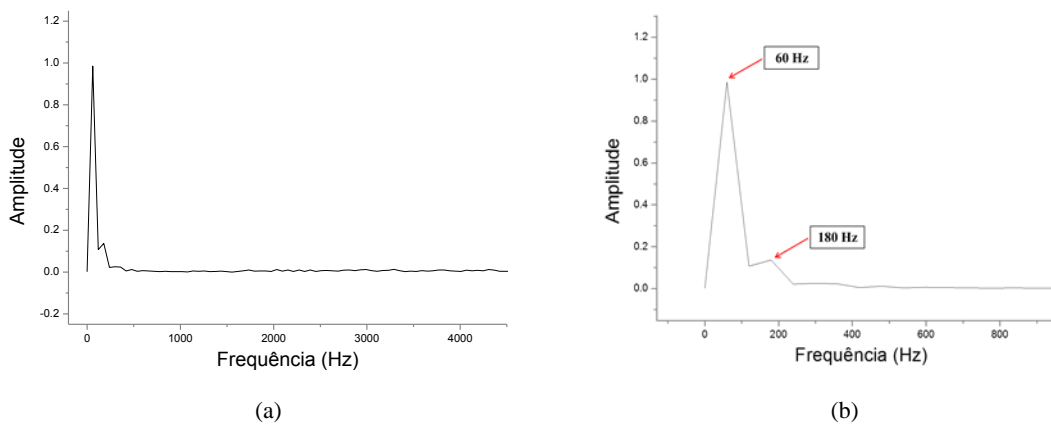


Figura 6.51: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (700 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

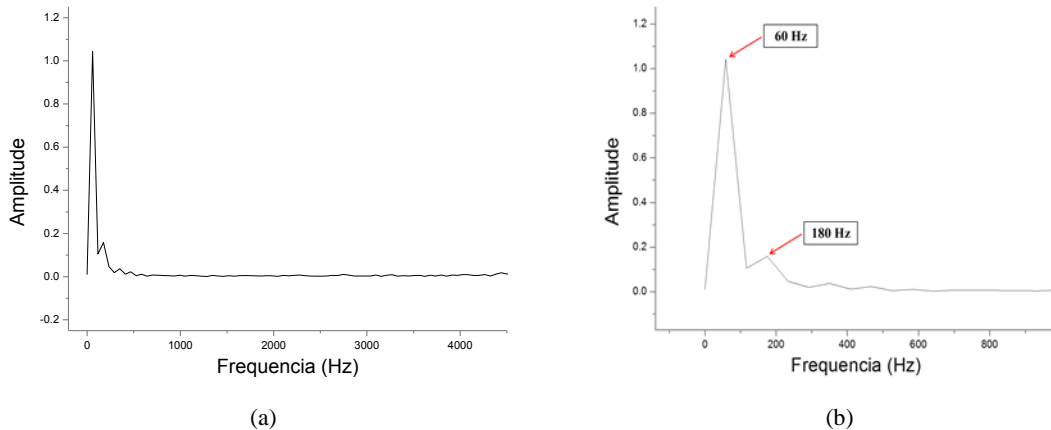


Figura 6.52: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (800 A_{RMS}); (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

Observa-se, a partir dos resultados obtidos e apresentados entre as Figs. 6.37 e 6.44 , que o sinal proveniente do sensor opto-magnético apresenta uma frequência de 60 Hz, devido ao advento do circuito de magnetização projetado, indicando a operação da haste magnetostrictiva em sua região linear, mas não necessariamente no ponto de

operação ótimo, ao contrário das respostas apresentadas nas Figs. 5.14 e 5.15. No entanto, nota-se que a partir de aproximadamente 500 A_{RMS} o semi-ciclo positivo do sinal senoidal obtido começa a apresentar características de saturação, fato que pode ter origem numa possível polarização magnética ineficiente da haste de Terfenol-D.

A avaliação da Transformada Rápida de Fourier das formas de onda de saída do sensor refletem os mesmos aspectos observados no domínio do tempo. Para amplitudes de corrente relativamente baixas não há a presença de componentes harmônicas relevantes, contudo, a partir de 500 A_{RMS} a amplitude da terceira harmônica (180 Hz) é acentuada. A quantidade de harmônicas é sinônimo de uma forma de onda deformada, propriedade que é avaliada através do cálculo da Distorção Harmônica Total (DHT), notação que define a importância do conteúdo harmônico em sinais alternados. A DHT é calculada por

$$DHT = \frac{\sqrt{\sum_{i=2}^n V_i^2}}{V_1} \quad (6.35)$$

onde V_i é a tensão eficaz da harmônica de ordem n e V_1 é a tensão eficaz da frequência fundamental, que neste caso específico é 60 Hz.

Ou seja, quanto maior o conteúdo de harmônicas, mais elevada é a Distorção Harmônica Total. Assim, as causas da saturação do semi-ciclo positivo do sinal de saída, que acarreta no aumento da distorção, serão investigadas e discutidas na próxima seção.

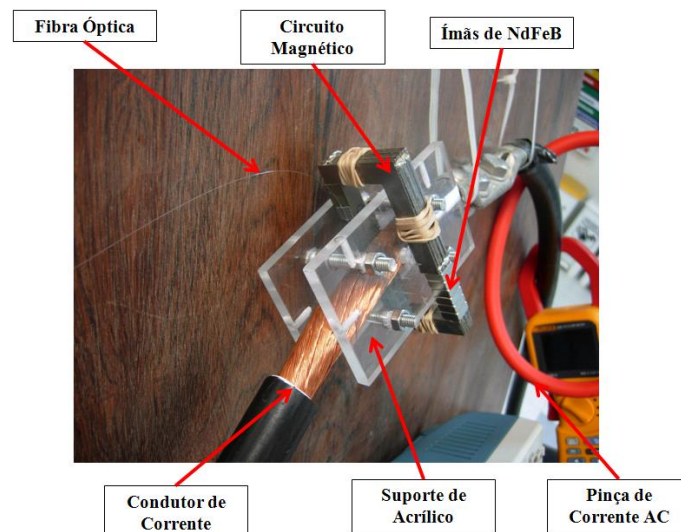


Figura 6.53: Configuração do arranjo experimental para os testes com o sensor opto-magnético construído em laboratório

6.7 Estudo da Saturação em Sinais de Corrente de Amplitude Elevada

As respostas do sensor opto-magnético mostradas entre as Figs. 6.41 e 6.44, ou seja, para correntes com valores eficazes a partir de 500 A, apresentam características de saturação para os semi-ciclos positivos de corrente. Discute-se a possibilidade de a pilha de ímãs não ser adequada ao perfeito funcionamento do circuito de magnetização, uma vez que altas relutâncias seriam adicionadas ao circuito magnético devido tanto à baixa permeabilidade magnética do NdFeB quanto ao comprimento da haste de Terfenol-D, de forma que uma parte das linhas de campo geradas pela fonte de campo magnético DC não seria adequadamente conduzida pelo circuito magnético.

Uma das maneiras de proceder com uma investigação acerca do correto funcionamento do circuito magnético de polarização é empreendendo simulações por meio do Método dos Elementos Finitos (FEM – *Finite Element Method*), no qual para análise do problema são especificados a geometria, propriedades do material e as formas de excitação (elétrica ou magnética) para o dispositivo em estudo. Empregando o FEM, divide-se a estrutura do dispositivo em várias regiões menores, o que permite que um sistema computadorizado encontre a solução de campo para cada região separadamente. Assim, quanto menores as regiões, mais precisa será a solução final.

O software utilizado para realização das simulações magnetostáticas por FEM é o Ansoft Maxwell, versão 14.0.0. O Ansoft Maxwell é um software interativo utilizado na resolução de problemas eletromagnéticos em duas dimensões (2D) e três dimensões (3D). O estudo de eletromagnetismo envolve a análise de importantes grandezas, como o campo elétrico, o potencial elétrico, o campo magnético e o potencial magnético vetorial. Tais grandezas são empregadas na descrição do comportamento eletromagnético de diversos fenômenos e dispositivos, como um capacitor, relés, transformadores elétricos, motores e geradores elétricos, ou descargas atmosféricas. Contudo, a modelagem matemática dos fenômenos eletromagnéticos é geralmente feita a partir de equações diferenciais parciais (EDPs). Em alguns casos particulares, nos quais o problema apresenta uma geometria com simetria adequada, a EDP pode ter sua complexidade reduzida, permitindo sua resolução analítica através de integração e/ou diferenciação direta. Na maioria dos casos práticos, porém, verifica-se que a geometria não apresenta uma simetria adequada (geralmente com variação de grandezas em duas ou três dimensões), fazendo com que a resolução destas EDPs torne-se um problema não-trivial e, em alguns destes casos, faz-se necessária inclusive a aplicação de métodos

numéricos para a obtenção de uma solução precisa do problema estudado (OLIVEIRA *et al.* [53]).

Dentre os principais métodos numéricos existentes para resolução de problemas de campos eletromagnéticos, o FEM tem adquirido grande importância desde a sua criação na década de 1960, devido a duas principais vantagens: flexibilidade do método na modelagem de problemas complexos e elevada precisão nos resultados. Com o auxílio deste método é possível proceder com uma modelagem precisa e fiel de diversas situações práticas, no contexto do eletromagnetismo, tais como a distribuição do campo elétrico e das linhas equipotenciais entre as placas de um capacitor ou do fluxo magnético através do núcleo de um motor elétrico. Considerando ainda que a análise de um problema de eletromagnetismo pelo FEM parte da geometria do mesmo, tal método pode ser utilizado como uma ferramenta de análise conjunta das características geométricas e dos fenômenos eletromagnéticos relacionados ao problema apresentado. Assim, o princípio de utilização do FEM é a divisão de um único problema descrito por uma pequena quantidade de EDPs (geralmente difíceis de serem resolvidas analiticamente), em diversos problemas menores (ou “elementos finitos”), onde cada um destes elementos finitos é descrito por um sistema de equações algébricas, cuja resolução é bem mais simples do que a resolução das EDPs originais do problema.

6.7.1 Desenvolvimento do Modelo do Circuito Magnético em Ambiente de Simulação

O ambiente de simulação do Ansoft Maxwell é apresentado na Fig. 6.54, no qual as peças que compõem os sensores opto-magnéticos de corrente desenvolvidos são geradas. Tais peças (como seções de ferro-silício, ímãs permanentes, hastes de Terfenol-D) são geradas por meio de ferramentas de desenho, e materiais diversos podem ser atribuídos às peças desenhadas. A configuração do sensor, em ambiente de simulação Ansoft Maxwell, é apresentada na Fig. 6.55, construída com as mesmas dimensões estimadas na Fig. 6.26.

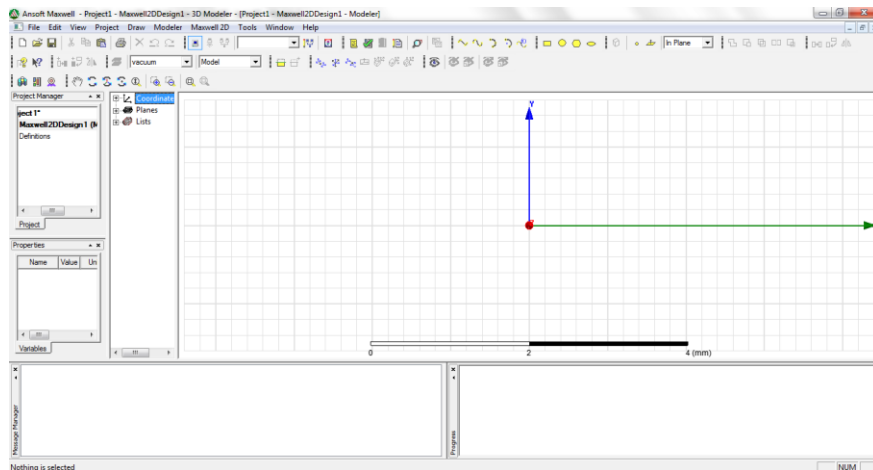


Figura 6.54: Ambiente para desenvolvimento das simulações 2D no Ansoft Maxwell

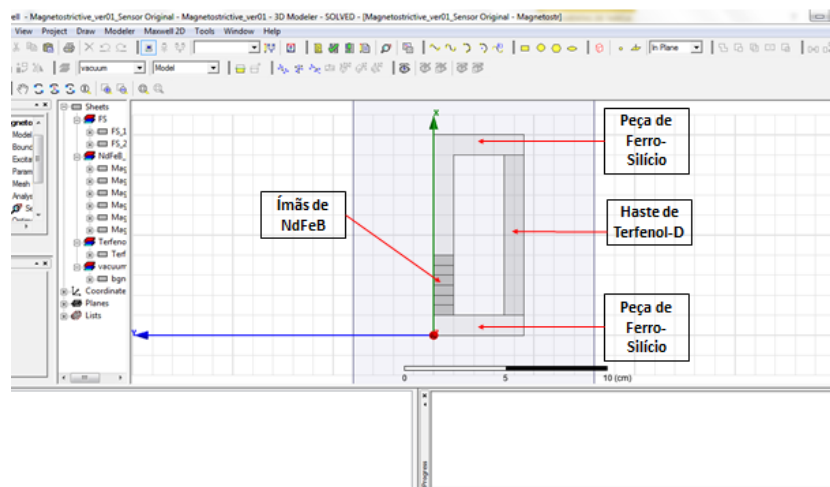


Figura 6.55: Concepção da configuração geométrica para o sensor de corrente opto-magnético, com seis ímãs de NdFeB como fonte de campo magnético DC, construído em ambiente de simulação

O Maxwell possui uma biblioteca com as características de uma variedade de materiais de tal maneira que estes aspectos possam ser atribuídos aos objetos construídos, permitindo assim a simulação. Contudo, os três materiais utilizados na construção do protótipo não estão incluídos no banco de dados do software – Terfenol-D, ferro-silício e NdFeB - de tal modo que devem ser criados e incluídos na biblioteca. No caso do ímã permanente de NdFeB apenas é preciso informar ao software os valores da permeabilidade e coercitividade (H_C) magnéticas, e a curva de demagnetização necessária para a simulação é automaticamente calculada; estes valores são fornecidos em folha de dados pelo fabricante (UK Magnets). O ferro-silício e o Terfenol-D apresentam características não lineares, fato que requer que o usuário informe ao software as curvas $B \times H$ de ambos os materiais. O comportamento que foi usado para o ferro-silício foi obtido em NICOLAIDES [54], e é apresentado na Fig. 6.56.

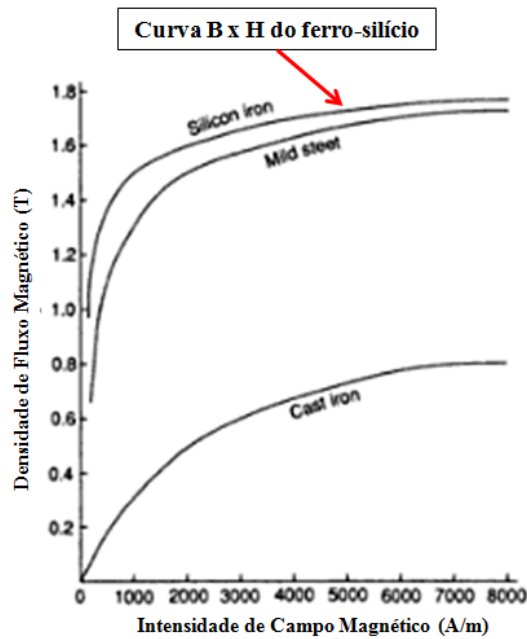


Figura 6.56: Curva BxH para o ferro-silício utilizada nas simulações (adaptado de NICOLAIDES [54])

O comportamento B x H da haste de Terfenol-D, obtido através de experimento realizado no Instituto de Física Gleb Wataghin da Universidade Estadual de Campinas (IFGW-UNICAMP), é apresentado na Fig. 6.57.

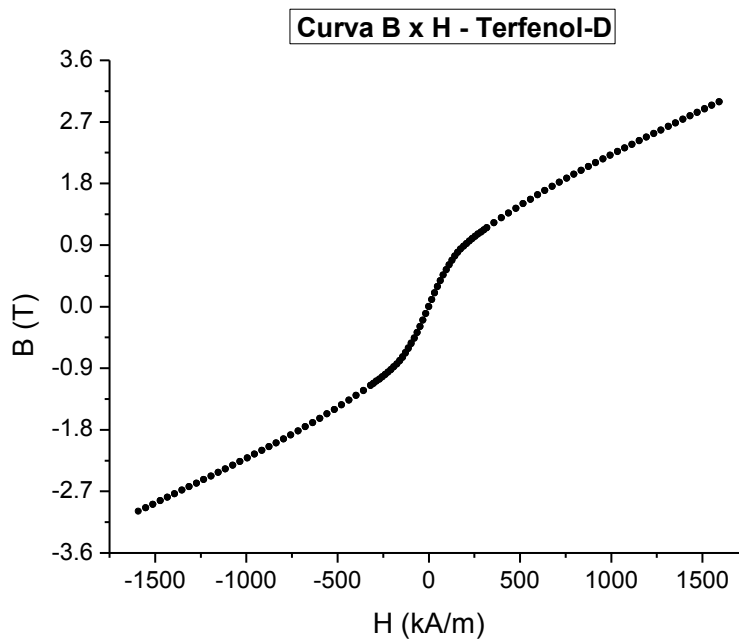


Figura 6.57: Curva BxH para o Terfenol-D utilizada nas simulações

Com estas informações é possível especificar os parâmetros de solução e gerar uma solução magnetostática, a qual permite determinar os valores das magnitudes tanto do fluxo magnético no sensor de corrente quanto da intensidade de campo magnético; além de uma visualização do comportamento destes aspectos na peça. Na Fig. 6.58 é

apresentado o resultado da simulação para o protótipo, no qual são mostrados os valores obtidos para a magnitude da intensidade do campo magnético (H) e as linhas de fluxo em todas as peças que compõem o circuito magnético. Observa-se a partir da Fig. 6.58 que uma região limite para a simulação deve ser definida, de tal forma que a simulação possa ser realizada.

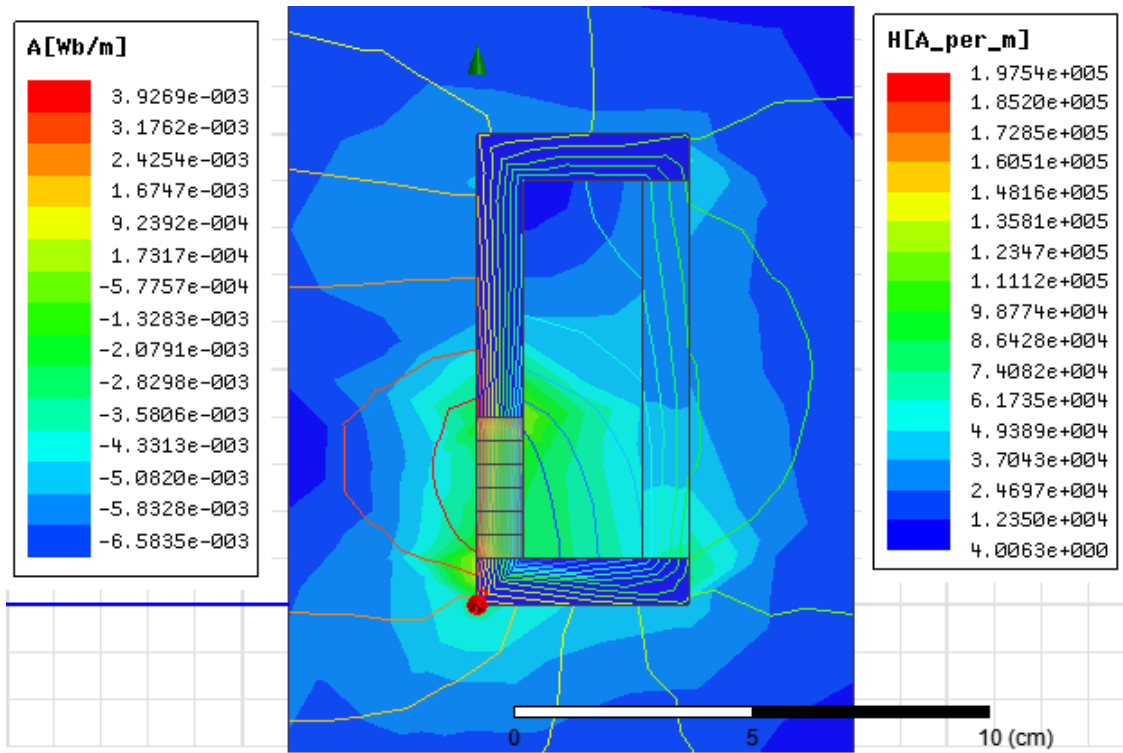


Figura 6.58: Simulação por método dos elementos finitos para o circuito magnético do protótipo do sensor de corrente opto-magnético desenvolvido

Percebe-se que pelo fato de a haste de Terfenol-D ter um grande comprimento (o Terfenol-D possui uma baixa permeabilidade magnética relativa) e de ser empregada uma quantidade grande de ímãs (seis) há a presença de relutâncias elevadas no circuito projetado, fato que ocasiona uma grande dispersão do fluxo magnético e produz um valor de H_T simulado (aproximadamente 50 kA/m) que é aproximadamente metade do valor teórico desejado (107.54 kA/m); porém, tal fato não significa que a haste magnetostrictiva não esteja operando na região linear, indica que não está operando no ponto ótimo da região linear. Contudo, a falha em desenvolver um valor de H_T adequado é a principal causa para a saturação no semi-ciclo positivo do sinal de corrente apresentado entre as Figs. 6.41 e 6.44, uma vez que uma polarização ineficiente reduz a faixa de excursão do sinal. Assim, procedimentos para mitigação das falhas de

polarização magnética e para adequação do sensor opto-magnético para medição de correntes acima de 500 A serão discutidos no Capítulo 7.

Capítulo 7

Protótipos do Sensor Opto-Magnético Polarizados

O sensor de corrente opto-magnético desenvolvido no Capítulo 6 apresentou características de operação competitivas, quando comparadas, por exemplo, com a pinça de corrente comercial empregada como referência, particularmente em termos de sensibilidade do conjunto ao campo magnético gerado pelo condutor. No entanto, a partir de correntes com valores eficazes de aproximadamente 500 A, o sinal de saída do sensor apresenta saturação no semi-ciclo positivo, revelando uma não efetividade no procedimento de polarização da haste magnetostrictiva. São propostos, então, dois métodos para adequação do sensor opto-magnético, de maneira que os efeitos de saturação sejam mitigados.

O primeiro método (Protótipo 1) diz respeito à alocação do circuito magnético de polarização junto ao condutor de corrente. No protótipo desenvolvido no Capítulo 6 é considerado que o sensor envolve a linha de transmissão, consistindo em um esquema de posicionamento semelhante ao dos sensores de corrente que empregam a Lei de Ampère. Nesta situação específica, o circuito magnético não atua apenas na condução do fluxo magnético DC, influenciando também no campo magnético AC que interage com o conjunto peça de Terfenol-D/rede de Bragg. Ou seja, a interação entre a haste magnetostrictiva e o campo magnético AC gerado pela corrente é incrementado devido à presença do circuito magnético envolvendo o condutor, o que, conseqüentemente, produz um sinal de saída com sensibilidade elevada. Tal sensibilidade elevada, pelo fato de a haste não estar operando no ponto ótimo da região linear ($H_T = 82 \text{ kA/m}$), pode levar à saturação do material magnetostrictivo quando a amplitude do sinal AC for elevada, o que de fato é constatado pelo monitoramento do sinal refletido pela rede de Bragg fixada à haste de Terfenol-D. Assim, uma redução da sensibilidade leva a uma redução da excursão do sinal, evitando assim que a peça de Terfenol-D opere fora da região linear. Isto pode ser obtido alocando o condutor fora do enlace do circuito magnético, porém, ainda mantendo a peça magnetostrictiva próxima da LT, e esta configuração será avaliada na seção 7.1.

Já o desenvolvimento do segundo método (Protótipo 2) pretende alterar as dimensões do sensor opto-magnético. Uma redução no comprimento da haste de Terfenol-D permite o desenvolvimento de um circuito de magnetização mais eficiente devido não só à redução da relutância associada à haste magnetostrictiva, mas também à mudança na disposição dos ímãs permanentes no circuito magnético, fato que será discutido na seção 7.2. Porém, a redução do tamanho da peça magnetostrictiva está restrita pelo comprimento da rede de Bragg, uma vez que a FBG deve ser fixada sobre a haste de Terfenol-D. Assim, além de uma magnetização mais eficiente, o que necessariamente deve evitar a saturação do sinal de saída, também é possível o desenvolvimento de um sensor menor e mais compacto.

7.1 Protótipo 1: Alocação do Condutor da Linha de Transmissão por Fora do Enlace do Sensor Opto-Magnético

O Protótipo 1 do sensor opto-magnético envolve a alocação do esquema de medição de tal maneira que o circuito magnético não esteja em volta do condutor da LT, porém, a haste magnetostrictiva ainda deve estar numa localização tal que possa interagir eficientemente com o campo magnético alternado. Ou seja, a configuração apresentada na Fig. 7.1 é a que atende a estes requisitos.

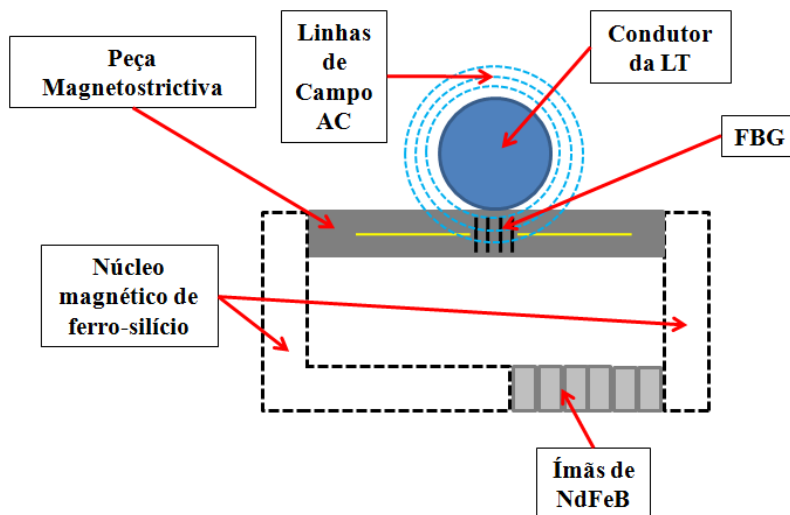


Figura 7.1: Concepção do sensor de corrente opto-magnético alocado próximo ao condutor da linha de transmissão – Protótipo 1

7.1.1 Experimentos e Resultados – Protótipo 1

O Protótipo 1 foi testado empregando o mesmo sistema de injeção de corrente que simula a operação de uma LT descrito na sub-seção 6.6.1, e mostrado na Fig. 6.35. Como referência, uma pinça de corrente comercial ligada a um osciloscópio também foi

utilizada, assim como nos experimentos anteriormente procedidos. Duas técnicas foram empregadas para demodular a variação do comprimento de onda de Bragg.

Na primeira técnica foi utilizado um interrogador óptico comercial, modelo Micron Optics Sensing Interrogator sm130, o qual provê uma taxa de amostragem de 1 kHz; os dados são então enviados para um computador para apresentação, via conexão Ethernet. Este esquema de monitoramento, mostrado na Fig. 7.2, produziu formas de onda que foram comparadas com as previsões teóricas apresentadas na Fig. 6.30, uma vez que o sinal de saída é apresentado em termos de comprimentos de onda de Bragg. Porém, esta abordagem é vantajosa apenas para aplicações em laboratório, visto que demoduladores comerciais de redes de Bragg são bastante caros e não aplicáveis para o monitoramento em linhas de transmissão em casos nos quais sistemas competitivos para substituir transformadores de corrente indutivos convencionais estão sendo investigados e buscados.

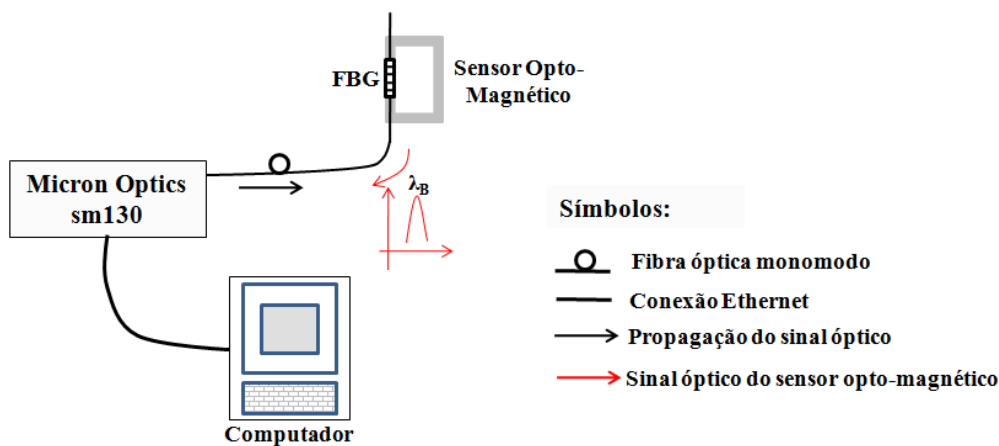


Figura 7.2: Demodulação utilizando um interrogador óptico comercial para comparação entre a previsão teórica e as respostas experimentais

O experimento é procedido pelo estabelecimento de correntes com magnitudes entre 100 A_{RMS} e 800 A_{RMS} (em intervalos de 100 A_{RMS}) no condutor do sistema de injeção de corrente, enquanto os dados providos pelo interrogador são salvos. As formas de onda de saída obtidas, ou seja, a resposta do sensor em termos de comprimentos de onda de Bragg, estão mostradas na Fig. 7.3. É importante mencionar que o interrogador sm130 prôve formas de onda de medição consideravelmente ruidosas, como pode ser observado na Fig. 7.3, na qual nenhum procedimento de filtragem foi aplicado. Este é motivo pelo qual os experimentos não foram iniciados com amplitudes de corrente mais baixas, uma vez que são altamente influenciadas por interferências.

Há diferenças entre os comprimentos de onda de Bragg λ_B teóricos e experimentais quando a corrente sendo monitorada é zero. Enquanto o λ_B teórico é aproximadamente 1540.606 nm (Fig. 6.30), o λ_B experimental é aproximadamente 1540.525 nm, uma diferença de 0.081 nm, valor que é aceitável visto que o projeto do circuito magnético é executado a partir de várias concessões, como por exemplo, a desconsideração do fluxo magnético de dispersão. Por outro lado, as variações experimentais de λ_B observadas são similares às variações obtidas teoricamente; por exemplo, a variação experimental de λ_B , quando uma corrente de 800 A_{RMS} é monitorada, é 0.1023 nm, enquanto que a variação esperada é de 0.1020 nm, fato que assegura a eficiência do projeto do sensor em termos de sensibilidade do comprimento de onda de Bragg em função da corrente elétrica.

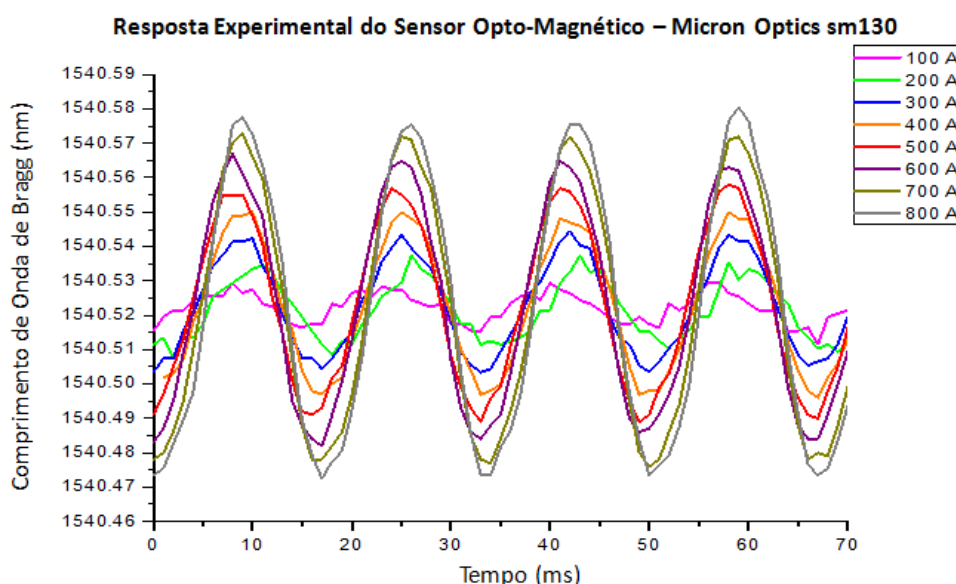


Figura 7.3: Resposta experimental do sensor opto-magnético de (Protótipo 1) para diferentes amplitudes de corrente elétrica

A segunda técnica de demodulação consiste na utilização do aparato óptico descrito na sub-seção 6.6.1, e apresentado na Fig. 6.36, na qual o filtro de Fabry-Perot é usado. Entre as Figs. 7.4 e 7.11 são apresentadas as respostas do sensor opto-magnético (Protótipo 1) para diferentes amplitudes de corrente elétrica estabelecidas no sistema de injeção de corrente (de 100 A_{RMS} a 800 A_{RMS}), obtidas a partir da tela do osciloscópio. Naquelas figuras, os gráficos em azul representam a resposta do sensor desenvolvido, enquanto que os gráficos em vermelho são os sinais de corrente fornecidos pela pinça de corrente AC comercial (modelo Fluke i2000 FLEX, escala 1 mV/A).

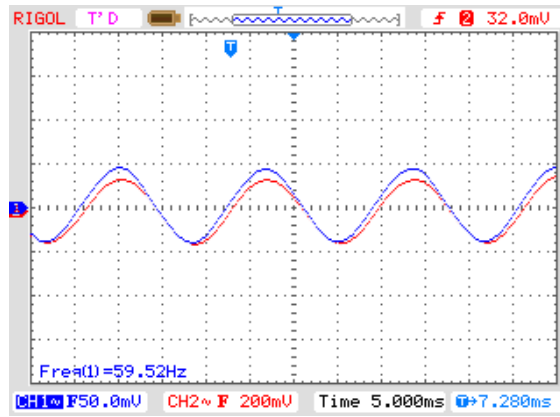


Figura 7.4: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente $100 A_{RMS}$

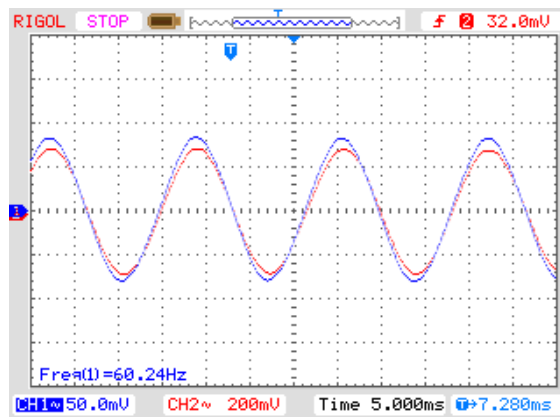


Figura 7.5: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente $200 A_{RMS}$

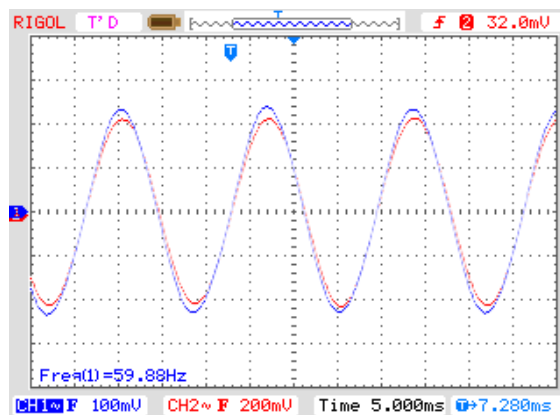


Figura 7.6: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente $300 A_{RMS}$

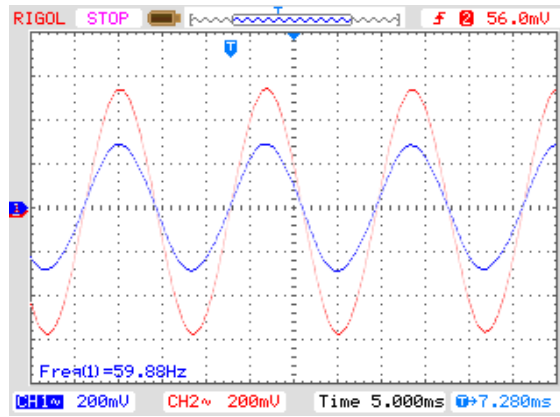


Figura 7.7: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente $400 A_{RMS}$

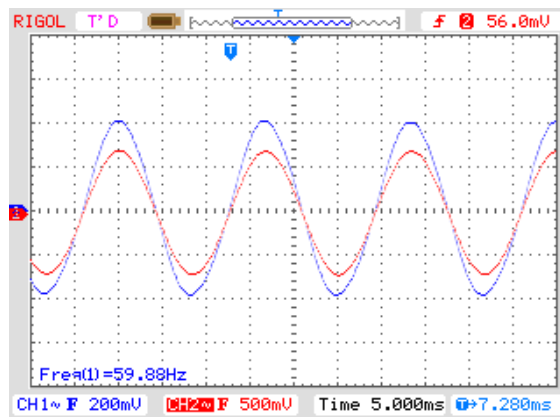


Figura 7.8: : Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente $500 A_{RMS}$

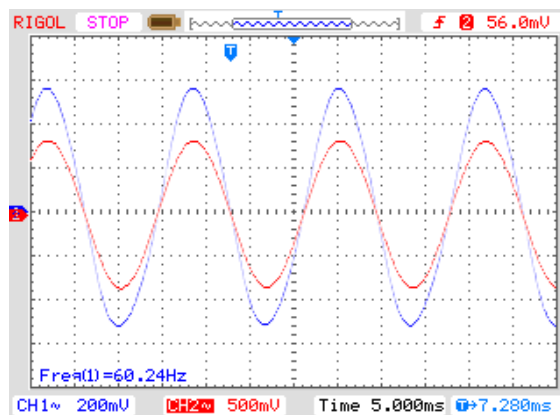


Figura 7.9: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente $600 A_{RMS}$

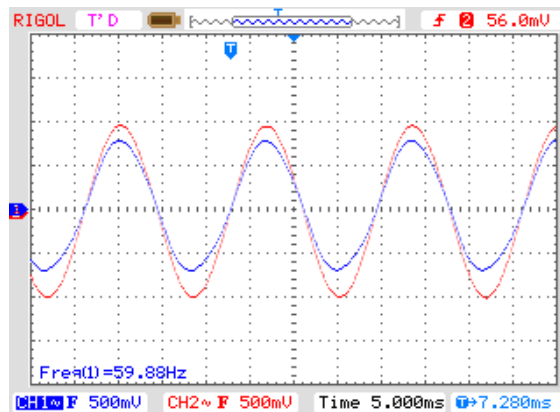


Figura 7.10: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente $700 A_{RMS}$

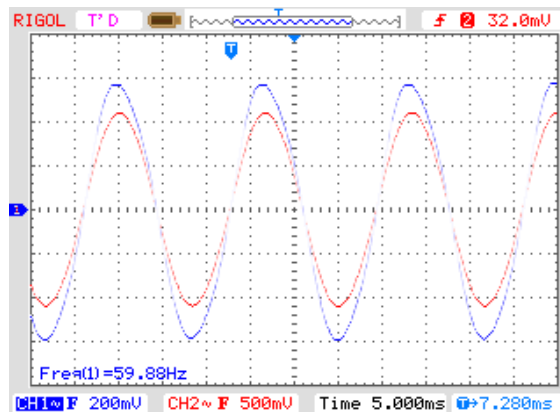


Figura 7.11: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul), alocado por fora do condutor (Protótipo 1). Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente $800 A_{RMS}$

Como pode ser visto nas Figs. 7.4 a 7.11, as respostas do sensor opto-magnético apresentam uma frequência de 60 Hz devido ao circuito de magnetização, indicando que a haste magnetostrictiva está operando em sua região linear. São apresentados também, entre as Figs 7.12 e 7.19 (de $100 A_{RMS}$ a $800 A_{RMS}$, respectivamente), os resultados da conversão dos sinais de saída do Protótipo 1 do domínio do tempo para o domínio da frequência através do cálculo da FFT, de maneira que as componentes harmônicas do sinal possam ser avaliadas. As formas de onda foram, ainda, analisadas em termos de Distorção Harmônica Total empregando o ambiente de modelagem do Matlab, o Simulink; e os valores do sensor opto-magnético por fora do condutor (Protótipo 1 – Fig. 7.1) foram comparados com aqueles obtidos tanto com o sensor

opto-magnético envolvendo o condutor (Fig. 6.53) quanto com a pinça de corrente comercial. Estes resultados de DHT são apresentados na Tabela 7.1.

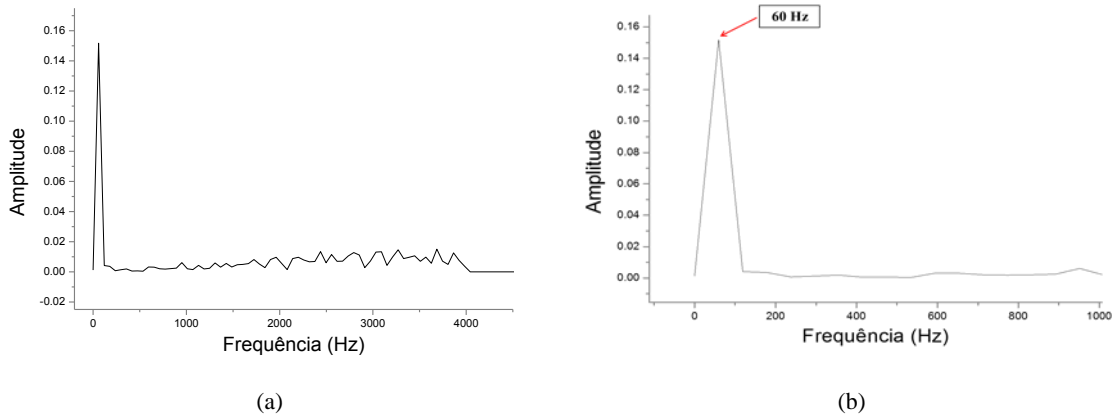


Figura 7.12: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (100 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

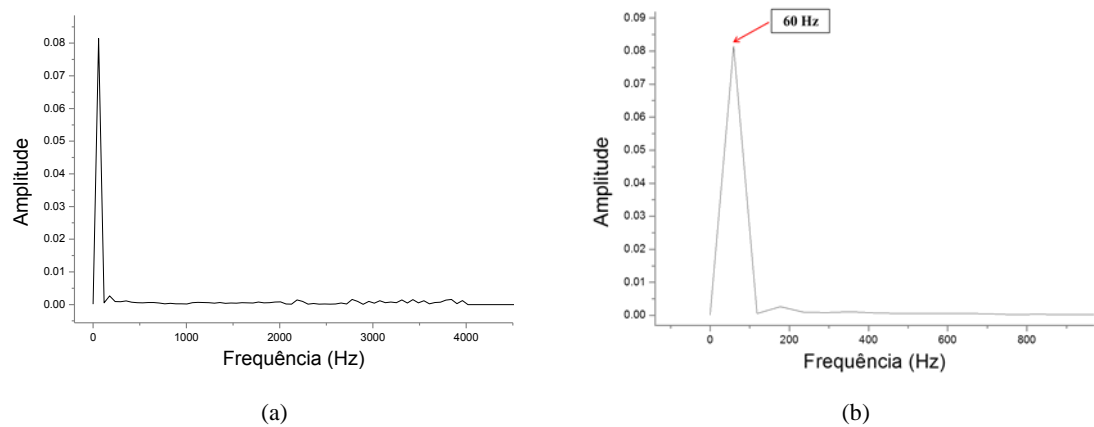


Figura 7.13: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (200 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

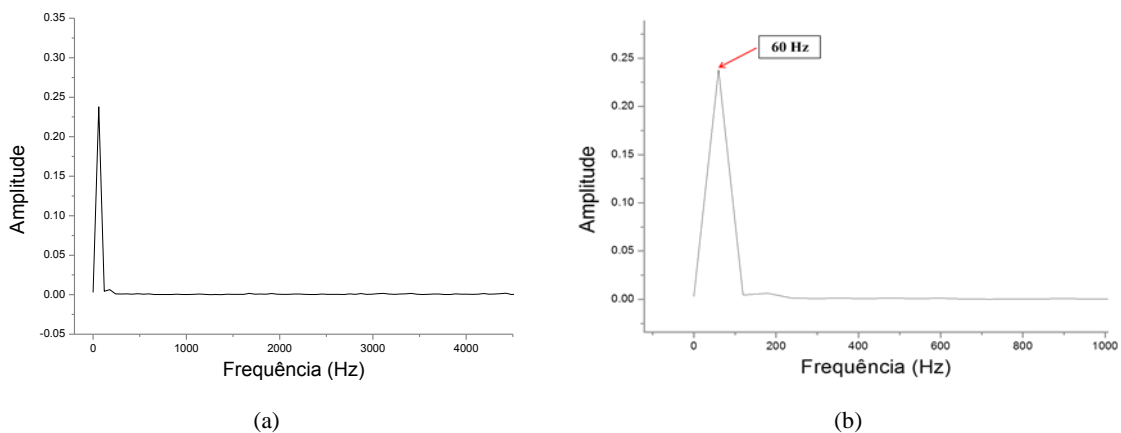
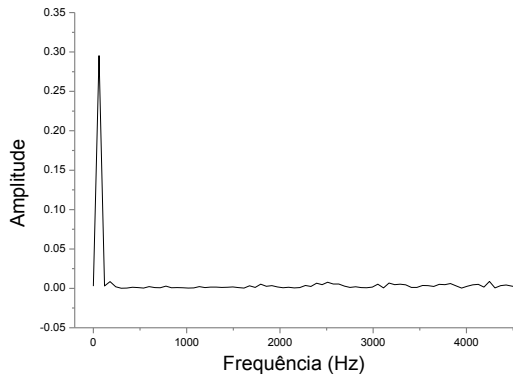
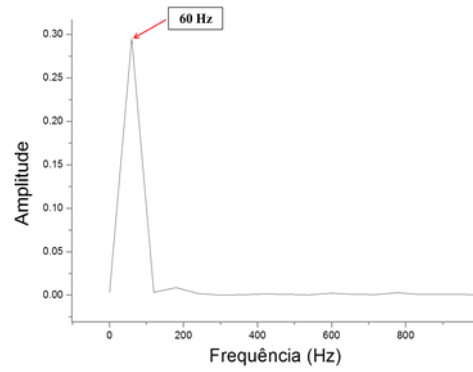


Figura 7.14: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (300 A_{RMS}) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

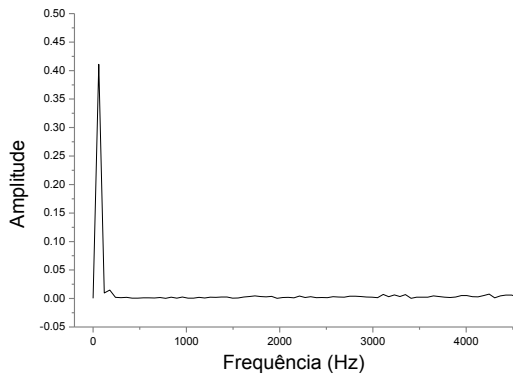


(a)

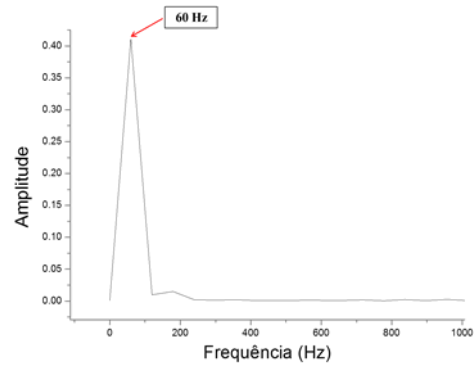


(b)

Figura 7.15: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético ($400 A_{RMS}$) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

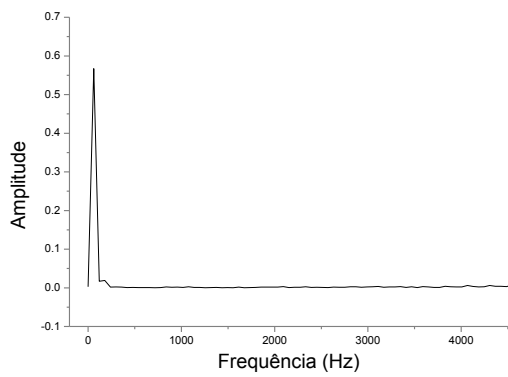


(a)

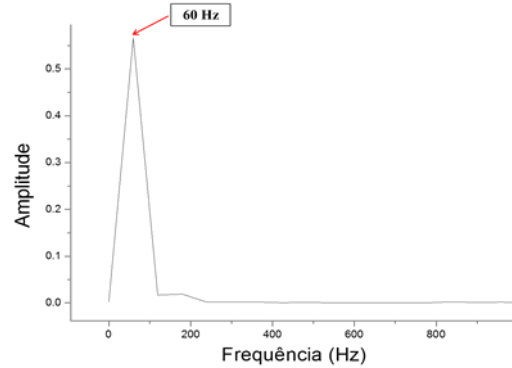


(b)

Figura 7.16: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético ($500 A_{RMS}$) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

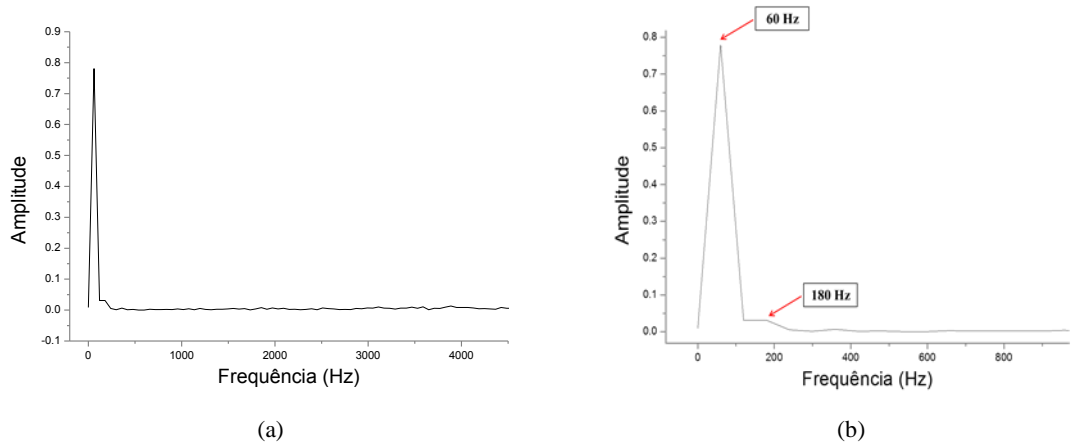


(a)

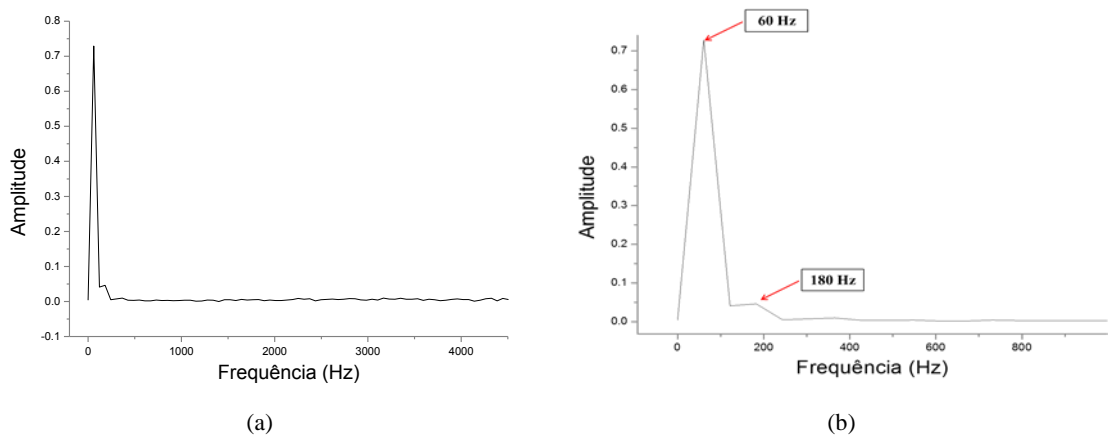


(b)

Figura 7.17: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético ($600 A_{RMS}$) – Protótipo 1; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal



**Figura 7.18: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (700 A_{RMS}) – Protótipo 1;
(b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal**



**Figura 7.19: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (800 A_{RMS}) – Protótipo 1;
(b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal**

Tabela 7.1: Distorção Harmônica Total para os sinais de saída do sensor opto-magnético envolvendo o condutor, do sensor opto-magnético por fora do condutor (Protótipo 1), e da pinça de corrente de referência

Corrente de Entrada (A_{RMS})	DHT (%) para o Sensor de Corrente Opto-Magnético Envolvendo o Condutor	DHT (%) para o Sensor de Corrente Opto-Magnético Por Fora do Condutor – Protótipo 1	DHT (%) para a Pinça de Corrente de Referência
100	3.31	1.50	0.52
200	2.19	1.10	0.24
300	2.87	1.22	0.16
400	6.31	1.10	0.14
500	7.75	1.88	0.12
600	9.52	1.91	0.10
700	13.93	2.45	0.10
800	15.42	3.50	0.08

Observa-se que a sensibilidade do sinal de saída do Protótipo 1 é reduzida em aproximadamente 45% em relação ao sinal de saída, quando o circuito magnético do sensor opto-magnético envolve o condutor. Essa diminuição da sensibilidade, quando o sensor é alocado por fora do condutor, impede que a excursão máxima do sinal alternado atinja a região de saturação magnetostrictiva.

Consequentemente, como pode ser visto entre as Figs. 7.12 e 7.19, a influência da terceira harmônica é reduzida, fato que se reflete no cálculo da DHT e apresentado na Tabela 7.1. Os experimentos mostram que os valores de DHT para o Protótipo 1 são geralmente maiores do aqueles encontrados para a pinça de corrente de referência, especialmente para amplitudes de corrente situadas na faixa de medição devido à não-linearidade da resposta do Terfenol-D. Já o sensor opto-magnético envolvendo o condutor apresenta os sinais de saída com valores de DHT mais elevados, atingindo uma DHT de aproximadamente 15% para a medição de sinais de 800 A_{RMS} .

A próxima sub-seção tratará do aprimoramento das características de operação do Protótipo 1. As dimensões do circuito, em especial da haste de Terfenol-D, serão modificadas, bem como o número de ímãs de NdFeB empregados, de maneira que seja obtida uma polarização magnética eficaz.

7.2 Protótipo 2: Otimização das Dimensões do Sensor Opto-Magnético

Considerando os resultados apresentados até o momento, percebe-se que no Protótipo 1, pelo fato de a haste de Terfenol-D ser grande (o Terfenol-D possui uma baixa permeabilidade magnética relativa) e de ser empregada uma quantidade grande de ímãs (seis) há uma grande dispersão do fluxo magnético e o valor de H_T simulado (50 kA/m) é aproximadamente metade do valor teórico desejado (107.54 kA/m).

Há portanto, duas frentes diretas para otimização das características operativas do sensor opto-magnético que devem ser realizadas em paralelo. A primeira diz respeito à redução do comprimento da haste de Terfenol-D utilizada como elemento de transdução entre energia magnética e mecânica. Já a segunda compreende a diminuição do número de ímãs permanentes empregados na construção do circuito magnético.

Existe, porém, um limitador do tamanho mínimo que a peça magnetostrictiva deve possuir, que é o tamanho da FBG que deverá ser fixada ao material. As redes de Bragg adquiridas comercialmente apresentam marcas que definem a região onde a rede está escrita, assim como apresentado na Fig. 7.20. A distância entre estas marcas, em geral, é de 20 a 30 mm, o que inviabiliza a fixação da rede em peças muito pequenas.

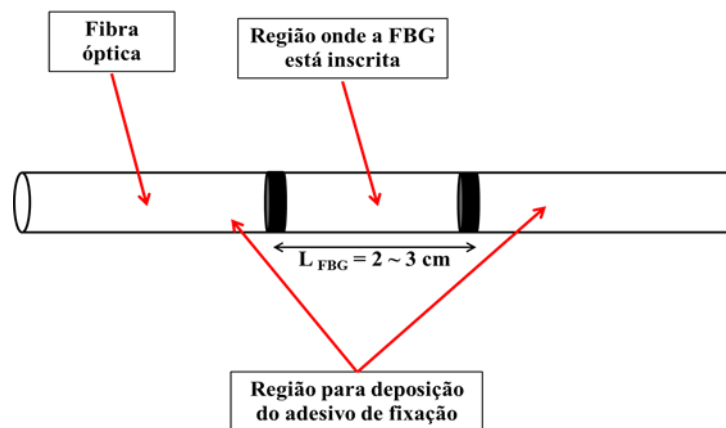


Figura 7.20: Rede de Bragg comercial

O início da fabricação de FBGs no Laboratório de Instrumentação e Fotônica (COPPE/UFRJ) possibilitou que o parâmetro L_{FBG} na Fig. 7.20 pudesse ser reduzido a 10 mm, de tal maneira que a FBG possa ser fixada adequadamente em uma peça de Terfenol-D de 20 mm de comprimento, por exemplo. Detalhes do processo de fixação serão discutidos posteriormente.

7.2.1 Circuito Magnético – Haste Magnetostrictiva de 20 mm

Devido à fragilidade, a melhor opção para se cortar uma peça de Terfenol-D é por meio de um procedimento de eletroerosão, como descrito por CREMONEZI *et al.* [41]. Contudo, foi possível cortar a haste de Terfenol-D de 80 mm, reduzindo-a a uma peça comprimento de 20 mm, por meio de um torno mecânico. O corte foi feito com cuidado, de tal maneira que peça não fosse danificada ou quebrada.

Nos estudos iniciais de otimização do sensor será considerada a redução no tamanho da haste magnetostrictiva, de maneira que o comportamento do sistema para diferentes quantidades de ímãs permanentes possa ser investigado; assim como discutido na sub-seção 6.4.1. A partir da Eq. 6.12, considerando $L_T = 0.02$ m e cinco combinações de peças básicas de ímãs é possível obter cinco diferentes linhas de carga, isto é, cinco diferentes pontos de operação. Na Fig. 7.21 estão apresentados os cinco pontos de operação (descritos pelos números 1, 2, 3, 4 e 5), os quais são a intersecção entre a curva de demagnetização e as linhas de carga. Neste caso, como se deseja diminuir o número de ímãs permanentes empilhados, e conseqüentemente a relutância total do circuito magnético, os pontos 1, 2, 3, 4 e 5 correspondem, respectivamente, ao uso de 1, 2, 3, 4 e 5 ímãs em série.

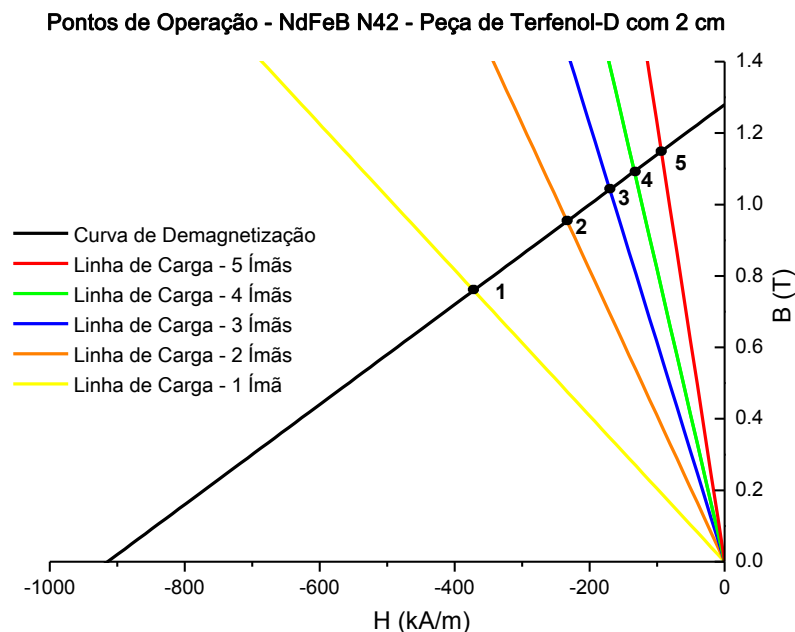


Figura 7.21: Avaliação dos cinco pontos de operação para o sensor opto-magnético com a haste de Terfenol-D com 20 mm de comprimento. Os pontos de operação são as intersecções entre a curva de demagnetização e as linhas de carga; cada linha de carga é relativa a um diferente número de ímãs utilizados no circuito magnético

Cada um dos novos pontos de operação é descrito a seguir:

- **Ponto de Operação P1 – Protótipo 2:** $(H_{m1}, B_{m1}) = (-371.65 \text{ kA/m}, 0.76 \text{ T})$;
- **Ponto de Operação P2 – Protótipo 2:** $(H_{m2}, B_{m2}) = (-232.90 \text{ kA/m}, 0.96 \text{ T})$;
- **Ponto de Operação P3 – Protótipo 2:** $(H_{m3}, B_{m3}) = (-169.91 \text{ kA/m}, 1.04 \text{ T})$;
- **Ponto de Operação P4 – Protótipo 2:** $(H_{m4}, B_{m4}) = (-132.90 \text{ kA/m}, 1.09 \text{ T})$;
- **Ponto de Operação P5 – Protótipo 2:** $(H_{m5}, B_{m5}) = (-93.07 \text{ kA/m}, 1.15 \text{ T})$;

A partir da Eq. 6.19, e considerando que o diâmetro do condutor de corrente é 25 mm, é possível obter os valores teóricos de H_T em função de L_m , os quais estão apresentados na Tabela 7.2.

Tabela 7.2: Determinação de H_T para os pontos de operação estudados para o Protótipo 2 - Peça de Terfenol-D com 20 mm de comprimento

Ponto de Operação	B_m (T)	L_N (m)	H_m (kA/m)	L_m (m)	H_T (kA/m)
P1	0.76	0.115	-371.65	0.005	92.56
P2	0.96	0.120	-232.90	0.010	115.99
P3	1.04	0.125	-169.91	0.015	126.91
P4	1.09	0.130	-132.90	0.020	132.33
P5	1.15	0.135	-93.07	0.025	115.71

Até o momento foram discutidos protótipos de sensores de corrente opto-magnéticos nos quais ímãs permanentes empilhados fazem parte do circuito magnético. Contudo, o tipo de configuração geométrica na qual os ímãs são intercalados por peças magnetostrictivas é bastante utilizada em situações nas quais polarizações magnéticas acima de 64 kA/m são necessárias. Isto ocorre porque os ímãs estão em série com a peça magnetostrictiva, fato que aumenta a uniformidade do campo magnético DC desenvolvido sobre a haste e conseqüentemente H_T , como descrito por ENGDAHL *et al.* [45]. Há, porém, um conflito de escolha, deve existir uma contrapartida entre o valor de H_T desejado e o número de ímãs permanentes empregados, visto que uma quantidade maior de ímãs também favorece o aumento do fluxo magnético de dispersão.

Como pode ser observado a partir da Tabela 7.2 há um aumento do valor de H_T em função do aumento do número de ímãs, contudo, a partir de 5 ímãs o H_T resultante começa a decrescer. Ou seja, os requisitos de projeto do circuito magnético que devem ser atendidos são os seguintes: uniformidade do campo magnético de polarização, redução do fluxo magnético de dispersão, valor de H_T adequado para monitoramento de

sinais AC e dimensões reduzidas. De maneira a acolher estas diretrizes, a partir da Tabela 7.2 dois pontos de operação podem ser escolhidos: P1 e P2. Escolhendo-se o ponto P1 é possível obter um circuito magnético com baixa relutância magnética, ao mesmo tempo em que o valor de H_T estimado é bastante próximo do valor teórico necessário para a operação ótima do sensor (82 kA/m).

Contudo, o emprego de dois ímãs intercalados (ponto de operação P2) pela haste de Terfenol-D de 20 mm provê, além de um valor de H_T um pouco acima do requerido ($H_{T,P2} = 115.99$ kA/m), uma menor variação na intensidade de campo magnético ao longo da haste magnetostrictiva. Tal fato além de aumentar a eficiência da conversão magneto-mecânica também reduz a distorção harmônica do transdutor (ENGDAHL *et al.* [45]). Ainda, o pequeno número de ímas utilizados contribui para a redução do fluxo magnético de dispersão; assim, considerando estas vantagens, para implementação do Protótipo 2 será considerado o ponto de operação P2, cuja configuração geométrica está mostrada na Fig. 7.22. Na próxima sub-seção será apresentada a simulação do circuito magnético utilizando o Método dos Elementos Finitos, de tal maneira que os pressupostos teóricos possam ser investigados.

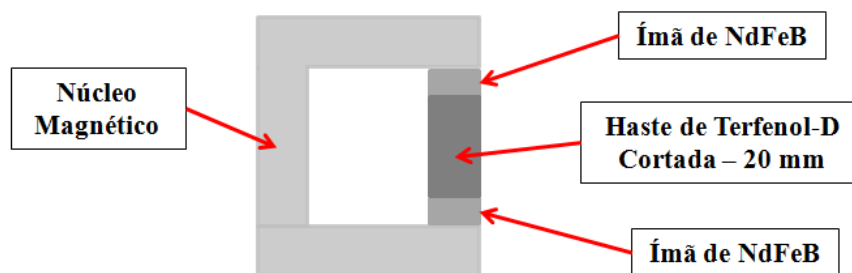


Figura 7.22: Configuração geométrica para o sensor de corrente opto-magnético (Protótipo 2), considerando o ponto de operação P2

7.2.2 Desenvolvimento do Modelo do Circuito Magnético em Ambiente de Simulação – Protótipo 2

Assim como nos estudos realizados no Capítulo 6 é utilizado o Ansoft Maxwell como ambiente de simulação por meio do Método dos Elementos Finitos. A configuração do sensor, em ambiente de simulação Ansoft Maxwell, é apresentada na Fig. 7.23, os materiais utilizados possuem as mesmas características físicas daqueles empregados na simulações da sub-seção 6.7.1. Novamente, com estas informações é possível especificar os parâmetros de simulação e gerar uma solução magnetostática, a qual permite determinar os valores das magnitudes tanto do fluxo magnético quanto da

intensidade de campo magnético nas várias seções do Protótipo 2 do sensor de corrente; além de uma visualização do comportamento destes aspectos na peça. Na Fig. 7.24 é apresentado o resultado da simulação, no qual são mostrados os valores obtidos para a intensidade do campo magnético (H) e as linhas de fluxo em todas as peças que compõem o circuito magnético.

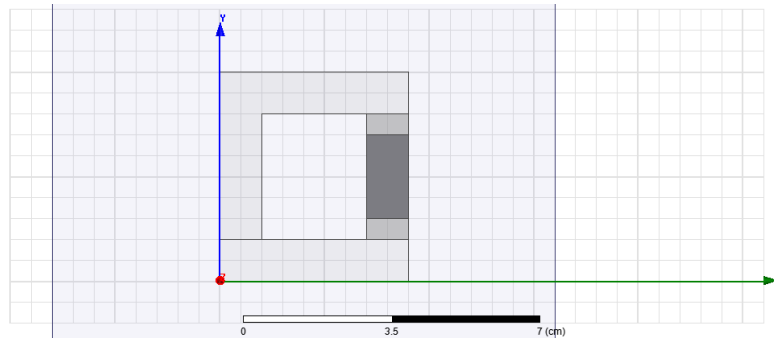


Figura 7.23: Protótipo 2 do sensor de corrente opto-magnético desenvolvido em ambiente de simulação Ansoft Maxwell

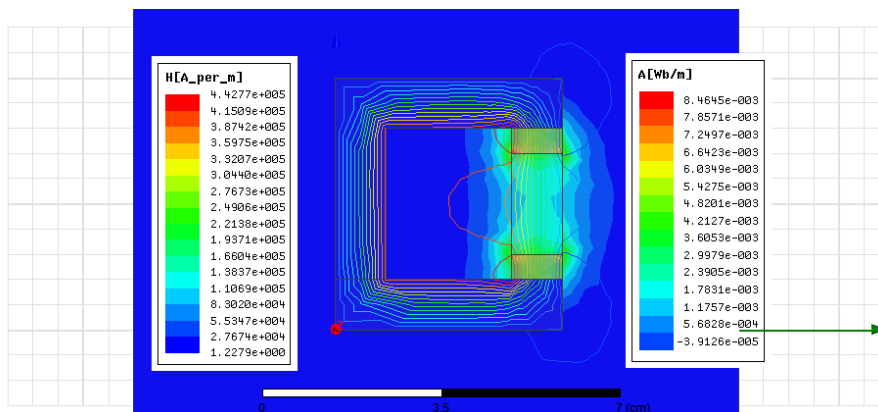


Figura 7.24: Simulação por Método dos Elementos Finitos para o circuito magnético do Protótipo 2 do sensor de corrente opto-magnético, dimensão da haste de Terfenol-D igual a 20 mm

A redução do comprimento da haste magnetostrictiva permitiu a diminuição do fluxo magnético de dispersão; ainda, o valor de H_T simulado (aproximadamente 124 kA/m) é um pouco acima do valor teórico para o ponto de operação P2. Porém, de forma a compensar eventuais perdas, efeitos de borda e imperfeições na construção do circuito magnético é possível considerar tal valor para H_T . Observa-se também que, para esta configuração, a intensidade de campo magnético sobre a peça de Terfenol-D adquire uma maior uniformidade. Espera-se, portanto, que haja uma melhor resposta do sensor opto-magnético para sinais AC de corrente quando construída a configuração do

Protótipo 2, especialmente em termos de Distorção Harmônica Total para os sinais de amplitude mais elevada.

7.2.3 Fixação das Redes de Bragg sobre o Material Magnetostrictivo

A redução do tamanho da peça de Terfenol-D só foi possível devido ao desenvolvimento de um sistema de inscrição de redes de Bragg em fibras ópticas dentro das instalações do Laboratório de Instrumentação e Fotônica (LIF/COPPE/UFRJ). Tal aparato permitiu que as FBGs pudessem ser inscritas em seções da fibra bem pequenas, admitindo espaços maiores para fixação da fibra sobre a haste magnetostrictiva por meio de adesivos de cianoacrilato, o que não ocorre quando as redes são adquiridas via fornecedores externos visto que a região sensível já vem definida previamente (Fig. 7.20).

A fotosensibilidade em fibras ópticas foi descoberta durante a década de 1970 pelo pesquisador Kenneth Hill durante testes com espalhamento Brillouin. A montagem utilizada para gravar as FBGs em fibras ópticas fotossensíveis utilizando interferência entre lasers ultravioleta é mostrada na Fig. 7.25 (CULSHAW *et al.* [55] e OLIVEIRA [56]). Geralmente é utilizada como fonte de luz um Diodo Emissor de Luz (LED – *Light Emitting Diode*) de banda larga; os feixes de dois lasers interferindo, identificados como A e B; o espectro da rede sendo gravada é monitorado por um OSA.

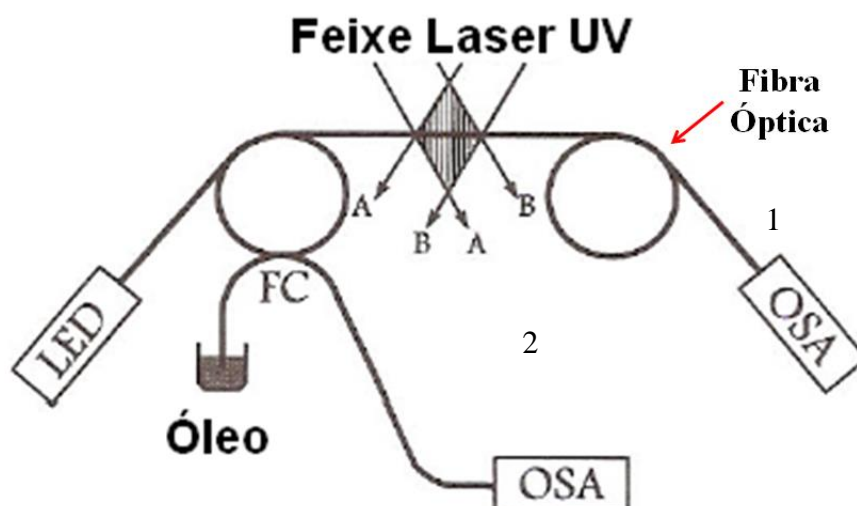


Figura 7.25: Esquema de montagem para produção de redes de Bragg por interferência de feixes de lasers ultravioleta (adaptado de CULSHAW *et al.* [55] e OLIVEIRA [56])

A gravação de redes de Bragg em fibras ópticas fotossensíveis requer o uso de *lasers* de alta potência durante um tempo de exposição relativamente longo. Tal fotosensibilidade pode ser aumentada através de uma técnica descrita por LEMAIRE *et al.* [57], a qual é aplicada para produção das FBGs no LIF, e que consiste

na hidrogenação da fibra óptica. A fibra é mantida em uma atmosfera de hidrogênio por 8 dias, com uma pressão de 96.78 atm (100 kgf/cm²), assim, há a difusão de moléculas de hidrogênio para o núcleo da fibra; o hidrogênio difundido evita uma relaxação estrutural dos defeitos induzidos pela exposição ao UV, o que aumenta a irreversibilidade espontânea das mudanças estruturais e conseqüentemente a mudança induzida no índice de refração. Porém, as fibras ópticas sensibilizadas através de tratamento com hidrogênio à frio e a alta pressão permanecem fotossensíveis somente enquanto o hidrogênio estiver vinculado à fibra e, assim, precisam ser conservadas em baixas temperaturas ou a altas pressões numa atmosfera hidrogenada.

O sistema de inscrição de redes de Bragg no LIF pode ser visualizado nas Figs. 7.26 e 7.27. Para inscrição das FBGs é utilizado um *laser* modelo Innova 300 C FreD (Coherent), comprimento de onda de 244 nm (ultravioleta) e potência óptica de saída máxima de 0.1 W. Na Fig. 7.26 é possível observar o OSA utilizado para o monitoramento do comprimento de onda de Bragg durante o processo de fabricação, ao mesmo tempo em que na Fig. 7.27 é mostrada a câmara de hidrogenação para incremento da fotossensibilidade da fibra óptica.



Figura 7.26: Esquema para produção de redes de Bragg por interferência de feixes de lasers ultravioleta no Laboratório de Instrumentação e Fotônica (COPPE/UFRJ); A – Laser ultravioleta de potência para inscrição da FBG em fibra óptica; B – OSA para monitoramento do comprimento de onda de Bragg

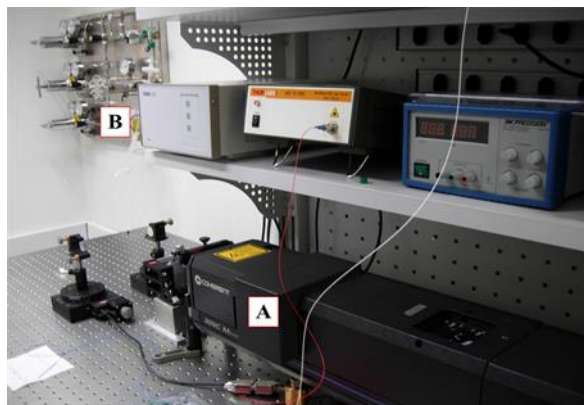


Figura 7.27: Esquema para produção de redes de Bragg por interferência de feixes de lasers ultravioleta no Laboratório de Instrumentação e Fotônica (COPPE/UFRJ); A – Laser ultravioleta de potência para inscrição da FBG em fibra óptica; B – Câmara para hidrogenação da fibra óptica sob pressão

Após a inscrição da FBG em fibra óptica hidrogenada foi desenvolvido um plano de fixação da rede na peça de Terfenol-D de 20 mm. Fibras ópticas comuns são formadas por núcleo, casca e mais um revestimento externo polimérico conhecido como *buffer* (Fig. 7.28), a qual deve ser removida para inscrição da FBG (WERNECK [58]). É removida, então, uma camada de 5 mm do *buffer* expondo a fibra aos feixes de laser ultravioleta, permitindo comprimentos de 0.75 mm de cada lado da parte exposta para fixação da fibra com adesivo de cianoacrilato (Fig. 7.29). Considerando que a fibra óptica pode sofrer escorregamentos micrométricos, quando tensionada pelo material magnetostrictivo, caso o adesivo seja aplicado diretamente sobre o *buffer*, fato que afeta o procedimento de medição, uma pequena seção do revestimento polimérico também é retirado em ambos os lados da FBG, admitindo a interação direta e melhorada entre o adesivo de fixação, a casca da fibra óptica e a peça magnetostrictiva.

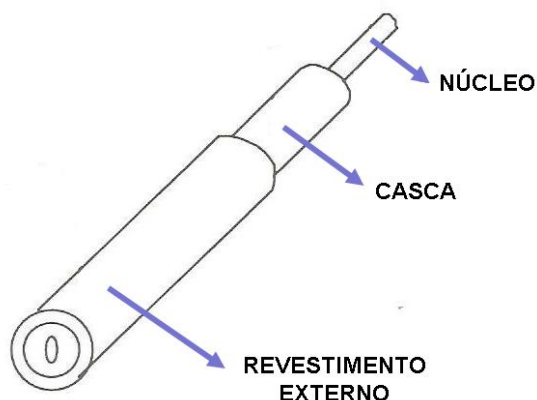


Figura 7.28: Fibra óptica (adaptado de WERNECK [58])

Rede de Bragg para Fixação em Peça de Terfenol-D de 20 mm

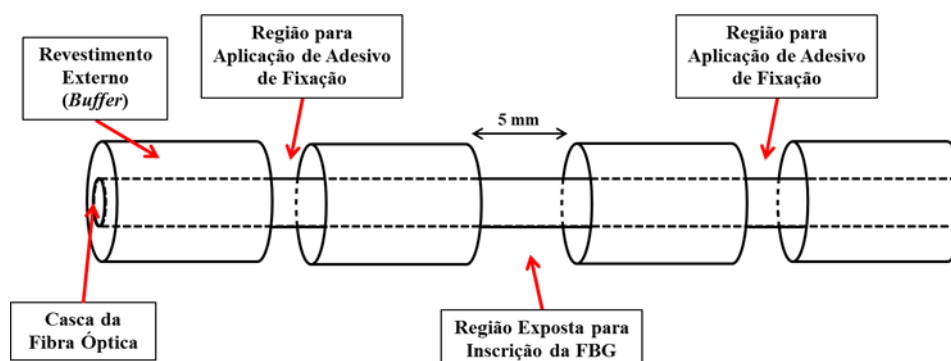


Figura 7.29: Procedimento de adequação da fibra óptica/FBG para fixação sobre peça de Terfenol-D de 20 mm

A rede de Bragg inscrita em laboratório possui um comprimento de onda de Bragg de 1531.630 nm ($T = 20^{\circ}\text{C}$) e foi fixada à peça de Terfenol-D de 20 mm após o processo de estiramento (Fig. 4.18). O espectro de reflexão da FBG é apresentado na Fig. 7.30, obtido a partir de um OSA modelo Yokogawa AQ637C.

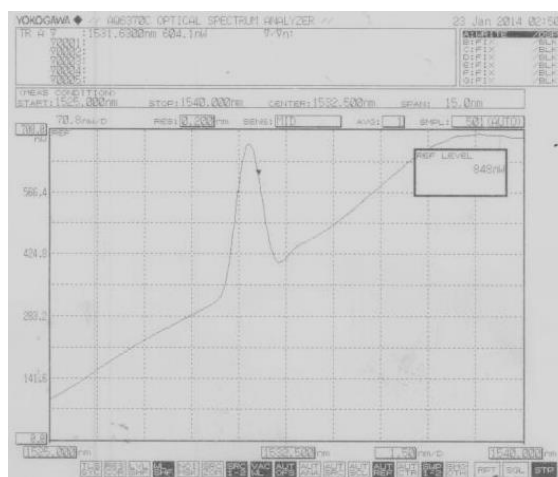


Figura 7.30: Espectro óptico de reflexão da FBG (a ser utilizada na construção do Protótipo 2) inscrita em laboratório ($\lambda_B = 1531.630$ nm a $T = 20^{\circ}\text{C}$) obtido pelo OSA modelo Yokogawa AQ637C

7.2.4 Experimentos e Resultados – Protótipo 2

Assim como procedido na sub-seção 6.6, na qual foi apresentada a primeira versão do sensor opto-magnético, também foi construída em laboratório uma versão preliminar do Protótipo 2, utilizando lâminas de ferro-silício de um transformador desativado. Deste modo, na Fig. 7.31 é apresentado o Protótipo 2 em funcionamento, ou seja, monitorando a corrente elétrica no sistema de injeção previamente discutido na sub-seção 6.6.1, enquanto que na Fig. 7.32 uma vista aproximada da fixação da rede de Bragg sobre a peça magnetostrictiva de Terfenol-D é mostrada.

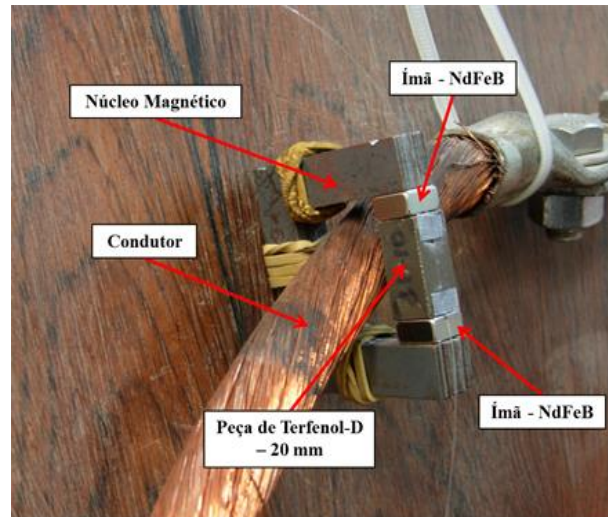


Figura 7.31: Arranjo experimental do Protótipo 2 do sensor opto-magnético de corrente construído em laboratório

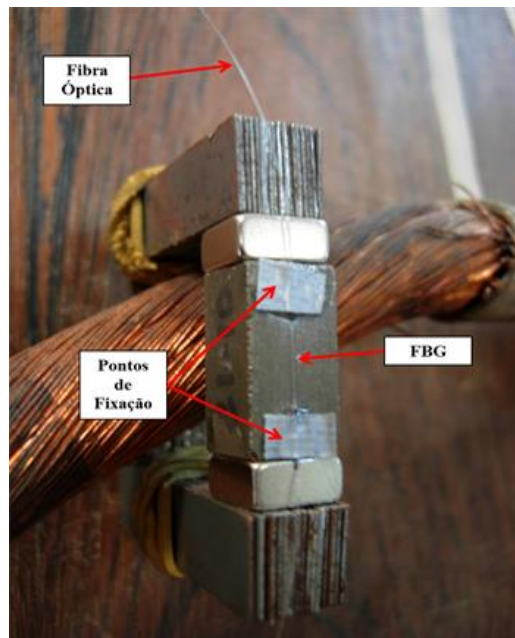


Figura 7.32: Vista aproximada da fixação da rede de Bragg sobre a peça magnetostrictiva de Terfenol-D

O procedimento experimental utilizando o sistema de injeção de corrente inclui a alocação tanto de sensores comerciais quanto do Protótipo 2 do sistema opto-magnético desenvolvido. O arranjo óptico apresentado utilizado para a demodulação dos sinais de corrente AC emprega, novamente, a interferometria de Fabry-Perot e um circuito fotodetector-amplificador. Tem-se, portanto, o arranjo de demodulação da Fig. 7.33, que consiste, basicamente, no mesmo esquema de demodulação previamente empregado nos experimentos com a primeira versão do sensor opto-magnético.

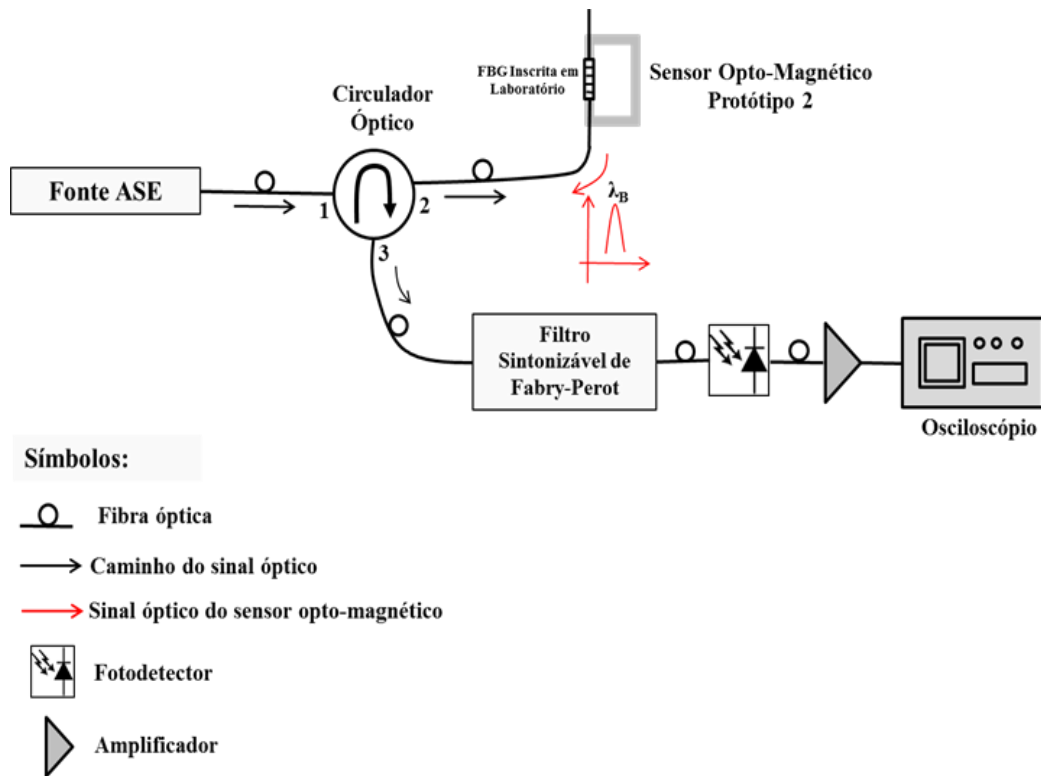


Figura 7.33: Diagrama do arranjo óptico de demodulação do sinal de medição do Protótipo 2 do sensor de corrente opto-magnético montado em laboratório

Portanto, assim como discutido anteriormente, entre as Figs. 7.34 e 7.41 são apresentadas as respostas do sensor opto-magnético (Protótipo 2) para diferentes amplitudes de corrente elétrica estabelecidas no sistema de injeção de corrente (de 100 A_{RMS} a 800 A_{RMS}, respectivamente), obtidas a partir da tela do osciloscópio. Naquelas figuras, os gráficos em azul representam a resposta do sensor desenvolvido, enquanto que os gráficos em vermelho são os sinais de corrente fornecidos pela pinça de corrente AC comercial (modelo Fluke i2000 FLEX, escala 1 mV/A).

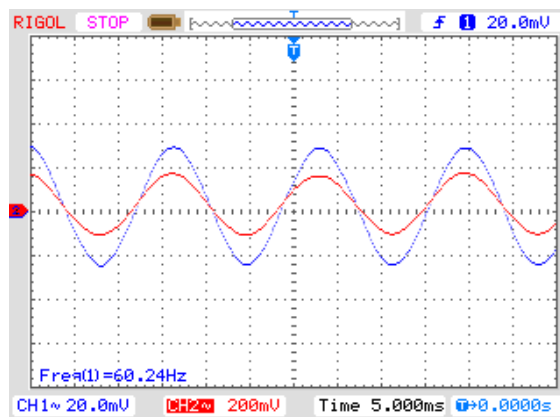


Figura 7.34: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 100 A_{RMS}

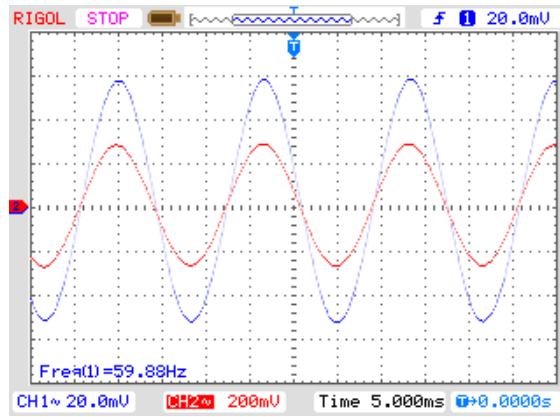


Figura 7.35: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 200 A_{RMS}

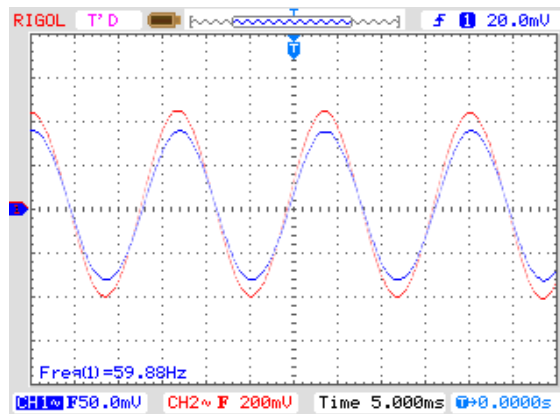


Figura 7.36: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 300 A_{RMS}

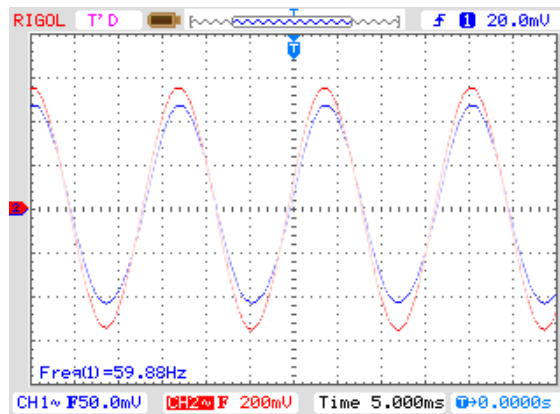


Figura 7.37: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (em vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 400 A_{RMS}

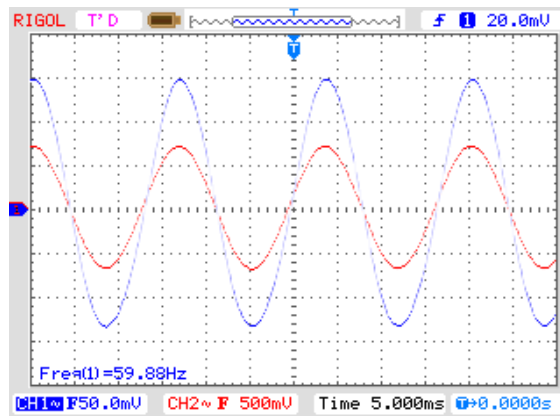


Figura 7.38: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 500 A_{RMS}

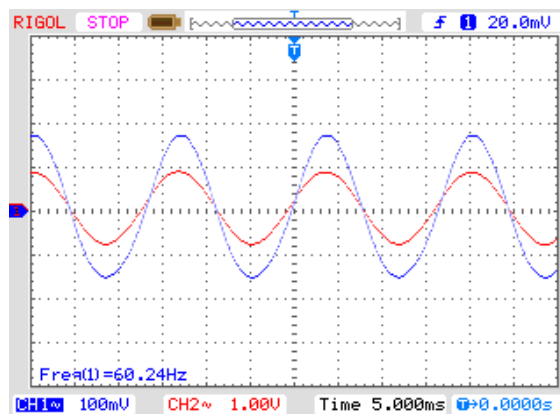


Figura 7.39: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 600 A_{RMS}

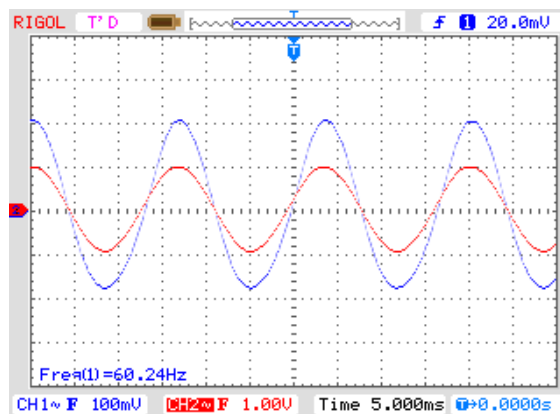


Figura 7.40: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 700 A_{RMS}

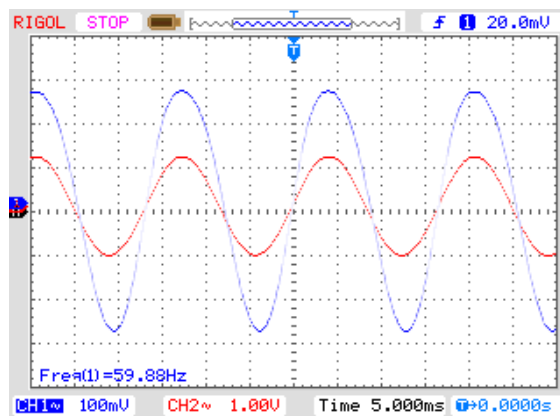
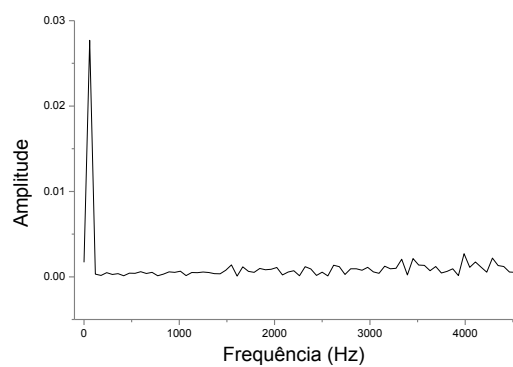


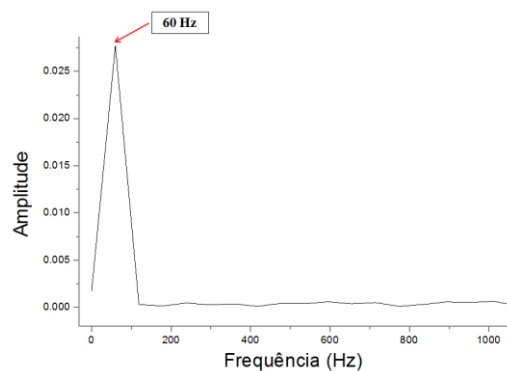
Figura 7.41: Resposta do sensor opto-magnético desenvolvido (em azul) – Protótipo 2. Considerando a escala da pinça de corrente AC (sinal vermelho) como 1 mV/A, tem-se que a corrente aproximada desenvolvida no condutor que simula uma linha de transmissão é de aproximadamente 800 A_{RMS}

Como pode ser visto nas Figs. 7.34 a 7.41, as respostas do sensor opto-magnético apresentam uma frequência de 60 Hz devido ao circuito de magnetização, indicando que a haste magnetostrictiva está operando em sua região linear. Ainda, entre as Figs 7.42 e 7.49 (de 100 A_{RMS} a 800 A_{RMS}, respectivamente), são mostrados os resultados da conversão dos sinais de saída do Protótipo 2 do domínio do tempo para o domínio da frequência através do cálculo da FFT, de maneira que as componentes harmônicas do sinal possam ser avaliadas.

Assim como procedido em relação ao Protótipo 1, para o Protótipo 2 as formas de onda foram analisadas em termos de Distorção Harmônica Total empregando o ambiente de modelagem do Matlab, o Simulink; e os valores do sensor opto-magnético por fora do condutor (Protótipo 2 – Fig. 7.2) foram comparados com aqueles obtidos com o sensor opto-magnético por fora do condutor (Protótipo 1), com o sensor opto-magnético envolvendo o condutor (Fig. 6.53), e com a pinça de corrente comercial. Estes resultados de DHT são apresentados na Tabela 7.3.

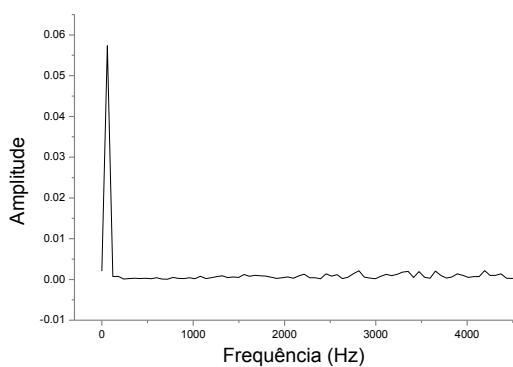


(a)

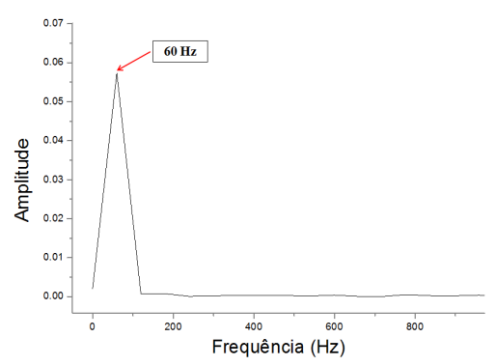


(b)

Figura 7.42: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (100 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

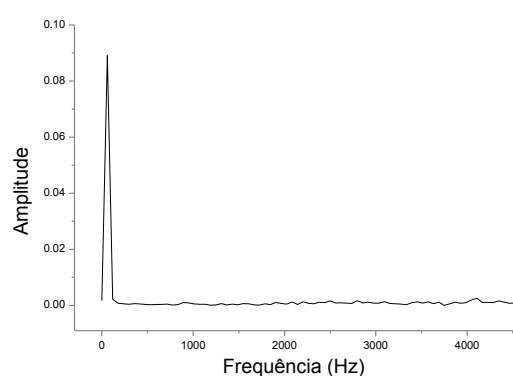


(a)

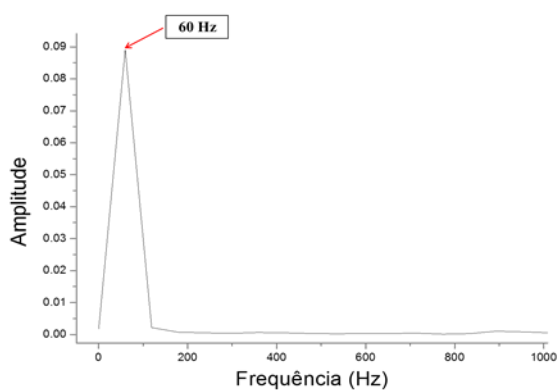


(b)

Figura 7.43: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (200 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

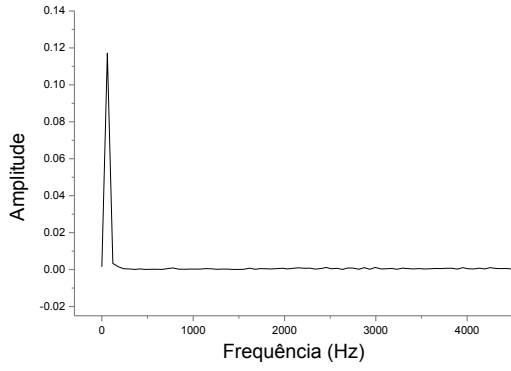


(a)

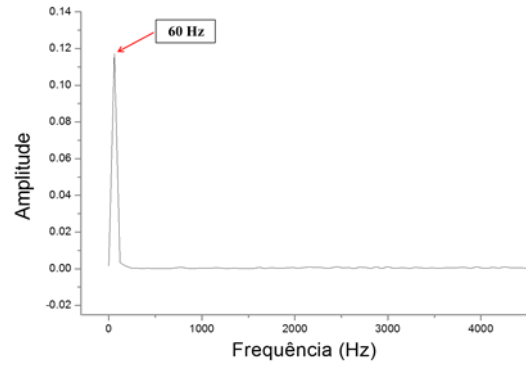


(b)

Figura 7.44: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (300 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

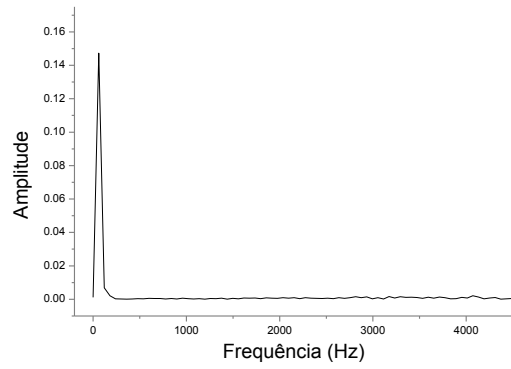


(a)

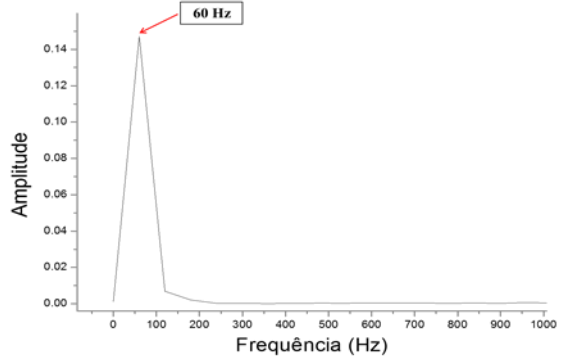


(b)

Figura 7.45: (a) Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (400 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

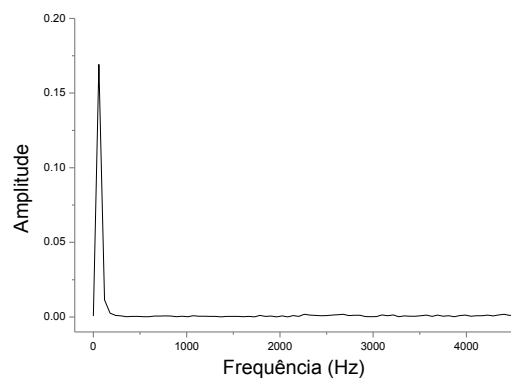


(a)

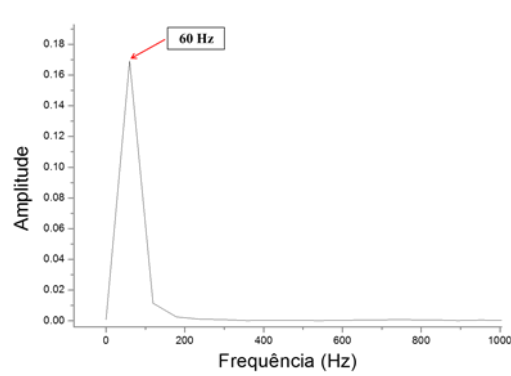


(b)

Figura 7.46: Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (500 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

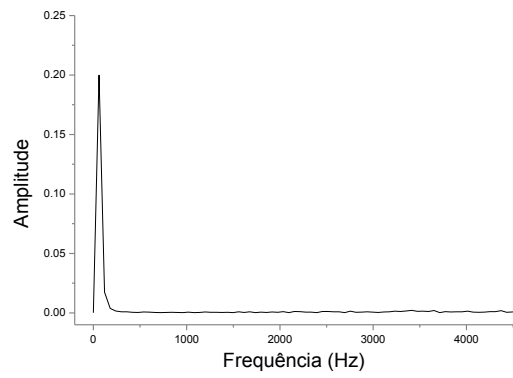


(a)

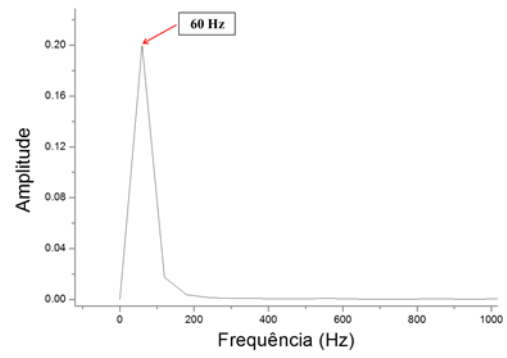


(b)

Figura 7.47: Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (600 A_{RMS}) – Protótipo 2; (b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal

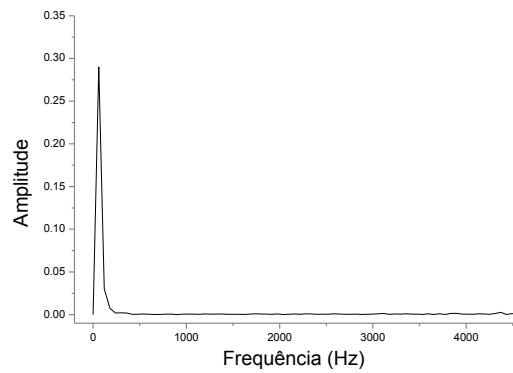


(a)

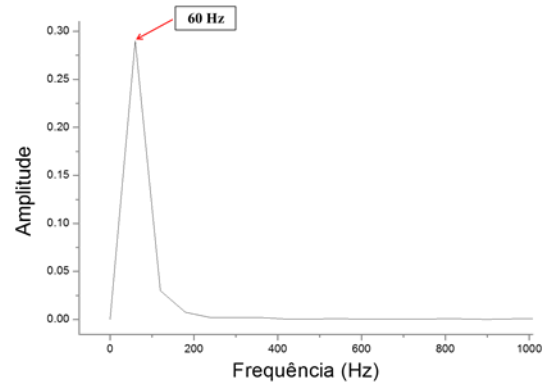


(b)

**Figura 7.48: Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (700 A_{RMS}) – Protótipo 2;
(b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal**



(a)



(b)

**Figura 7.49: Transformada Rápida de Fourier do sinal do sensor opto-magnético (800 A_{RMS}) – Protótipo 2;
(b) ampliação apresentando a componente fundamental do sinal**

Tabela 7.3: Distorção Harmônica Total para os sinais de saída do sensor opto-magnético envolvendo o condutor, do sensor opto-magnético por fora do condutor (Protótipo 1), do sensor opto-magnético envolvendo o condutor (Protótipo 2) e da pinça de corrente de referência

Corrente de Entrada (A_{RMS})	DHT (%) para o Sensor de Corrente Opto-Magnético Envolvendo o Condutor	DHT (%) para o Sensor de Corrente Opto-Magnético Por Fora do Condutor – Protótipo 1	DHT (%) para o Sensor de Corrente Opto-Magnético Envolvendo o Condutor – Protótipo 2	DHT (%) para a Pinça de Corrente de Referência
100	3.31	1.50	1.76	0.52
200	2.19	1.10	0.16	0.24
300	2.87	1.22	0.11	0.16
400	6.31	1.10	0.09	0.14
500	7.75	1.88	0.09	0.12
600	9.52	1.91	0.10	0.10
700	13.93	2.45	0.11	0.10
800	15.42	3.50	0.16	0.08

7.3 Discussão dos Resultados Obtidos para os Protótipos 1 e 2

O emprego do primeiro protótipo de sensor de corrente opto-magnético, no qual o circuito magnético envolve o condutor de corrente, foi substituído pelo que o autor chama de Protótipo 1, situação na qual o condutor é trazido para fora do enlace magnético, porém, a haste magnetostrictiva continua situada próxima à LT. Tal fato, considerando que o circuito magnético não precisa, necessariamente, estar envolvendo a corrente elétrica sendo medida, é motivado pelo fato de que os testes com o primeiro protótipo mostraram que as formas de onda de saída para correntes de magnitudes elevadas apresentavam distorção.

Isto é decorrente da sensibilidade aumentada para campos magnéticos AC quando o circuito magnético envolve o condutor. Contudo, paralelo a isto, a quantidade elevada de ímãs permanentes junto com uma peça magnetostrictiva de elevadas dimensões reduz a eficácia do circuito magnético de polarização, evento constatado através das primeiras simulações utilizando o Método dos Elementos Finitos (Fig. 6.58). Ou seja, uma magnetização DC ineficaz da peça de Terfenol-D faz com que o ponto ótimo da região de operação da haste magnetostrictiva não seja atingido (Fig. 6.19), o

que causa a saturação dos sinais de corrente de amplitude elevada, especificamente a partir de 500 A_{RMS} . Contudo, apesar de não estar operando no ponto ótimo, a peça de Terfenol-D ainda opera na região linear; assim, o Protótipo 1 é concebido com o intuito de reduzir a sensibilidade do sistema para campos magnéticos AC pela alocação do condutor por fora do enlace, evitando assim que a excursão máxima do sinal de corrente atinja a região de saturação magnetostrictiva, causando a distorção do sinal.

É possível observar, a partir dos experimentos e posterior processamento dos sinais de corrente, que apesar da sensibilidade reduzida há uma redução na Distorção Harmônica Total no sinais de saída do Protótipo 1 em relação ao protótipo inicial. O fato é constatado através da análise dos sinais no domínio da frequência, procedimento que permite observar que para o Protótipo 1 os efeitos dos harmônicos de terceira ordem (180 Hz) são reduzidos, ao contrário do que acontecia com o protótipo inicial (Figs. 6.45 a 6.52).

Permanece, contudo, a polarização magnética ineficaz. As características geométricas do Protótipo 1 foram, então, aprimoradas de maneira que um campo magnético DC adequado e uniforme seja provido à seção magnetostrictiva do sensor, resultando no Protótipo 2. As dimensões do sensor opto-magnético foram reduzidas e o esquema de magnetização foi alterado de acordo com ENGDAHL *et al.* [45]. Como observado através da simulação por meio do Método dos Elementos Finitos (Fig. 7.24), a redução das dimensões do sensor e a magnetização DC utilizando dois ímãs intercalados pela peça magnetostrictiva provê uma redução no fluxo magnético de dispersão, maior uniformidade do fluxo magnético, e o ponto ótimo da região de operação linear da peça de Terfenol-D é atingido.

A partir dos experimentos realizados com o sistema de injeção de corrente, observa-se que a sensibilidade do sinal de saída do Protótipo 2 é reduzida em aproximadamente 60% em relação ao sinal de saída do Protótipo 1. Neste caso, essa diminuição da sensibilidade se deve, essencialmente, à redução do espaço necessário para a fixação das redes de Bragg, muito mais restrito quando se trabalha com peças de Terfenol-D de comprimento tão pequeno quanto 20 mm.

Mas, devido ao circuito de polarização magnética aprimorado, como pode ser visto entre as Figs. 7.42 e 7.49, a influência da terceira harmônica é reduzida mais ainda, fato que se reflete no cálculo da DHT e apresentado na Tabela 7.3. Os experimentos mostram que os valores de DHT para o Protótipo 2 são semelhantes àqueles apresentados pela pinça de corrente comercial, sendo um pouco mais elevados

no final da faixa de medição de corrente; por exemplo, para o monitoramento de correntes elétricas de $800 A_{RMS}$, enquanto o Protótipo 2 apresenta uma DHT de 0.16%, o sinal de saída da pinça de corrente comercial apresenta uma DHT de 0.08%. Ainda, os valores de DHT apresentados pelos sinais de saída do Protótipo 2 são geralmente menores que os valores de DHT do Protótipo 1, com esta diferença se acentuando à medida que a amplitude da corrente elétrica sendo monitorada cresce.

Assim, apesar da sensibilidade menor, o Protótipo 2 apresenta desempenho elevado em termos de Distorção Harmônica Total, além de ser mais compacto e prático em relação ao Protótipo 1. Existe, então, a possibilidade de utilização do Protótipo 1 ou do Protótipo 2 considerando a faixa de amplitudes de corrente que será monitorada. Por exemplo, se se deseja um sinal de saída do sensor opto-magnético com sensibilidade elevada pode ser utilizado o Protótipo 1, porém, se o quesito Distorção Harmônica Total é o fator a ser ponderado o Protótipo 2 é a melhor opção, em detrimento da sensibilidade.

Capítulo 8

Discussão Final e Conclusões

Propostas de sensores de corrente que unem características ópticas e magnetomecânicas no processo de transdução têm sido apresentadas para o setor elétrico; algumas delas explorando a atuação magnetostrictiva de uma haste ferromagnética sobre uma rede de Bragg em fibra óptica, a qual está fixada à haste. Há, neste esforço, o intuito de prover medições de corrente elétrica confiáveis tão necessárias em aplicações de sistemas de potência e transmissão de energia elétrica. Geralmente, transformadores de instrumentos localizados em instalações elétricas de potência são volumosos e pesados, constituídos de cobre, cerâmica e ferro. Existe, então, uma inerente dificuldade de instalação e manutenção desses ativos, apesar da robustez. Os Transdutores de Corrente Ópticos convencionais, cujo princípio de operação é baseado no Efeito Faraday, surgiram alternativas pioneiras na inserção de elementos ópticos de monitoramento em sistemas de potência, e como importantes opções em relação aos transformadores de instrumentos de núcleo ferromagnético atualmente empregados nas instalações, como os sistemas apresentados por LEE [9], ou os sistemas comerciais fornecidos pelas empresas Alstom e ABB.

Apesar do claro avanço em termos de imunidade a interferências eletromagnéticas, tamanho reduzido, e grande largura de banda, os Transdutores de Corrente Ópticos convencionais atingiram uma maturidade tecnológica acompanhada por algumas desvantagens, como a necessidade do emprego de técnicas caras de compensação de vibração e temperatura, além da utilização de uma eletrônica auxiliar complexa que acaba por trazer custos adicionais ao sistema. É com lastro nestes aspectos que novos arranjos e técnicas de medição nas quais fibras ópticas são empregadas têm sido propostos e investigados, cenário no qual redes de Bragg em fibras ópticas são candidatos diretos dadas algumas características inerentes a este tipo de sensor, como, por exemplo, o tamanho reduzido (escala micrométrica), capacidade de multiplexação de sinais, e alta sensibilidade.

Neste sentido, é proposto neste trabalho o emprego de FBGs em conjunto com materiais magnetostrictivos para o desenvolvimento de um sensor opto-magnético de corrente elétrica com uma topologia adequada à utilização em linhas de transmissão. Especificamente, características magnetostrictivas tanto do níquel quanto de peças de

Terfenol-D foram estudadas, e transdutores de corrente que exploram a atuação magnetoelástica desses materiais sobre redes de Bragg em fibras ópticas foram avaliados em laboratório, em situações nas quais correntes DC e AC, geradas em uma bobina de excitação, estavam envolvidas. Estes experimentos preliminares foram conduzidos, essencialmente, com o objetivo de considerar e demonstrar a viabilidade de desenvolvimento de sensores de corrente elétrica para sistemas de potência, linhas de transmissão especificamente, mais compactos e práticos.

Estudos anteriores bastante interessantes já exploraram o uso de técnicas optomagnetostrictivas em ambientes de alta tensão de diversas maneiras, especialmente os trabalhos apresentados por SATPATHI *et al.* [37], REILLY *et al.* [38], MORA *et al.* [39] e CREMONEZI *et al.* [41]; entretando, há uma tendência a evitar a recuperação do sinal completo da senóide, dadas as dificuldades de magnetização de polarização dos materiais magnetostrictivos, ou então as configurações propostas não apresentam configurações práticas tanto em termos construtivos (para operação em campo) quanto em termos de demodulação do sinal óptico – geralmente são empregadas técnicas caras.

Após a avaliação em laboratório dos transdutores de níquel e Terfenol-D, ressaltando a constatação da viabilidade da demodulação de sinais AC monitorados pelo método das redes gêmeas, ou filtro fixo, o comportamento magnetostrictivo das hastes preparadas foi explorada a partir de experimentos no Laboratório de Magnetismo do INMETRO. Tal estudo permitiu a definição do Terfenol-D como elemento de trabalho para o desenvolvimento do sensor de corrente, uma vez que a região de operação linear das hastes na qual a rede de Bragg está fixada pode ser caracterizada. De fato, existe a preferência, na literatura, em prover a magnetização DC por meio de uma bobina dedicada alimentada por uma fonte de corrente DC variável, como apresentado por SATPATHI *et al.* [37], devido à facilidade com que a polarização magnética pode ser alterada, além dos requisitos de projeto mais simples; contudo, tal procedimento se mostra inviável para aplicação em ambientes de alta tensão, ou seja, em situações que requerem isolamento elétrica entre diferentes potenciais.

Durante os experimentos no INMETRO não foram constatadas grandes alterações na resposta do transdutor de Terfenol-D, quando submetido a pressões mecânicas. Contudo, a literatura sugere que alterações no comportamento magnetostrictivo do material são obtidas com a aplicação de pressões da ordem de 6 MPa, valor superior ao máximo conseguido. Houve restrições, durante os ensaios,

acerca da máxima pressão que poderia ser obtida, especialmente devido às pequenas dimensões disponíveis para alocação e manejo dos transdutores; mas, foi constatado que é possível desenvolver e construir o sensor de corrente sem a aplicação de pressões à haste de Terfenol-D, como pode ser observado na sub-seção 6.5. Nada impede, porém, que haja o aperfeiçoamento operacional do sensor posteriormente.

Foi projetado então um circuito magnético que permitisse não só a magnetização DC da haste por meio de ímãs permanentes, mas também que esta pudesse ser submetida ao campo magnético gerado pela corrente em um condutor. Foram escolhidos, então, ímãs de NdFeB, devido principalmente à variedade de geometrias disponíveis e alto produto energético fornecido. Há, porém, dificuldades em se trabalhar com ímãs permanentes, uma vez que o ponto de operação é definido pelo circuito magnético no qual o ímã está inserido. Assim, considerando as características opto-magnetostrictivas do conjunto transdutor Terfenol-D/FBG foi projetado um sensor de corrente para linhas de transmissão pequeno, leve e prático. Ainda, por não existirem dispositivos de controle ou inteligência na região de alta tensão não é necessário um cuidado elevado com blindagem eletromagnética; todos os sinais de monitoramento são enviados para o ambiente de baixa tensão por meio de uma fibra óptica. Assim, o protótipo apresentado na sub-seção 6.4.2, cuja resposta teórica foi desenvolvida na seção 6.5, foi construído de maneira artesanal em laboratório, de maneira que testes iniciais pudessem ser conduzidos. Durante a montagem do núcleo magnético de ferro-silício foi considerada a existência de correntes induzidas, uma vez que o conjunto sensor está submetido a campos magnéticos AC.

Tal protótipo do sensor opto-magnético foi utilizado nos primeiros experimentos de monitoramento de corrente, nos quais um sistema de injeção de corrente elétrica simula o funcionamento de uma linha de transmissão. Foi constatada a viabilidade do circuito de magnetização de haste de Terfenol-D projetado pela operação do sensor em sua região linear (o qual também permite o aumento da sensibilidade da resposta do sensor proposto em termos de comprimento de onda de Bragg). Contudo, foram detectadas distorções no semi-ciclo positivo do sinal senoidal obtido; discute-se, então, a possibilidade de a pilha de ímãs não ser adequada ao perfeito funcionamento do circuito de magnetização, uma vez que altas relutâncias seriam adicionadas ao circuito magnético devido à baixa permeabilidade magnética do NdFeB, de forma que uma parte das linhas de campo geradas pela fonte de campo magnético DC não seriam conduzidas pelo circuito magnético. Contribui para essa hipótese o fato de o comprimento inicial da

haste de Terfenol-D ser elevado (80 mm), o que também adiciona relutâncias magnéticas elevadas ao circuito. Ou seja, as dimensões do circuito magnético atuam na ineficácia da polarização da haste magnetostrictiva, fato comprovado pela simulação magnética procedida pelo Método dos Elementos Finitos (Fig. 6.58), além da distorção harmônica total elevada para correntes acima de 500 A_{RMS} devido à influência de harmônicas de 3^a ordem.

A ineficácia na polarização da haste de Terfenol-D resulta na operação do sensor na região de saturação magnetostrictiva para correntes elevadas, fato que pode ser dirimido, a princípio, pela redução da sensibilidade do sensor opto-magnético para correntes AC. Surge, desta forma, o Protótipo 1, no qual o condutor de corrente é alocado por fora do enlace do circuito magnético, de maneira que este não mais interage com as linhas de campo magnético AC geradas pela corrente elétrica (Fig. 7.1). Assim, os experimentos iniciais indicaram não só uma redução da sensibilidade do sensor, mas também uma diminuição considerável nos valores de DHT, especialmente para correntes elevadas, pela redução da influência de harmônicas de 3^a ordem uma vez que a região de saturação magnetostrictiva só é atingida para correntes muito altas. Contudo, o problema da polarização ineficaz permanece no Protótipo 1, além dos valores de DHT relativamente altos, quando comparados com aqueles fornecidos por uma pinça de corrente comercial.

A partir dos estudos para aperfeiçoamento do sensor opto-magnético, considerando não só um arranjo de magnetização DC mais eficiente, mas também o desenvolvimento de uma configuração mais compacta e prática, é proposto o Protótipo 2. A redução do tamanho da peça de Terfenol-D de 80 mm para 20 mm reduz a relutância magnética do circuito, o que permite também o emprego do esquema de magnetização indicado por ENGDAHL *et al.* [45], no qual apenas dois ímãs de NdFeB são utilizados. Estas alterações permitem a obtenção da intensidade de campo magnético H_T adequada sobre a haste magnetostrictiva, bem como a redução do fluxo magnético de dispersão, como pode ser observado na simulação apresentada na Fig. 7.24. Ainda, a fixação da rede de Bragg sobre a peça magnetostrictiva de 20 mm de comprimento apenas foi possibilitada pelo fato de que as FBGs passaram a ser fabricadas nas dependências do Laboratório de Instrumentação e Fotônica da COPPE, permitindo a inscrição de redes com dimensões físicas cada vez menores.

Embora o Protótipo 2 tenha dimensões reduzidas e seja mais compacto, além do indiscutível aprimoramento do circuito de polarização magnética, as formas de onda de

saída do sistema apresentam uma sensibilidade reduzida em relação ao Protótipo 1. Contudo, os testes de monitoramento de corrente elétrica revelam que o Protótipo 2 apresenta formas de onda de saída com valores de DHT mais baixos e próximos daqueles apresentados por uma pinça de corrente comercial, utilizada como referência. De forma concomitante, observa-se que o Protótipo 2 proporciona baixos valores de DHT pelo fato da influência da harmônica de 3^a ordem ser bastante reduzida nesta configuração, como ressaltado através da análise dos sinais de saída no domínio da frequência. Como exemplo, para o monitoramento de correntes elétricas de 700 A_{RMS}, o primeiro protótipo montado apresenta uma DHT de 13.93%, o Protótipo 1 uma DHT de 2.45%, enquanto que o Protótipo 2 fornece um valor de 0.11%, uma clara evolução em termos de rejeição de componentes harmônicas.

Deste modo, o Protótipo 2 do sensor opto-magnético de corrente consiste em um inovador sistema de monitoramento de linhas de transmissão, o qual apresenta formas de onda de saída senoidais e confiáveis em termos de qualidade de forma de onda. Com o intuito de dar continuidade aos estudos, e preparar um sistema para uma eventual operação em campo, alguns aspectos devem ser investigados em etapas futuras.

O primeiro aspecto a ser tratado é como deve ser feita a compensação de efeitos de variação térmica sobre o sinal de saída do sistema, uma vez que o comprimento de onda de Bragg varia em função da temperatura; ou seja, a variação da temperatura atua na alteração do comprimento de onda de Bragg DC. Tal efeito pode ser eliminado utilizando-se a demodulação por filtro fixo, na qual uma segunda rede de Bragg, conhecida como rede de filtro, é utilizada na interrogação do sinal da rede sensora (aquela que está fixada sobre a haste magnetostrictiva) no lugar do filtro sintonizável de Fabry-Perot. Alocando as redes em posições aproximadas é possível considerar que estejam em equilíbrio térmico, porém, enquanto a rede sensora é fixada sobre a haste a rede filtro pode ser fixada em um material com o mesmo coeficiente de dilatação térmica do Terfenol-D, assim como fizeram MORA *et al.* [39], de tal maneira que ambas sofrem a mesma variação de temperatura e efeitos de dilatação térmica, enquanto que apenas a rede sensora sofre a atuação do *strain* magnetostrictivo. Assim, os efeitos da temperatura são compensados. Por outro lado, sendo feita a opção por uma compensação térmica como a discutida na seção 5.2, pode ser utilizada uma segunda FBG como sensor de temperatura, ao invés de um termopar; tal procedimento requer uma prévia calibração dos sensores e o conhecimento do comportamento térmico tanto

da rede fixada sobre a haste magnetostrictiva quanto do rede que atua como sensor de temperatura.

Além da compensação térmica, o emprego desta tecnologia em campo requer um estudo mais aprofundado acerca dos métodos de fixação da FBG sobre a peça magnetostrictiva. Deseja-se não só aumentar a sensibilidade do Protótipo 2 através de uma fixação perfeita da rede de Bragg, mas também aumentar o tempo de vida útil do sensor, evitando que a ancoragem da fibra óptica sobre a peça de Terfenol-D se deteriore com o tempo. Assim, novos adesivos e formas de fixação podem ser explorados. Ainda, a utilização de duas peças compondo o núcleo do circuito magnético facilita a vibração do conjunto quando no monitoramento de correntes elevadas; tal fato não influencia o sinal medido, porém pode diminuir a vida útil do sistema além produzir ruídos sonoros. Este efeito pode ser atenuado a partir da confecção de uma única peça que componha o núcleo magnético, além do desenvolvimento de um arranjo adequado de alocação do sensor opto-magnético ao redor do condutor.

Finalmente, há a possibilidade de averiguar a utilização de outros tipo de ímãs permanentes para geração do campo magnético DC. Ímãs de NdFeB foram escolhidos para o desenvolvimento do sensor considerando que além de apresentarem os maiores produtos de energia, não são extremamente caros e várias geometrias são oferecidas comercialmente. Contudo, apesar do produto de energia mais baixo, ímãs de samário-cobalto (SmCo) podem trabalhar em temperaturas mais elevadas e possuem coeficientes de temperatura baixos (aproximadamente $0.05\%/^{\circ}\text{C}$) em relação aos ímãs de NdFeB. Assim, para aplicações onde a temperatura varie consideravelmente, talvez seja importante considerar o emprego de ímãs de SmCo.

Capítulo 9

Referências Bibliográficas

- [1] WERNECK, M. M., ABRANTES, A. C. S., “Fiber-Optic-Based Current and Voltage Measuring System for High-Voltage Distribution Lines”, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 10, n. 3, pp. 947-951, jul. 2004.

- [2] MCGARRITY, C., NING, Y. N. e JACKSON, D. A., “A fiber-optic system for three-phase current sensing using a hybrid sensing technique”, **Review of Scientific Instruments**, v. 63, Issue 3, pp. 2035-2039, mar. 1992.

- [3] NING, Y. N., LIU, T. Y. e JACKSON, D. A., “Two low-cost robust electro-optic hybrid current sensors capable of operation at extremely high potential”, **Review of Scientific Instruments**, v. 63, Issue 12, pp. 5771-5773, 1992.

- [4] WANG, Y., ZHENG, L., HOU, P., et al., “Research on optically powered ultra current transformer”, **Optics and Lasers in Engineering**, v. 43, Issue 10, pp. 1145-1150, 2005.

- [5] GANG, Z., SHAOHUI, L., ZHIPENG Z., et al., “A Novel Electro-Optic Hybrid Current Measurement Instrument for High-Voltage Power Lines”, **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement**, v. 50, n. 1, pp. 59-62, fev. 2001.

- [6] WARD, D. A, EXON e J., La T., “Using Rogowski coils for transient current measurements”, **Engineering Science and Education Journal**, pp. 105-113, jun. 1993.

- [7] ADOLFSSON, M., KATSUKAWA, H., SO, E., et al., “Optical Current Transducers for Power Systems: A Review”, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 9, n. 4, pp. 1778-1788, out. 1994.

- [8] ZEGLER, S., WOODWARD, R. C., IU, H. H., et al., “Current Sensing Techniques: A Review”, **IEEE Sensors Journal**, v. 9, n. 4, pp. 354-376, abril 2009.
- [9] LEE, B., “Review of the present status of optical fiber sensors”, **Optical Fiber Technology**, n. 9, pp. 57-79, 2003.
- [10] Alstom Grid. Disponível em: <http://www.nxtphase.com>. Acesso em 24 de maio 2013.
- [11] MIHAILOVIC, P., PETRICEVIC, S., STOJKOVIC, Z., et al., “Development of a Portable Fiber-Optic Current Sensor for Power Systems Monitoring”, **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement**, v. 53, n. 1, fev. 2004.
- [12] ABB Fiber Optic Current Sensor FOCS. Disponível em: <http://www.abb.com>. Acesso em 24 de maio de 2013.
- [13] PETRICEVIC, S. J., STOJKOVIC, Z. e RADUNOVIC, J. B., “Practical Application of Fiber-Optic Current Sensor in Power System Harmonic Measurement”, **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement**, v. 55, n. 3, pp. 923-930, jun. 2006.
- [14] ULMER Jr., E. A., “A High Accuracy Optical Current Transducer for Electric Power Systems”, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 5, n. 2, pp. 892-898, abril 1990.
- [15] YAMAGATA, Y., OSHI, T., KATSUKAWA, H., et al., “Development of Optical Current Transformers and Application to Fault Location Systems for Substations”, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 8, n. 3, pp. 866-873, jul. 1993.
- [16] LAW, T. C., BHATTARAI, K. e YU, D. C., “Fiber-Optics-Based Fault Detection in Power Systems”, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 23, n. 3, pp. 1271-1279, jul. 2008.

- [17] HUGUES, R. e LEGRAND, E., “Opto-electronic Sensor New Concept for Analogue Measurements in Electrical Substations”. *Developments in Power System Protection*, pp. 130 – 132, Amsterdam, 2001.
- [18] CHATREFOU, D., MONTILLET, G. F., “A Series of Implementation of Optical Sensors in High Voltage Substations”. *2003 IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exposition*, pp. 792 – 797, setembro de 2003.
- [19] TAKAHASHI, M., NODA, H., TERAJ, K., et al., “Optical Current Transformer for Gas Insulated Switchgear Using Silica Optical Fiber”, **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 12, n. 4, pp. 1422 – 1427, out. 1997.
- [20] ROSE, A. H., ETZEL, S. M. e ROCHFORD, K. B., “Optical Fiber Current Sensors in High Electric Field Environments”, **Journal of Lightwave Technology**, v. 17, n. 6, pp. 1042 – 1048, jun. 1999.
- [21] BOHNERT, K., GABUS, P., NEHRING, J., et al., “Fiber-Optic Current Sensor for Electrowinning of Metals”, **Journal of Lightwave Technology**, v. 25, n. 11, nov. 2007.
- [22] LEE, Y. K., YOON, I. e LEE, B., “A simple fiber-optic current sensor using a long period fiber grating inscribed on a polarization-maintaining fiber as a sensor demodulator”, **Sensors and Actuators A**, 112, pp. 308 – 312, 2004.
- [23] REHMAN, M., JALIL, B. A. e ABDULLAH, Z., “Remote Measurement of Electric Current Using Magneto-Optic Technique”, **Sensors and Transducers Journal**, v. 93, n. 6, pp. 21 – 28, jun. 2008.
- [24] FUSIEK, G., ORR, P., WANG, H., et al., “All-Optical Differential Current Detection Technique for Unit Protection Applications”. *IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference*, pp. 1214 – 1217, Minneapolis - EUA, 6 –9 de maio de 2013.

- [25] CLARK, A. e HATHAWAY, K., “Physics of Giant Magnetostriction”, In: ENGDAHL, G. (ed), *Handbook of Giant Magnetostrictive Materials*, Capítulo 1, Academic Press, San Diago, EUA, 2000.
- [26] OLABI, A. G. e GRUNWALD, A., “Design and application of magnetostrictive materials”, **Materials and Design** **28**, pp. 469 – 483, 2008.
- [27] ALEXANDER, W., “Principles and applications of magnetostriction”, **Electronics & Power**, pp. 186 – 191, 1966.
- [28] Gansu Tianxing Rare Earth Functional Materials. Disponível em <http://www.txre.com.cn/en/index.html>. Acesso em 24 de maio de 2013.
- [29] CALKINS, F. T., FLATAU, A. B. e DALPINO, M. J., “Overview of Magnetostrictive Sensor Technology”, **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, v. 18, pp. 1057 – 1066, fevereiro de 2007.
- [30] FENN, R. e GERVER, M., “Passive Damping and Velocity Sensing Using Magnetostrictive Transduction”, **Smart Structures and Intelligent Systems**, vol. 2190, pp. 216 - 227.
- [31] OTHONOS, A., KALLI, K., **Fiber Bragg Gratings: Fundamental and Applications in Telecommunications and Sensing**; Boston; Artech House Publishers; 1999.
- [32] ZHAO, Y. e LIAO, Y.; “Discrimination Methods and Demodulation Techniques for Fiber Bragg Grating Sensors”; **Optics and Lasers in Engineering** **41**, pp. 1-18; 2004.
- [33] KLEMBA, F., 2005, *Sensores Ópticos a Fibra aplicados à área de petróleo*. Dissertação de M.Sc., Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica e Informática Industrial, Universidade Tecnológica Federal do Paraná.

- [34] KERSEY, A. D., DAVIS, M. A., PATRICK, et al., “Fiber grating sensors”, **Journal of Lightwave Technology**, vol. 15, n. 8, pp. 1442 – 1463, 1997.
- [35] MORA, J., DÍEZ, A., CRUZ, J. L., *et al.*, “A Magnetostrictive Sensor Interrogated by Fiber Gratings for DC-Current and Temperature Discrimination”, **IEEE Photonics Technology**, v. 12, n. 12, pp. 1680 – 1682, 2000.
- [36] HONG, Z., YANLING, X., JIAN, Z., *et al.*, “Measurement of Power Frequency AC Current Using FBG and GMM”. *International Symposium on Electrical Insulating Materials*, pp. 741 – 743, junho 2005, Japão.
- [37] SATPATHI, D., MOORE, J. A. e ENNIS, M. G., “Design of a Terfenol-D Based Fiber-Optic Current Transducer”, **IEEE Sensors Journal**, vol. 5, n. 5, 2005.
- [38] 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. 06, n. 06, 2006.
- [39] MORA, J., MARTÍNEZ-LEÓN, LI., DÍEZ, A., *et al.*, “Simultaneous temperature and ac-current measurements for high voltage lines using fiber Bragg gratings”, **Sensors and Actuators A**, 125, pp. 313 – 316, 2006.
- [40] CHIANG, K. S., KANCHETI, R. e RASTOGI, V., “Temperature-compensated fiber-Bragg-grating-based magnetostrictive sensor for DC and AC currents”, **Optical Engineering**, vol. 42, n. 07, pp. 1906 – 1909, 2003.
- [41] CREMONEZI, A., FERREIRA, E. C., FILHO, A. B., et al., “A Fiber Bragg Grating RMS Current Transducer Based on the Magnetostriction Effect Using a Terfenol-D Toroidal Shaped Modulator”, **IEEE Sensors Journal**, vol. 13, n. 02, pp. 683 – 690, 2013.
- [42] SILVA, R. M., CHESINI, G., GOUVEIA, C. J., et al., “Magnetic field sensor with Terfenol-D thin-film coated FBG”. *22th International Conference on Optical Fiber Sensors*, outubro de 2013, Pequim – China.

- [43] QUINTERO, S. M. M., BRAGA, A. M. B., WEBER, H. I., et al., “A Magnetostrictive Composite-Fiber Bragg Grating Sensor”, *Sensors*, 10, pp. 8119 – 8128, agosto 2010.
- [44] MADHAR, K . V., KUMAR, K. R., SRINIVAS, T., et al., “Fiber Bragg Grating Field Sensor”. *2006 Instrumentation and Measurement Technology Conference*, pp. 2042 – 2044, abril 2006, Sorrento – Itália.
- [45] ENGDAHL, B. e BRIGHT, C. B., “Magnetostrictive Design”. In: ENGDAHL, G., (ed), *Handbook of Giant Magnetostrictive Materials*, Capítulo 3, San Diego, EUA, Academic Press, 2000.
- [46] RIBEIRO, B. A., 2011, *Transformador de Potencial Óptico Baseado em FBG-PZT com Demodulação por Redes Gêmeas e Filtro de Fabry-Perot*. Dissertação de M.Sc., Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil.
- [47] Lake Shore Cryotronics, Inc. Disponível em <http://lakeshore.com/products>. Acesso em 10 de fevereiro de 2013.
- [48] FURLANI, E. P., **Permanent Magnet and Electromechanical Devices**. Elsevier, 2001.
- [49] THOMPSON, M. T., “Practical Issues in the Use of NdFeB Permanent Magnets in Maglev, Motors, Bearings, and Eddy Current Brakes”, **Proceedings of the IEEE**, vol. 97, n. 11, pp. 1758 - 1767, novembro de 2009.
- [50] E Magnets UK Neodymium Iron Boron (NdFeB) Magnets. Disponível em <http://www.ndfebinfo.com/downloads/E%20Magnets%20UK%20Neodymium%20Data%20Sheet.pdf>. Acesso em 27 de março de 2013.
- [51] Terfenol-D Datasheet – ETREMA, Inc. Disponível em <http://www.etrema-usa.com/documents/Terfenol.pdf>. Acesso em 27 de março de 2013.

- [52] KULKARNI, S. V. e KHAPARDE, S. A., **Transformer Engineering – Design and Practice**. Marcel Dekker Inc., 2004.
- [53] Oliveira, D. N., Ferreira, G. B. e Pontes, R. S. T., “Método dos Elementos Finitos como Ferramenta Didática para o Ensino de Eletrostática e Magnetostática”. *XXXVIII Congresso Brasileiro de Educação em Engenharia*, Fortaleza, setembro de 2010.
- [54] Nicolaidis, A., **Electrical and Electronic Principles II**. BTEC, Reino Unido, 1991.
- [55] CULSHAW, B. e KERSEY, A., “Fiber-Optic Sensing: A Historical Perspective”, **Journal of Lightwave Technology**, v. 26, n. 9, 2008.
- [56] OLIVEIRA, R. P., 2010, *Sensor Monoponto de Temperatura Baseado em Redes de Bragg Gêmeas*. Dissertação de M.Sc., Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil.
- [57] LEMAIRE, P. J., ATKINS, R. M., MIZRAHI, V. e REED, W. A., “High pressure H₂ loading as a technique for achieving ultrahigh sensitivity in GeO₂ doped optical fibres”, **Electronics Letters**, v. 29, n. 13, pp. 1191 - 1193, 1993.
- [58] WERNECK, M. M., **Transdutores e Interfaces**. 1ª Edição, Rio de Janeiro, Livros Técnicos e Científicos Editora, 1996.

Anexo A

Unidades

As entidades básicas e unidades no Sistema Internacional de Unidades (SI) e no sistema CGS estão listadas na Tabela A.1.

Tabela A.1: Unidades eletromagnéticas

Símbolo	Descrição	SI	CGS
H	Intensidade de campo magnético	A/m	Oe
B	Densidade de fluxo magnético	Tesla	Gauss
Φ	Fluxo magnético	Weber	Maxwell

Para conversão entre os sistemas SI e CGS, utiliza-se a Tabela A.2:

Tabela A.2: Fórmulas de conversão entre os sistemas de unidade

SI	Para	CGS
H em A/m	$\times 4\pi/10^3 =$	H em Oe
B em Tesla	$\times 10^4 =$	B em Gauss
Φ em Webers	$\times 10^8 =$	Φ em Maxwells
(BH)_{MÁX} em J/m ³	$\times 40\pi =$	(BH)_{MÁX} em GOe

Anexo B

Divulgação Tecnológica e Científica

São descritos os documentos concernentes à divulgação tecnológica e científica acerca do projeto desenvolvido. Até o momento, foram aprovados três artigos em conferências internacionais[‡], um capítulo em livro, e um artigo em revista científica. Um segundo artigo submetido a revista científica se encontra em fase de revisão. São eles (alguns em anexo):

1. NAZARÉ, F. V. B. e WERNECK, M. M., “Towards a Hybrid Current Monitoring System: Nickel and GMM Comparison as Magnetostrictive Transducers”, *2013 IEEE International Instrumentation and Measurement Technology Conference*, pp. 132 – 137, apresentado em Mineápolis - EUA, maio de 2013. (ARTIGO EM CONFERÊNCIA - EM ANEXO).
2. NAZARÉ, F. V. B. e WERNECK, M. M., “Development of an FBG-Nickel-Based Current Sensor Head for High-EMI Environments”, *22nd International Conference on Plastic Optical Fibers*, apresentado em Armação de Búzios - Rio de Janeiro, Brasil, em setembro de 2013. (ARTIGO EM CONFERÊNCIA – EM ANEXO).
3. NAZARÉ, F. V. B. e WERNECK, M. M., “Opto-Magnetostrictive Current Measurement Instrument for High-Voltage Environments”, *23rd International Conference on Optical Fiber Sensors*, apresentado em Santander - Cantabria, Espanha, em junho de 2014. (ARTIGO EM CONFERÊNCIA – EM ANEXO).
4. NAZARÉ, F. V. B., WERNECK, M. M., OLIVEIRA, R. P., SANTOS, D. M., ALLIL, R. C. e RIBEIRO, B. A., “Development of an Optical Sensor Head for Current and Temperature Measurements in Power Systems”, *Journal of Sensors*, vol. 2013, ID 393406, 12 páginas, 2013, doi:10.1155/2013/393406 (ARTIGO PUBLICADO EM REVISTA CIENTÍFICA – EM ANEXO).
5. NAZARÉ, F. V. B., WERNECK, M. M., “Compact Opto-Magnetic Bragg-Grating-Based Current Sensor for Transmission Lines”, *IEEE Sensors Journal*, 2014, doi: 10.1109/JSEN.2014.2337518 (EM ANEXO).

[‡] Um artigo referente à pesquisa também foi aceito para apresentação na VIII Reunión Iberoamericana de Óptica / XI Reunión Iberoamericana de Óptica, Láseres y Aplicaciones (RIAO/OPTILAS 2013), realizada em julho de 2013 em Porto (Portugal), porém, não foi possível atender ao congresso.

6. NAZARÉ, F. V. B. e WERNECK, M. M., “Enhanced Opto-Magnetostrictive Current Measurement Device for High Voltage Environments”, submetido ao *Journal of Lightwave Technology*.
7. ALLIL, R. C., WERNECK, M. M., RIBEIRO, B. A. e NAZARÉ, F. V. B., “Application of Fiber Bragg Gratings Sensors in Power Industry”, In: CUADRADO-LABORDE, C., *Current Trends in Short- and Long-Period Fiber Gratings*, Rijeka, InTech, 2013. (CAPÍTULO EM LIVRO).

Towards a Hybrid Current Monitoring System: Nickel and GMM Comparison as Magnetostrictive Transducers

Fábio Vieira Batista de Nazaré and Marcelo Martins Werneck
Laboratório de Instrumentação e Fotônica – Programa de Engenharia Elétrica
Universidade Federal do Rio de Janeiro
Rio de Janeiro, Brazil
E-mails: fabio@lif.coppe.ufrj.br, werneck@lif.coppe.ufrj.br

Abstract—In this paper, the magnetostrictive aspects of nickel and Terfenol-D are compared, in order to carry out the development of magneto-optical current sensing devices. The design and construction of the transducers are described, whereas their response when submitted to magnetic fields, with and without temperature compensation, is evaluated.

Keywords—Bragg gratings; electrical current; magnetostriction; measurement; nickel; sensors; Terfenol-D

I. INTRODUCTION

Reliable current measurements are required in a wide range of situations, such as in substations, power transmission and oil industry [1, 2]. Usually, and especially in developing countries such as Brazil, instrument transformers in electric power facilities are bulky, heavy and clumsy equipment, although they fulfill the measurement requirements of accuracy and reliability. In this sense, several voltage and current sensing schemes which employ the Faraday Effect have been proposed, since optical systems frequently offer a wider dynamic range, lighter weight, improved safety and electromagnetic interference immunity. However, there are drawbacks; the Faraday Effect, besides requiring complex compensation techniques, also demands expensive auxiliary electronics, maintenance and specially designed optical fibers to become reliable [3].

Several indoor designs of hybrid optical current sensors have been presented, some of which explore the magnetostrictive actuation of a ferromagnetic rod over a fiber Bragg grating, which is attached to this material [4, 5]. Still, the usual proposed demodulation techniques are expensive or not suitable for a prolonged in-field operation. In this paper the first development stages of two magneto-optical current transducers are presented. A laboratory test device for nickel (negative magnetostriction) and Terfenol-D (positive magnetostriction) is showed, the designed transducers are tested and the temperature effect compensated for a more accurate evaluation of the transducers response range. In the future, an outdoor monitoring system will be implemented employing the fixed filter demodulation procedure.

II. MATERIALS, METHODS AND EXPERIMENTS

Two hybrid transducer configurations are compared. The basic difference lies in the employed magnetostrictive materials; nickel and Terfenol-D are compared and utilized as the core of the transducer system. The magnetostrictive samples treatment procedure and the developed magnetic field source used to excite the transducers are described.

A. Nickel

Raw nickel samples (dimensions: 100 mm X 100 mm X 10 mm) were provided by Votorantim Metais, and in order to be used as magnetic-mechanical transducers they need to go through a hot rolling procedure. This method provides thin nickel sheets, thus allowing the elimination of eddy currents.

The hot rolling process was carried out at the Thermomechanic Processing Laboratory, located at Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ), where a piece of raw nickel was heated in a metallurgical furnace at a temperature of 600°C for a 10-minute period. After that, the nickel piece was removed from the oven and submitted to metalworking.

This procedure was repeated five times, until the nickel sheet reached its final thickness – 0.5 mm, i.e., a reduction of 20 times when compared with its initial width. This sheet was cut into smaller pieces, with dimensions of 100 mm X 10mm X 0.5 mm, and piled up in a number of 7 pieces, which were glued together with an insulating varnish, composing a complete magnetostrictive part with approximate dimensions of 100 mm X 10 mm X 3.5 mm. This arrangement, besides reducing the effect of eddy currents, is a more robust scheme, which is less susceptible to external mechanical stresses.

B. Terfenol-D

Unlike nickel [6], Terfenol-D, an alloy composed by iron, terbium and dysprosium (a Giant Magnetostrictive Material – GMM), elongates when submitted to a magnetic field. Rectangular alloy rods were supplied by the ETREMA Products, Inc, with dimensions of 80 mm X 10 mm X 10mm. The material is solid and brittle.

C. Fiber Bragg Gratings and the Attachment Process

A fiber Bragg grating (FBG) is a periodic modulation of the refractive index in the core of optical fibers, and it is highly employed in instrumentation systems due to its sensing capabilities [7, 8]. A parameter called Bragg wavelength (λ_B) of a grating varies according to

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

where n_{eff} is the effective refractive index of the optical fiber and Λ is the periodicity of the grating.

Thus, an FBG reflects the Bragg wavelength, which is influenced by temperature variations and applied strains. This relationship can be described by [9]:

$$\Delta\lambda_B/\lambda_B = k \cdot \varepsilon + \alpha_\delta \cdot \Delta T \quad (2)$$

where $\Delta\lambda_B$ is the Bragg wavelength shift (BWS), λ_B is the Bragg wavelength at the beginning of the test, k is the gauge factor ($k = 0.78$), $k = 1 - p$, p is the photo-elastic coefficient ($p = 0.22$), ε is the strain, ΔT is the temperature variation and α_δ is the temperature dependence of the refractive index ($\alpha_\delta = (\delta n/n)/\delta T$).

Both Bragg gratings were attached to the magnetostrictive materials using a cyanoacrylate adhesive, after the cleaning and sanding of both nickel and Terfenol-D surfaces (Fig. 1). The Bragg gratings are also stretched, a procedure which will enable the monitoring of magneto-elastic elongations and compressions that the materials may suffer when submitted to magnetic fields. A stretching device is employed in the fibers stretching procedure; while an FBG interrogator (FOS&S, model SpectralEye 400) was used to monitor the BWS (wavelength between 1530 nm and 1570 nm).

D. Laboratory System

In order to investigate the magnetostrictive characteristics of both nickel and Terfenol-D samples and to inspect the proper attachment of both gratings over these samples, a coil was constructed, enabling the excitation of the opto-mechanical transducers with DC currents, thus DC magnetic fields. This testing system consists in a driving circuit and an exciting coil, fed with DC electrical currents, therefore providing an inexpensive and practical scheme for a preliminary magnetostrictive activation, avoiding the use of a commercial power supply.

The driving circuit - Fig. 2 (a) - is a DC power supply, composed by a three-phase variable transformer, a three-phase full bridge rectifier, and an LC filter (π -configuration), which greatly reduces the ripple voltage at the load (the load is electrically modeled by an inductor in series with a resistor). A number of PSCAD simulations were carried out aiming to

obtain an optimized configuration for the DC power supply, bearing in mind the following aspects:

- The ripple voltage at the load must be low.
- It must be possible to build the LC filter using commercial capacitors and an inductor with a feasible value in henries.

In reference [10] a high efficiency exciting coil model is proposed, which provides a magnetic field given by

$$H_{COIL} = G_{COIL}NI \sqrt{\frac{\pi(\alpha+1)}{l_r a_1(\alpha-1)}} \quad (3)$$

where G_{COIL} is the Fabry factor (or geometry factor), N is the number of turns, I is the electrical current, a_1 is the coil inner radius, l_r the magnetostrictive rod length, and α is the ratio between the coil outer and the inner radii.

This kind of coil geometry provides a substantial magnetic field strength, however, at the expense of a high number of turns. Several aspects must be considered when setting up the exciting coil, such as the number of coil turns; types of available wire gauge; maximum electrical current; power dissipation. There must be a trade-off between these characteristics in order to attain a reliable system operation.

For an exciting coil designed using AWG-21 wire, $a_1 = 0.0105$ m, $a_2 = 0.0163$ m (coil outer radius), $I = 9$ A and $N = 880$, one can obtain a theoretical magnetic field intensity of approximately 118 kA/m (1500 Oe). An exciting coil employing these parameters presents a theoretic inductance $L = 5.6$ mH and a resistance of 3.1 Ω . Thus, considering that there are two 10.000 μ F capacitors and a 1 mH inductance available for the LC filter set-up, the testing circuit showed in Fig 2 (a) is achieved. The simulated load current waveform, using a PSCAD model, is showed in Fig. 2 (b). The current doesn't present considerable oscillations, thus practical DC magnetic fields can be delivered to activate the transducers.

E. Experiments

The transducer devices are positioned in the core of the exciting coil, which is mechanically supported by a PVC tube. Considering this arrangement, a current range of 0 – 45 A was delivered to the load, while the BWS and the transducers temperature were monitored and saved via software (Fig. 3). It is worth to mention that the maximum current was limited by the variable transformer capacity.

The first transducer to be investigated was that one prepared with the stacked nickel rod. A fiber Bragg grating with $\lambda_B = 1556.38$ nm at 25°C was attached to the rod, and than exposed to the magnetic field generated by the current in the exciting coil. The second transducer to be investigated was that one prepared using the Terfenol-D rod. In this case, an FBG with $\lambda_B = 1539.21$ nm at 25°C was attached to the rod.

III. TEMPERATURE COMPENSATION

As already mentioned, FBG readings are influenced by temperature variations. Thereby, in monitoring applications, in which the strain information is a part of the transduction process, the knowledge of the hybrid set-up thermal behavior is necessary. In order to submit the gratings attached to Terfenol-D and nickel rods to a wide temperature range we used a set-up composed by a thermal shaker and a becher with water, where the sensors are immersed (Fig. 4). Since one of the elements which compose the Terfenol-D alloy is iron, the rod is coated with varnish to avoid oxidation.

The obtained BWS versus temperature curves for both transducers are presented in Figs. 5 and 6, where tendency lines are also added. The obtained tendency lines expressions were employed to compensate the temperature effect during the indoor experiments formerly carried out; thus, a more accurate measurement of the Bragg wavelength shift for the investigated current range can be attained.

IV. RESULTS

Ten measurement cycles were carried out for the nickel-based transducer, and the BWS X current amplitude and temperature for one of these cycles is showed in Fig. 7. A tendency line that adjusts the data and its equation, the theoretical values of the magnetic field (obtained by (3)), and the temperature of the rod during the experiment, are also presented.

Repeating the previously described activation process for the Terfenol-D-based transducer, one of the obtained BWS X current amplitude and temperature is showed in Fig. 8. A tendency line that adjusts the data, the theoretical values of the magnetic field, and the temperature of the rod during the experiment, are also presented.

Since the thermal behavior of both transducers is known, and the temperature when the transducers are exposed to the magnetic field is monitored and saved, it is also possible to infer the BWS due to temperature variations exclusively; thus, this effect can be compensated and the BWS due to the current only can be obtained. During the experiments there were not great temperature variations, even due to coil heating; but, as it can be seen in Figs. 7 and 8, where the thermally compensated transducer responses are also presented, the temperature does affect the responses, especially in nickel-based sensor heads, since their magnetostrictive coefficients are smaller when compared with GMM-based sensor heads.

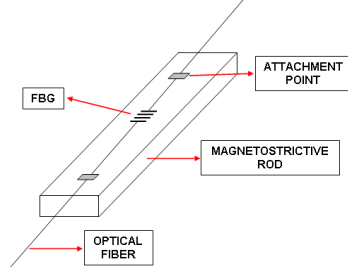


Figure 1. FBG attachment schematic for both sensor heads

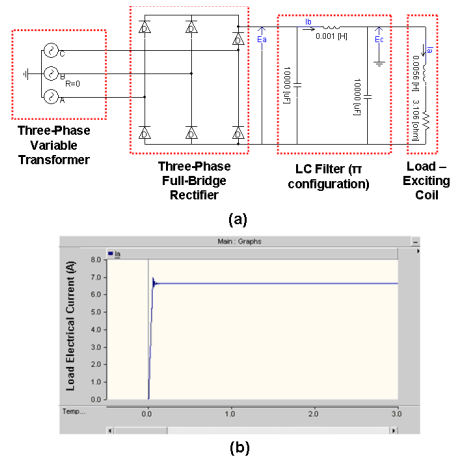


Figure 2. (a) Designed testing power circuit and (b) simulated load current waveform

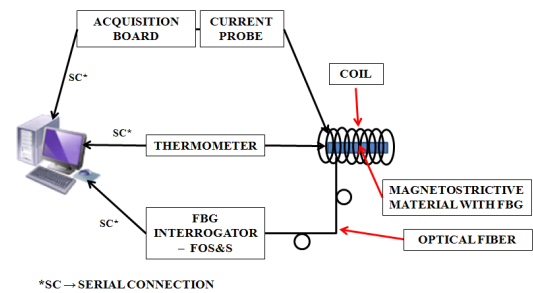


Figure 3. Experimental set-up, current values were sent to the computer via an acquisition board and treated using a LabVIEW software

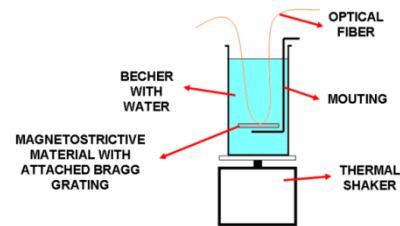


Figure 4. Thermal bath arrangement

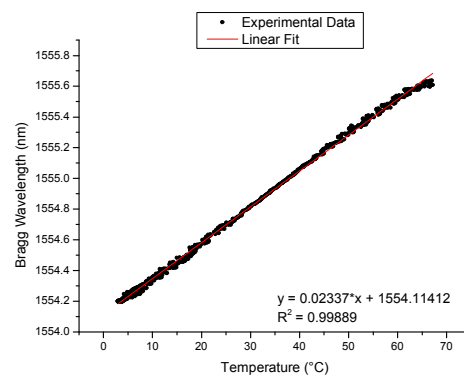


Figure 5. Bragg wavelength versus temperature for the nickel transducer

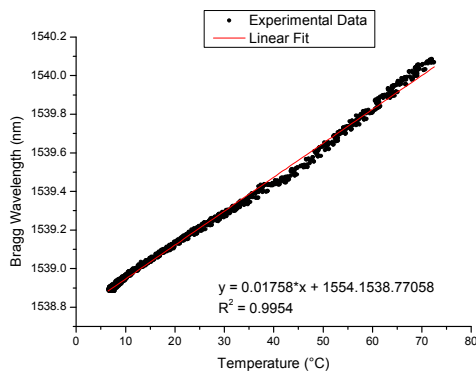


Figure 6. Bragg wavelength versus temperature for the Terfenol-D transducer

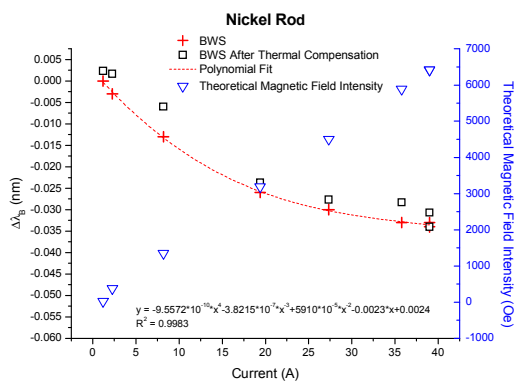


Figure 7. Bragg wavelength shift vs. current, for the nickel transducer

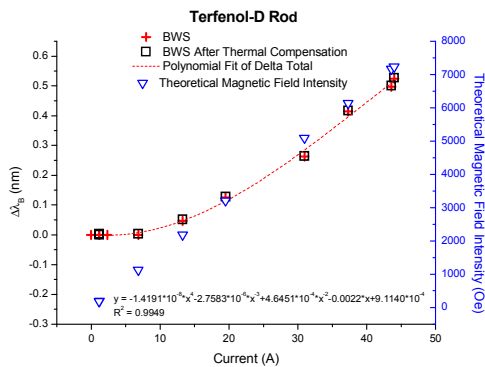


Figure 8. Bragg wavelength shift vs. current, for the Terfenol-D transducer

In this way, the measured BWS due only to strain effects for both types of sensor, for the ten measurement cycles, are showed in Figs. 9 and 10. As it can be seen, for the Terfenol-D-based current transducer, there is practically no sensitivity for currents under 10 A, which corresponds to magnetic field intensity of approximately 1650 Oe.

Since the electrical current developed in the coil is also monitored by a calibrated current probe it is possible to carry out a statistical analysis concerning the obtained data. Thus,

the average BWS, and the standard deviation, for the measurement of reference current values, namely 5 A, 10 A, 15 A, 20 A, 25 A, 30 A, 35 A, 40 A and 45 A, are showed in Table I and Table II for nickel and Terfenol-D, respectively, providing an understanding about the measured values dispersion. Also, in Figs. 11 and 12, the maximum absolute deviation of the BWS for each reference current value is presented, for the nickel-based and the Terfenol-D-based transducers.

V. DISCUSSION AND FUTURE WORKS

As expected, the Bragg wavelength for the nickel-based transducer decreases as the current increases, once this material presents a negative magnetostrictive coefficient; while the Terfenol-D-based prototype shows a positive magnetostriction (and the Bragg wavelength increases as the current increases).

During the experiments considering the temperature effects on the response, the nickel-based transducer showed an average maximum BWS of -0.038 nm for a current variation range of 45 A. For the same current range, the Terfenol-D-based transducer showed an average maximum BWS of 0.526 nm, approximately one order of magnitude larger than the one showed by the nickel-based transducer. Despite the small temperature variations during the experiments, even due to the heating generated by the current passing through the excitation coil, the temperature influence on the results was considered and diminished, through the fitting equations obtained during the transducers thermal behavior experiments and showed in Figs. 5 and 6. It is important to mention that when the thermal effects are compensated the nickel-based transducer BWS range is increased, once the heating and the magnetostrictive effects work in opposite directions on the FBG response.

In this sense, considering the Bragg wavelength shift due only to the magnetic field (i.e., due to the current), the responses of the transducers for ten measurement cycles are presented in Figs. 9 and 10. These experiments provided important data in order to assess measurement statistical characteristics. As it can be seen in Fig. 10, the Terfenol-D-based transducer did not show a considerable sensitivity for currents under 10 A, a feature not shown by the nickel-based transducer.

However, both Terfenol-D and nickel showed considerable BWS standard deviations (presented in *pm* in Tables I and II) for reference current values, due, mainly, to the ripple in the current signal and to the hysteresis feature of magnetostrictive materials. Once Terfenol-D presents a higher strains, its response is less affected by noise or small temperature variations. In what concerns the obtained absolute deviations (Figs. 11 and 12), one can see that for both transducers the deviations are greater at the end of the current range, due to the difficulty in obtain a steady current intensity at the end of the variable transformer current range. However, there is an absolute deviation decreasing tendency as the applied current range increases.

Nickel and Terfenol-D are suitable materials to be used in current monitoring transducers; yet, the alloy shows an

improved response for a specific current range, since it is a giant magnetostrictive material. Next steps include the use of greater DC currents to investigate the materials' saturation region, the modeling of the transducers' response when submitted to different mechanical stresses [11] and magnetic biases in order to determine an optimized sensor set-up for both DC and AC current measurements. Additionally, an inexpensive and outdoor appropriate scheme for demodulation using the fixed filter technique will be implemented.

TABLE I. BWS MEAN AND STANDARD DEVIATION FOR THE NICKEL-BASED TRANSDUCER

Reference Current (A)	Mean - BWS (nm)	Standard Deviation -BWS (pm)
5	-0.010	4.614
10	-0.017	3.975
15	-0.022	3.198
20	-0.226	3.261
25	-0.029	3.269
30	-0.030	2.958
35	-0.032	2.616
40	-0.034	1.367
45	-0.038	6.028

TABLE II. BWS MEAN AND STANDARD DEVIATION FOR THE TERFENOL-D-BASED TRANSDUCER

Reference Current (A)	Mean - BWS (nm)	Standard Deviation -BWS (pm)
5	-0.009	12.213
10	0.015	14.792
15	0.069	19.704
20	0.138	25.618
25	0.216	25.142
30	0.295	18.832
35	0.373	13.777
40	0.449	13.713
45	0.526	41.254

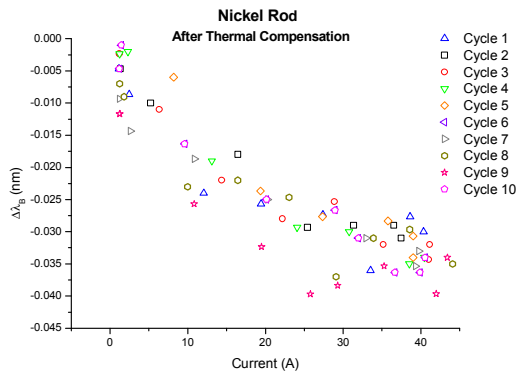


Figure 9. Nickel-based transducer BWS due only to the current, ten measurement cycles

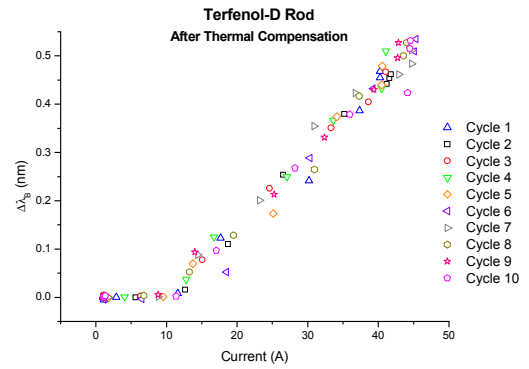


Figure 10. Terfenol-D-based transducer BWS due only to the current, ten measurement cycles

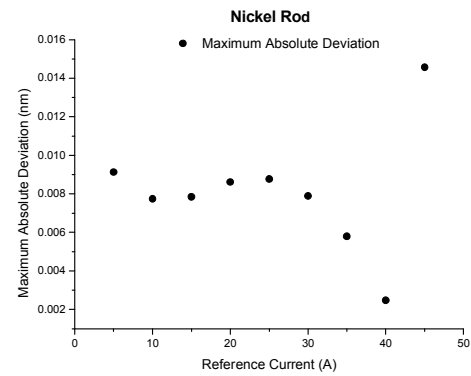


Figure 11. Obtained maximum absolute deviations for each reference current, for ten measurement cycles – nickel-based transducer

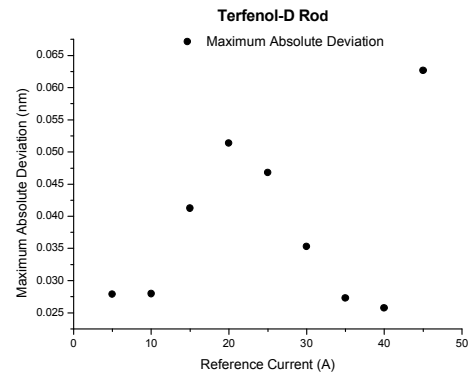


Figure 12. Obtained maximum absolute deviations for each reference current, for ten measurement cycles – Terfenol-D-based transducer

ACKNOWLEDGMENTS

The authors would like to thank Luciana Bakker (from Votorantim Metais) who kindly provided the raw nickel samples and Prof. Juan Carlos Garcia de Blas (coordinator of the Thermomechanic Processing Laboratory/COPPE/UFRJ) who gently provided the hot rolling procedure infrastructure.

REFERENCES

- [1] D. Reilly, A. J. Willshire, G. Fusiek, P. Niewczas, and J. R. McDonald, "A fiber-bragg-grating-based sensor for simultaneous AC current and temperature measurement," *IEEE Sensors Journal*, vol. 06, pp. 1539–1542, December 2006.
- [2] F. V. B. de Nazaré and M. M. Werneck, "Temperature and current monitoring system for transmission lines using power-over-fiber technology", 2010 IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference, pp. 779 – 784, May 2010, Austin – Texas - USA.
- [3] R. C. S. B. Allil and M. M. Werneck, "Optical high-voltage sensor based on fiber Bragg grating and PZT piezoelectric ceramics", *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 60, n. 6, pp. 2118 – 2125, June 2011.
- [4] D. Satpathi, J. A. Moore and M. G. Ennis, "Design of a Terfenol-D based fiber-optic current transducer", *IEEE Sensors Journal*, vol. 5, n. 5, pp. 1057 – 1065, 2005.
- [5] J. Mora, Ll. Martínez-León, A. Díez, J. L. Cruz and M. V. Andrés, "Simultaneous temperature and ac-current measurements for high voltage lines using fiber Bragg gratings", *Sensors and Actuators A* 125, pp. 313 – 316, 2005.
- [6] K. V. Madhav, K. R. Kumar, T. Srinivas and A. Asokan, "Fiber Bragg grating magnetic field sensor", 2006 IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference, pp. 2042 – 2044, April 2006, Sorrento – Italy.
- [7] A. D. Kersey, M. A. Davis, H. J. Patrick, M. LeBlanc, K. P. Koo, "Fiber grating sensors", *Journal of Lightwave Technology*, vol. 15, n. 8, pp. 1442 – 1463, 1997.
- [8] B. Ribeiro and M. M. Werneck, "FBG-PZT sensor system for high voltage measurements", 2011 IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference, pp. 1 – 6, May 2011, Hangzhou – China.
- [9] M. Kreuzer, "Strain measurement with fiber Bragg grating sensors", HBM Deutschland, Darmstadt – Germany.
- [10] G. Engdahl and C. B. Bright, "Magnetostrictive Design", in *Handbook of Giant Magnetostrictive Materials*, G. Engdahl, Academic Press, pp. 207 – 286, 2000.
- [11] F. T. Calkins, M. J. Dalpino and A. B. Flatau, "Effect of prestress on the dynamic performance of a Terfenol-D transducer", submitted to SPIE's 1997 Symposium on Smart Structures and Materials, 1997.

DEVELOPMENT OF AN FBG-NICKEL-BASED CURRENT SENSOR HEAD FOR HIGH-EMI ENVIRONMENTS

F. V. B. de Nazaré⁽¹⁾ and Marcelo Martins Werneck⁽¹⁾

1: Laboratório de Instrumentação e Fotônica / Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rua Horácio de Macedo, 2030, Bloco I-2000, Sala 036, Centro de Tecnologia – Cidade Universitária, Rio de Janeiro – Brasil.

Corresponding author: fabio@lif.coppe.ufrj.br

Abstract: In this paper the authors present the development of a magneto-optical current monitoring device intended to be used in situations where high voltages are involved. The system is intended to offer not only measurement reliability, but to be also practical and light weighted. Fiber Bragg gratings (FBG) are employed in the measurement of current values: the current will be acquired using a hybrid sensor head set-up (an FBG bonded to a magnetostrictive rod). An inexpensive and outdoor-suitable demodulation method, such as the fixed filter technique, should be used in order to improve the instrumentation robustness, avoiding expensive and complex auxiliary electronics. The development of the current sensor head is showed; and preliminary results for laboratory tests are discussed.

Key words: Current, bragg, demodulation, gratings, measurement, nickel, optical, sensor, temperature. .

1. Introduction

Consistent measurements in the power industry are mandatory in a number of situations, such as in substations, in oil industry, and in power transmission [1, 2]. Particularly, parameters of transmission lines like temperature and conductor current must be monitored, providing essential data for ampacity estimation². However, usual instrument transformers in electric power facilities present significant size, besides being heavy. In this sense, numerous optical current sensing schemes which make use of the Faraday Effect have been proposed, since optical systems frequently offer a wider dynamic range, lighter weight, improved safety and electromagnetic interference immunity [3].

But, drawbacks can be mentioned: the Faraday Effect, besides requiring complex compensation techniques, also demands expensive auxiliary electronics, maintenance and specially designed optical fibers to become reliable. Yet, Optical Fiber Sensors (OFS) have been highly employed in environments where the use of electrical sensors are not reliable or may create an unsafe situation. What makes this possible is the use of Fiber Bragg Gratings (FBG), intrinsic optical fiber sensors which are, frequently, wavelength demodulated, requiring the use of a piece of equipment called Optical Spectrum Analyzer – OSA [4]. Although its reliability, the wavelength demodulation procedure implies the use of high cost equipments to attend the high spectral resolution monitoring requirements, a rather restrictive aspect.

Several indoor designs of hybrid optical current sensors have been presented, some of which explore the magnetostrictive actuation of a ferromagnetic rod over a fiber Bragg grating, which is attached to this material [5, 6]. Still, the usual proposed demodulation techniques are expensive or not suitable for a prolonged in-field operation. The first development stages of a magneto-optical current transducer are discussed in this article. A laboratory test device for nickel (negative magnetostriction) is showed, and the designed transducer is tested.

1.1. FBG theory

Fiber Bragg gratings are simple and passive devices, which consist on modulations of the refractive index of the core of optical fibers. These modulations are perpendicular to the light propagation axis. The parameter where the measurement information is encoded is called Bragg wavelength (λ_B) [7]:

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

where n_{eff} is the effective refractive index of the optical fiber and Λ is the periodicity of the grating.

The Bragg wavelength, which is reflected by the FBG, depends directly on the effective refractive index of the core and on the modulation periodicity (Λ); both the index and the modulation periodicity can be affected by external influences. In this way, the Bragg wavelength undergoes a shift due to changes on the mechanical stress which is being applied to the fiber (i.e., when the fiber is strained), or due to environmental temperature variations.

This reported relationship can be described by [8]:

$$\Delta\lambda_B/\lambda_B = (1 - \rho_e)\epsilon_{FBG} + (\alpha + \eta) \cdot \Delta T \quad (2)$$

where $\Delta\lambda_B$ is the Bragg wavelength shift, ρ_e is the photo-elastic coefficient ($\rho_e = 0.22$), ϵ_{FBG} is the strain, ΔT is the temperature variation, α is the silica thermal expansion coefficient ($0.55 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$) and η is thermo-optic coefficient ($8.6 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ for Ge-doped silica optical fibers).

As a result, the Bragg wavelength shift (BWS) due to temperature variations exclusively is given by

$$\Delta\lambda_B = \lambda_B (\alpha + \eta) \cdot \Delta T \quad (3)$$

The thermal expansion coefficient and the thermo-optic coefficient are given by (4) and (5), respectively:

$$\alpha = \left(\frac{1}{\Lambda} \right) \left(\frac{\partial \Lambda}{\partial T} \right) \quad (4)$$

$$\eta = \left(\frac{1}{n_{eff}} \right) \left(\frac{\partial n_{eff}}{\partial T} \right) \quad (5)$$

Specifically, an FBG thermal response is a result of the thermal expansion of the material and of the index of refraction thermal dependence.

1.2. The basics of magnetostriction

All magnetic materials present the magnetostrictive phenomenon, in which the material suffers a strain due to the application of a magnetic field, i.e., the magnetic sample shrinks (negative magnetostriction) or expands (positive magnetostriction) in the direction of magnetization [9]. In the particular case discussed in this work, where nickel samples are being used, the material shrinks when a magnetic field is applied.

Thus, magnetostrictive materials (MM) convert magnetic energy into mechanical energy, and the inverse is also true, i.e., when the material suffers an external induced strain its magnetic state is altered. A typical length variation curve showed by this kind of material is presented in Figure 1 [10], where in region 3 the saturation state has been reached ($\Delta L/L$ is the strain).

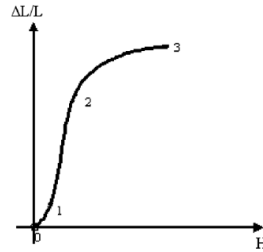


Fig. 1: Magnetostrictive material strain characteristic [10]

In Figure 2 [10] the idealized behavior concerning the changes in the material length as a response to an applied magnetic field is showed. As it can be seen, when the field direction is reversed, i.e., the field is negative (for example, when alternating magnetic fields are being employed), a strain with the same signal which would be obtained with a positive field is achieved. Thus, symmetric magnetic fields cause the same kind of strain (rectified response), and the resulting curve have a shape that recalls a butterfly, and is in this way nicknamed.

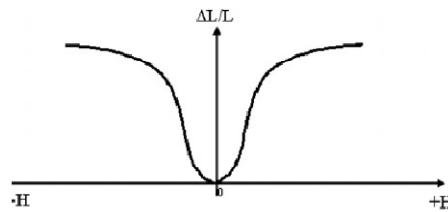


Fig. 2: Magnetostrictive deformation for symmetric magnetic fields [10]

1.3. The fixed filter demodulation technique

Usually, two fiber Bragg gratings are used in measurement systems that employ the fixed filter technique. Besides the sensor FBG, a second grating called the filter FBG serves to interrogate the sensor FBG spectral response, which is submitted, in this particular case, to an environmental temperature variation. When using this method, in addition to a pair of gratings, a broadband optical source and a photo detector are also needed for a practical implementation.

Thus, what happens is that the measurement information is obtained by exploring the reflected optical power, represented by the intersection region in Figure 3 [11]. This reflected power varies as the spectrum characteristic of the sensor FBG; as a result the fixed-filter approach requires a dedicated optoelectronic set-up for each sensor¹¹. Particularly, in this work, only one reading channel is considered.

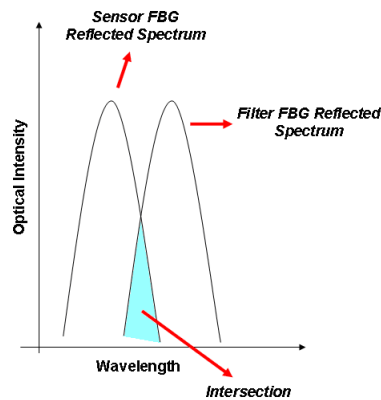


Fig. 3: Theoretical concept of the fixed filter demodulation method [11]

2. Electrical Current Monitoring

2.1. Magnetostrictive material

The proposed current sensor is based on the sensitivity of the magnetostrictive material to the magnetic field - which is created by an electrical current in a conductor - and on the sensitivity of Bragg gratings to strain. On the other hand, Bragg gratings also present a response as a function of the temperature variation, which influences the overall sensor operation.

The nickel parts employed on the development of the investigated current sensor prototype for power systems were constructed according to the following procedure, step-by-step:

1 – Raw pure nickel samples – with dimensions of 100 mm X 100 mm X 10 mm (Figure 4) were furnished by Votorantim Metais for post-treatment;

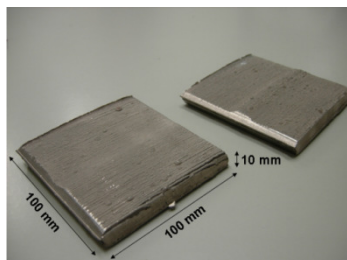


Fig. 4: Raw nickel samples

2 – The material cannot be used as a sensing element in this primitive shape; since the goal is the detection electrical currents from the material exposure to a magnetic field eddy currents may arise, heating the sensor. This unwanted heating can degrade the measurement procedure, since besides acting on the thermal dilatation of the nickel itself it also influences the fixed FBG reflected spectrum. Thus, the raw samples should be laminated, and

the resulting sheets isolated. Therefore, one nickel sample went through a hot rolling procedure and its thickness was reduced. The sample was heated inside a metallurgic furnace, at a temperature of 600°C, for 10 minutes. After this period, the sample is removed and submitted to a metalworking;

3 – This procedure was repeated five times, until the nickel sheet reached the thickness of 0.5 mm. This sheet was cut into smaller pieces, with dimensions of 100 mm X 10mm X 0.5 mm (Figure 5), and piled up in a number of seven, which were glued together using an insulating varnish, composing a complete magnetostrictive part with approximate dimensions of 100 mm X 10 mm X 3.5 mm. This arrangement, besides reducing the effect of eddy currents, is a more robust scheme.

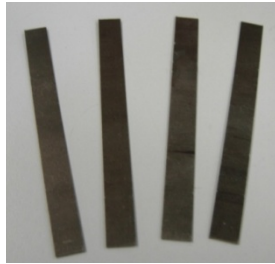


Fig. 5: Nickel sheets after a hot rolling and cutting procedure

2.2. FBG attachment procedure

A fiber Bragg gratings was fixed to the nickel rod using a commercial cyanoacrylate adhesive, after the cleaning of the surface. The FBG is also stretched, a procedure which will allow the monitoring of magneto-elastic compressions that the materials may suffer when submitted to magnetic fields. A stretching device is employed in the fibers stretching procedure; while an FBG interrogator was used to monitor the Bragg wavelength shift (schematic showed in Figure 6). In Figure 7, a schematic view of the attachment is presented.

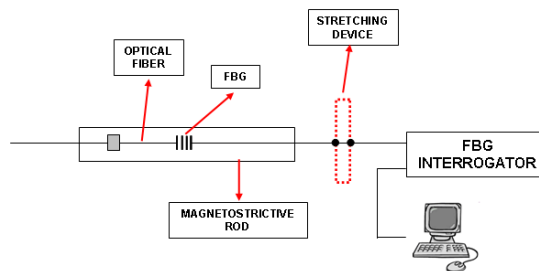


Fig. 6: FBG stretching scheme, prior to complete attachment

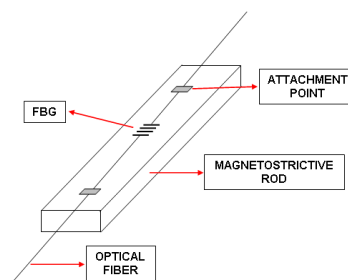


Fig. 7: Fixed FBG on magnetostrictive rod

2.2. Laboratory Test Device

In order to investigate the magnetostrictive characteristics of the nickel sample and to inspect the proper attachment of the grating, a coil was constructed, enabling the excitation of the opto-mechanical transducers with DC currents. This testing system consists in a driving circuit and an exciting coil, fed with DC electrical currents, therefore providing a scheme for the magnetostrictive activation.

The driving circuit - Fig. 8 (a) - is a DC power supply, composed by a three-phase variable transformer, a three-phase full bridge rectifier, and an LC filter (π -configuration), which greatly reduces the ripple voltage at the load (the load is electrically modeled by an inductor in series with a resistor). A number of PSCAD simulations were carried out aiming to obtain an optimized configuration for the DC power supply, bearing in mind the following

aspects: I - the ripple voltage at the load must be low, II - it must be possible to build the LC filter using commercial capacitors and an inductor with a feasible value in henries. A high efficiency exciting coil model is proposed in the literature¹², which provides a magnetic field given by

$$H_{COIL} = G_{COIL} NI \sqrt{\frac{\pi(\alpha+1)}{l_r a_1 (\alpha-1)}} \quad (6)$$

where G_{COIL} is the Fabry factor (or geometry factor), N is the number of turns, I is the electrical current, a_1 is the coil inner radius, l_r the magnetostrictive rod length, and α is the ratio between the coil outer and the inner radii.

This kind of coil geometry provides a substantial magnetic field strength, however, at the expense of a high number of turns. Several aspects must be considered when setting up the exciting coil, such as the number of coil turns; types of available wire gauge; maximum electrical current; power dissipation. There must be a trade-off between these characteristics in order to attain a reliable system operation.

For an exciting coil designed using AWG-21 wire, $a_1 = 0.0105$ m, $a_2 = 0.0163$ m (coil outer radius), $I = 9$ A and $N = 880$, one can obtain a theoretical magnetic field intensity of approximately 118 kA/m (1500 Oe). An exciting coil employing these parameters presents a theoretic inductance $L = 5.6$ mH and a resistance of 3.1Ω . Thus, considering that there are two $10.000 \mu\text{F}$ capacitors and a 1 mH inductance available for the LC filter set-up, the testing circuit showed in Fig 9 (a) is achieved. The simulated load current waveform, using a PSCAD model, is showed in Fig. 8 (b). The current doesn't present considerable oscillations.

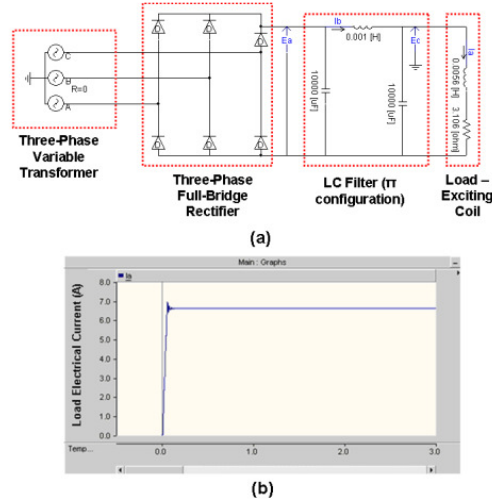


Fig. 8: (a) Designed testing power circuit and (b) simulated load current waveform

3. Results

3.1. DC Current Tests

A fiber Bragg grating with $\lambda_B = 1538.176$ nm at 25°C was attached to the nickel rod, and therefore exposed to the magnetic field generated by the current in the exciting coil. Four measurement cycles were carried out, and the obtained curves are presented in Figure 9. A tendency line that adjusts the data and its equation, the theoretical values of the magnetic field and the temperature of the rod during the experiment, are also presented.

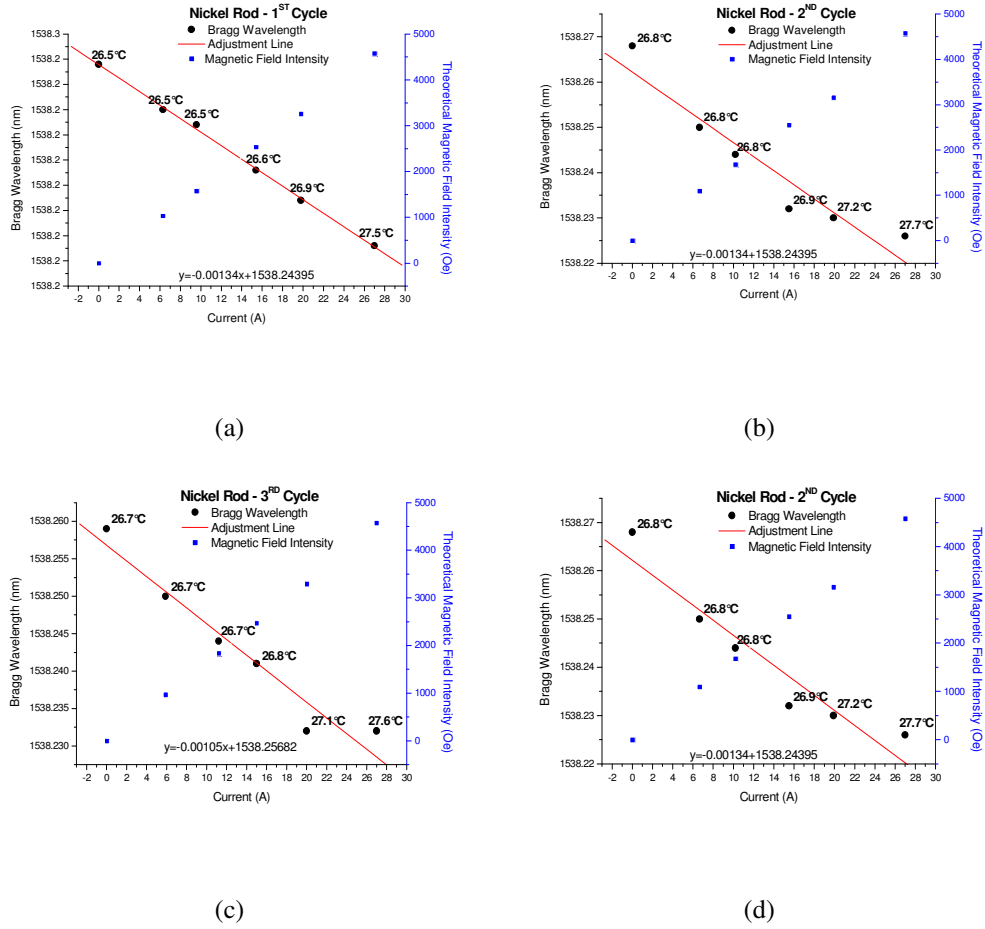


Fig. 9: Bragg wavelength X electrical current curves for the FBG-nickel-based sensor head (four measurement cycles)

3.2. AC Current Tests

The feasibility of measuring DC currents using a set-up composed by an FBG and a magnetostrictive material has been explored so far. An outdoor and practical demodulation scheme should be also explored, in order to provide AC current measurements as well. For a preliminary approach, a Fabry-Perot tunable filter configuration was employed to simulate the filter FBG showed in Fig. 3. Besides its moderate cost, the Fabry-Perot tunable spectral filter demodulation scheme acts as a useful tool to investigate the feasibility of filter FBGs when demodulating current measurements.

In this sense, the optical set-up showed in Fig. 10 is employed to demodulate AC current signals, using the Fabry-Perot interferometry and a photodetector-amplifier circuit. The light from the Amplified Spontaneous Emission (ASE) optical source reaches the FBG through the optical circulator (connectors 1 and 2), and the reflected signal, from connector 3, reaches the Fabry-Perot tunable filter. In this demodulation technique the signal that reaches the photodetector is an intersection between the sensor and the filter spectra, and the electrical signal from the photodetector is amplified and monitored using an oscilloscope. In this particular set-up, the activating coil is directly driven by an AC signal from a variable transformer.

As it can be seen in Figs. 11 and 12 (which consist in pictures saved from the oscilloscope), two AC current signals, with different magnitudes, were applied to the coil. Indeed, the same current transformer described in section 2.3 was used; however, only one phase was connected to the coil terminals. In Figs. 11 and 12, the yellow signal is the reference current, acquired by a current probe, and the blue signal is the current measured by the developed sensor head.

Note that in each oscilloscope screen the amplitudes of the signals and the signal frequency from the developed sensor head are presented. In Fig. 11, since the used current probe provides a 10 mV/A output, the current magnitude is $I_{AC, RMS} = 6.5$ A, which corresponds to a photodetector-amplifier voltage output of approximately 173 mV (RMS). In Fig. 12 the current magnitude is increased, thus, we have a reference current magnitude of I_{AC} .

$I_{RMS} = 18.7$ A, which corresponds to a photodetector-amplifier voltage output of approximately 328 mV (RMS). The developed sensor head signal presents some important features. First, as it can be inferred from Figs. 11 and 12, the sensor head signal shows distortions, due, essentially, to an already distorted driving signal and due to the intrinsic hysteresis present in magnetostrictive materials. Second, note that the sensor head output signal presents a frequency of approximately 120 Hz, twice the driving signal frequency (the frequency of the power grid in Brazil is 60 Hz). One can see that a negative magnetic field produces the same elongation in the magnetostrictive material as a positive magnetic field would, thus, a rectified output response is obtained; if a non-rectified response is desired a permanent magnetic bias scheme must be provided.

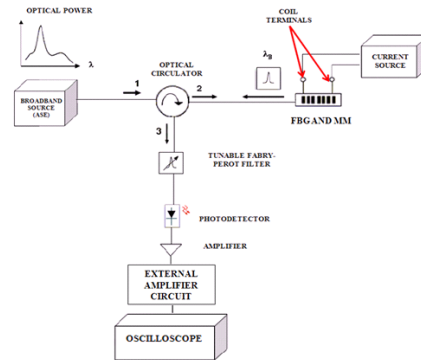


Fig. 10: Optical set-up for the demodulation of AC signals

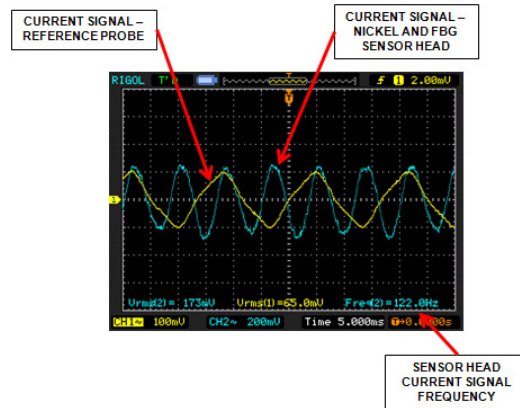


Fig. 11: Sensor head response for an applied AC current, $I_{AC, RMS} = 6.5$ A

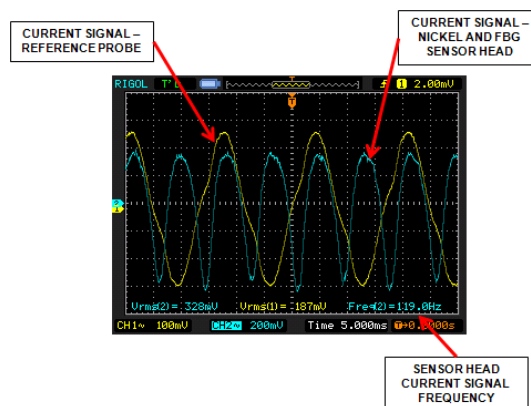


Fig. 11: Sensor head response for an applied AC current, $I_{AC, RMS} = 18.7$ A

4. Discussion and Conclusions

The Bragg wavelength for the nickel-based transducer decreases as the current increases, once this material presents a negative magnetostrictive coefficient. During the experiments the nickel-based transducer showed an average Bragg wavelength shift range of 0.038 nm for a current variation range of 27 A. For outdoor and practical current measurements, when using magneto-optical transducers based on FBG elongation/contraction, a

feasible demodulation scheme for AC measurements is required. In this sense, a demodulation set-up based on the Fabry-Perot interferometry was used to investigate the sensor response, also proving that the fixed filter technique, which uses two FBGs, is suitable to be employed in current measurement systems. Even so, the rectified output characteristic of magnetostrictive transducers was observed.

The development stages of a complete transducer system include the use of greater DC currents to investigate the saturation region of the materials, and the modeling of the response of the transducers when submitted to different mechanical stresses and magnetic biases in order to determine an optimized sensor set-up for current measurements. Additionally, an outdoor appropriate scheme for demodulation using the fixed filter technique will be implemented.

Acknowledgements

The authors would like to thank Luciana Bakker (from Votorantim Metais) who kindly provided the raw nickel samples and Prof. Juan Carlos Garcia de Blas (coordinator of the Thermomechanic Processing Laboratory/COPPE/UFRJ) who gently provided the hot rolling procedure infrastructure.

References

- [1] D. Reilly, A. J. Willshire, G. Fusiek, P. Niewczas, J. R. McDonald, “A fiber-bragg-grating-based sensor for simultaneous AC current and temperature measurement”, IEEE Sensors Journal, vol. 06, 1539–1542, 2006.
- [2] F. V. B. de Nazaré, M. M. Werneck, “Temperature and current monitoring system for transmission lines using power-over-fiber technology”, 2010 IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference. 779 – 784, Austin – Texas – USA, 2010.
- [3] R. C. S. B. Allil, M. M. Werneck, “Optical high-voltage sensor based on fiber Bragg grating and PZT piezoelectric ceramics”, IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, vol. 60, n. 6, 2118-2125, 2011.
- [4] Y. Zhao, Y. Liao, “Discrimination methods and demodulation techniques for fiber Bragg grating sensors”, Optics and Lasers in Engineering 41, pp. 1- 18, 2004.
- [5] D. Satpathi, J. A. Moore, M. G. Ennis, “Design of a Terfenol-D based fiber-optic current transducer”, IEEE Sensors Journal, vol. 5, n. 5, 1057 – 1065, 2005.
- [6] J. Mora, Ll. Martínez-León, A. Díez, J. L. Cruz, M. V. Andrés, “Simultaneous temperature and ac-current measurements for high voltage lines using fiber Bragg gratings”, Sensors and Actuators A 125, 313 – 316, 2005.
- [7] A. D. Kersey, M. A. Davis, H. J. Patrick, M. LeBlanc, K. P. Koo, “Fiber grating sensors”, Journal of Lightwave Technology, vol. 15, n. 8, 1442 – 1463, 1997.
- [8] A. Othonos, K. Kalli, “Fiber Bragg Gratings: Fundamentals and Applications in Telecommunications and Sensing”, Boston, Artech House Publishers, 1999.
- [9] E. Hristoforou, A. Ktena, “Magnetostriction and magnetostrictive materials for sensing applications”, Journal of Magnetism and Magnetic Materials, 372 – 378, 2007.
- [10] A. G. Olabi, A. Grunwald, “Design and application of magnetostrictive materials”, Materials and Design 29, 469 – 483, 2008.
- [11] L. C. S Nunes, L. C. G. Valente, A. M. B. Braga, “Analysis of a demodulation system for fiber Bragg grating sensors using two fixed filters”, Optics and Lasers in Engineering, 529 – 542, 2004.
- [12] B. Engdahl, C. B. Bright, “Magnetostrictive Design”. In: ENGD AHL, G., (ed), *Handbook of Giant Magnetostrictive Materials*, capítulo 3, San Diego, EUA, Academic Press, 2000.

Opto-Magnetostrictive Current Measurement Instrument for High Voltage Environments

Fábio V. B. de Nazaré^{*a}, Marcelo M. Werneck^a

^aLaboratório de Instrumentação e Fotônica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Av. Horácio Macedo, 2030, Ilha do Fundão - Centro de Tecnologia, Bloco I - 036 (subsolo), Rio de Janeiro-RJ, Brazil

ABSTRACT

The authors present the development of a opto-magnetostrictive current monitoring device intended to be used in situations where high voltages are involved. The system offers not only measurement reliability, but to be also practical and light weighted. Fiber Bragg gratings (FBG) are employed in the measurement procedure: the current is acquired using a hybrid sensor head set-up, that is, an FBG together with a magnetostrictive rod.

Keywords: Current, bragg, demodulation, gratings, magnetostriction, measurement, optical, sensor.

INTRODUCTION

Consistent measurements in the power industry are mandatory in a number of situations, such as in substations, in oil industry, and in power transmission^{1, 2}. Particularly, parameters of transmission lines like temperature and conductor current must be monitored, providing essential data for ampacity estimation. However, usual instrument transformers in electric power facilities present significant size, besides being heavy. In this sense, numerous optical current sensing schemes which make use of the Faraday Effect have been proposed, since optical systems frequently offer a wider dynamic range, lighter weight, improved safety and electromagnetic interference immunity³. Optical Fiber Sensors (OFS) have been highly employed in environments where the use of electrical sensors are not reliable or may create an unsafe situation. What makes this possible is the use of Fiber Bragg Gratings (FBG), intrinsic optical fiber sensors which are, frequently, wavelength demodulated (a parameter called Bragg wavelength - λ_B - is monitored), requiring the use of a piece of equipment called Optical Spectrum Analyzer - OSA⁴. Although its reliability, the wavelength demodulation procedure implies the use of high cost equipments to attend the high spectral resolution monitoring requirements, a rather restrictive aspect. Several indoor designs of hybrid optical current sensors have been presented, some of which explore the magnetostrictive actuation of a ferromagnetic rod over a fiber Bragg grating, which is attached to this material^{5, 6}. Still, the usual proposed demodulation techniques are expensive or not suitable for a prolonged in-field operation. Thus, a practical opto-magnetostrictive current sensor intended to be used in high voltage sites, especially in power transmission lines, is proposed. The novel sensor is able to retrieve the complete sinusoidal current signal which is being carried by the line conductor through a FBG which is attached to a magnetostrictive rod set-up excited by DC and AC magnetic fields: a DC magnetic field created by a designed magnetic circuit in order to make the magnetostrictive material operate in its linear region, and an AC magnetic field generated by the current being monitored.

THE SENSOR HEAD

The current sensor system is based on the sensitivity of the magnetostrictive material to the magnetic field - which is created by an electrical current in a conductor - and on the sensitivity of Bragg gratings to strain. When the dimensions of a magnetostrictive material are changed by a magnetic field this strain is transmitted to the attached FBG, enabling the measurement. Terfenol-D, a magnetostrictive alloy composed by iron, terbium and dysprosium, increases its dimensions when submitted to a magnetic field. Block rectangular alloy rods where supplied by the ETREMA Products, Inc, with dimensions of 80 mm X 10 mm X 10mm.

*fabio@lif.coppe.ufrj.br; phone +55 21 25628200; www.lif.coppe.ufrj.br

A fiber Bragg grating with Bragg wavelength $\lambda_B = 1539.21$ nm was fixed to Terfenol-D rod using a commercial cyanoacrylate adhesive. The FBG is also prior stretched, a procedure that changes the initial Bragg wavelength and will allow the monitoring of magneto-elastic elongations and compressions that the material suffers when submitted to AC magnetic fields. Different DC magnetic field intensities were applied to the assembled opto-magnetostrictive set-up in order to acquire and explore its magnetic behavior information during the sensor prototype design; the response of the sensor in terms of Bragg wavelength is presented in Fig. 1 (a). As it can be seen, the magnetostrictive deformation for symmetric magnetic fields is confirmed, enabling the future evaluation of the Terfenol-D rod linear operation region. The magnetostrictive current sensor for transmission lines (TL) should intrinsically encompass some important characteristics. The first one is that a DC magnetic circuit must be provided in order to biasing the Terfenol-D rod, hence it should be possible to submit the magnetostrictive rod to the magnetic field that is generated by the current on the line. Considering these requirements, a novel magnetostrictive sensor configuration is proposed in Fig. 1 (b), in which a permanent magnet section provides biasing DC fields, a low-reluctance magnetic core, and the Terfenol-D rod are present in the magnetic circuit. Yet, the magnetic circuit is designed in such a manner that it can embrace the conductor, allowing the magnetostrictive rod to interact with the AC magnetic field which is generated by the current.

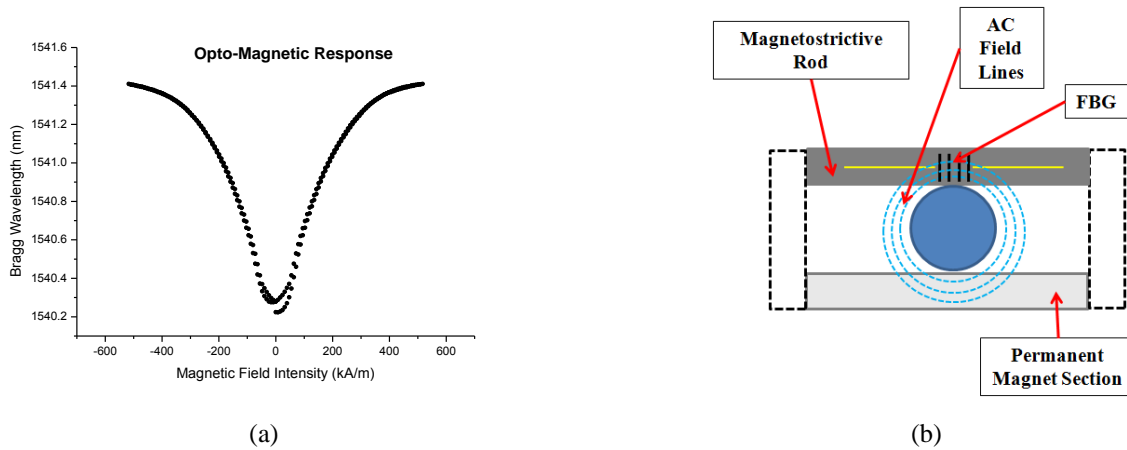


Figure 1. (a) Opto-magnetostrictive sensor Bragg wavelength response for DC magnetic fields; (b) Current sensor location conception around the transmission line conductor.

The design of the magnetic circuit should consider both the DC bias magnetic field, i.e., H_T , and the best configuration for the interaction between the AC magnetic field, generated by the electrical current, and the magnetostrictive rod, that is, H_{TL} . So, the magnetic field intensity, H_{TOTAL} , to which the Terfenol-D rod is submitted, is given by

$$H_{TOTAL} = H_T + H_{TL} \quad (1)$$

For the development of the DC magnetizing circuit it is necessary to know the magnet working (or operation) point (B_m , H_m) in the circuit shown in Fig. 1 (b). NdFeB magnets present a linear second quadrant demagnetization curve, a fact that makes the design easier. Since the magnetostrictive response is unipolar, only the section of the graph in Fig. 1 (a) in which the magnetic field intensity is positive will be considered in the analysis. In Fig. 2 (a) this section of the magnetostrictive response curve is presented, and a 6th order polynomial adjustment line is obtained enabling a more detailed analysis of the sensor head opto-magnetostrictive behavior. That is, since the optimal set-up operation point (which should not be confused with the magnet operation point) is that where the curve inclination is the highest, the derivative of the adjustment curve provides a good indication of the region of linear operation, facilitating the design of the magnetic circuit. It is necessary, in this case, to observe the critical points of the first derivative of the adjustment curve, which is presented in Fig. 2 (b). Notice that the point where the inclination of the curve reaches a maximum is at approximately $H = 82$ kA/m. Thus, the guideline for the magnetic circuit design should be in order to provide such magnetic field intensity (or, an approximation of this value) to the Terfenol-D rod, providing a maximum excursion range for the AC signals. Applying the integral form of the magnetostatic field equations to the magnetic circuit in Fig. 1 (b), it is possible to obtain the magnet operation point which determines the H_T that is closest to the value that defines the Terfenol-D rod ideal operation region ($H = 82$ kA/m). In order to compensate the effects of eventual leakage flux paths it is convenient to consider a higher operation point, in this case, for instance, $H_T = 107.54$ kA/m which can be obtained using NdFeB magnets in a stacked way. Employing this particular geometrical configuration, the sensor head prototype

can be developed, which is shown in Fig. 3 (a), while in Fig. 3 (b) a Finite Element Method Simulation shows the DC biasing magnetic flux lines interacting with the magnetostrictive rod.

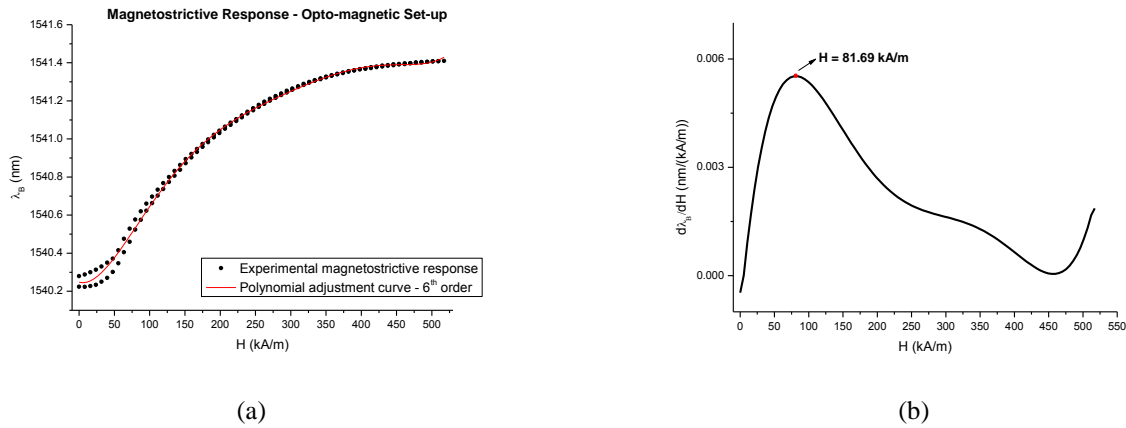


Figure 2. (a) Magnetostrictive response and polynomial adjustment curve for the Terfenol-D rod; (b) the Terfenol-D rod operation region, from derivative curve of the opto-magnetostrictive response.

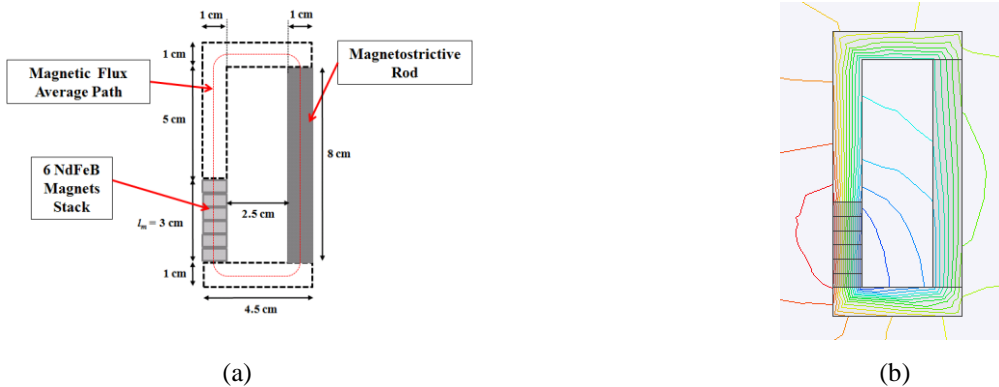


Figure 3. (a) Opto-magnetostrictive current sensor geometric configuration; (b) : A Finite Element Method simulation showing the flux lines generated by the NdFeB permanent magnets interacting with the Terfenol-D rod.

EXPERIMENTS AND RESULTS

Experiments were carried out in order to submit the proposed current sensor prototype to a measurement situation as close as possible to a transmission line monitoring environment. A complete system laboratory analysis was developed using a current loop device, intended to simulate the operation of a transmission line conductor. A current conductor, prepared in a closed loop fashion, is monitored by the opto-magnetostrictive current sensor, and the current amplitude is changed by a variable transformer, connected to the primary windings of two current transformers. A demodulation system suitable for real applications is used, in which an optical set-up and a Fabry-Perot Filter are employed, decreasing the measurement system overall costs and making it more robust for outdoor environments. This optical set-up also includes a photodetector-amplifier circuit: the light from the Amplified Spontaneous Emission (ASE) broadband optical source reaches the FBG through the optical circulator, and the reflected signal reaches the Fabry-Perot tunable filter. In this demodulation technique the signal that is guided to the photodetector is an intersection between the sensor and the filter spectra, and the electrical signal from the photodetector is amplified and monitored using an oscilloscope. Thus, there is a conversion between a wavelength modulated signal to an optical power amplitude modulated one. Besides its moderate cost, the Fabry-Perot filter demodulation scheme acts as a practical method to investigate the feasibility of using filter FBGs for demodulating current measurements, a practical and low-cost procedure usually mentioned in literature as the fixed filter demodulation technique⁷.

The experiment consists in establishing in the current loop device current magnitudes from 100 A_{RMS} up to 800 A_{RMS}, in Fig. 4 the opto-magnetostrictive sensor response when measuring 400 A is presented. The signals were obtained from the oscilloscope screen, where the yellow waveform is the signal from the proposed opto-magnetostrictive sensor, and the blue waveform is the signal provided by a reference commercial current probe.

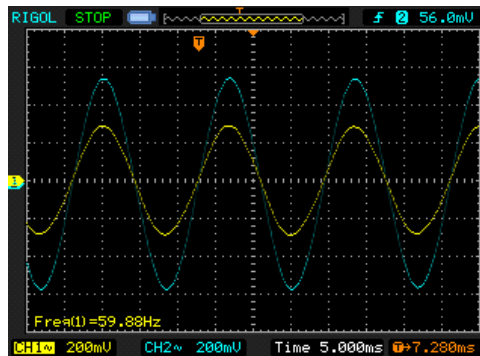


Figure 4. Opto-magnetostrictive current sensor experimental response using the Fabry-Perot Interferometry demodulation, the approximate current which is being developed in the conductor that simulates a transmission line is approximately 400 A_{RMS}.

CONCLUSIONS

The authors describe the development of a practical and small sized current sensor for transmission lines based on the actuation of a Terfenol-D rectangular rod over a Bragg grating inscribed in the core of a silica fiber. This novel opto-magnetostrictive sensor head is capable of retrieve the complete 60 Hz power network sinusoidal signal. To achieve this, the magnetostrictive material must operate in its linear region, and a magnetic circuit employing permanent magnets to accomplish the required biasing field was designed and constructed. Design aspects should be modified in the future aiming the optimization of the sensor configuration, for instance, the sensor head dimensions and locus around the transmission line could be changed in order to decrease the number of permanent magnets and distortion effects for currents over 500 A. Yet, the demodulation with the Fabry-Perot Filter verified that it is possible to employ the fixed filter demodulation technique, where a second FBG (called filter FBG) interrogates the sensor FBG, greatly reducing the costs of the overall measurement system; this is the next logical step to be taken.

REFERENCES

- [1] Reilly, D., Willshire, A. J., Fusiek, G., Niewczas, P. and McDonald, J. R., “A fiber-bragg-grating-based sensor for simultaneous AC current and temperature measurement”, *IEEE Sensors Journal*, vol. 06, 1539–1542, (2006).
- [2] Nazaré, F. V. B. and Werneck, M. M., “Temperature and current monitoring system for transmission lines using power-over-fiber technology”, *2010 IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference*. 779 – 784, Austin – Texas – USA (2010).
- [3] Allil, R. C. S. B. and Werneck, M. M., “Optical high-voltage sensor based on fiber Bragg grating and PZT piezoelectric ceramics”, *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 60, n. 6, 2118-2125 (2011).
- [4] Zhao, Y. and Liao, Y., “Discrimination methods and demodulation techniques for fiber Bragg grating sensors”, *Optics and Lasers in Engineering* 41, pp. 1- 18 (2004).
- [5] Satpathi, D., Moore, J. A. and Ennis, M. G., “Design of a Terfenol-D based fiber-optic current transducer”, *IEEE Sensors Journal*, vol. 5, n. 5, 1057 – 1065 (2005).
- [6] Mora, J., Martínez-León, Ll., Díez, A., Cruz, J. L. and Andrés, M. V., “Simultaneous temperature and ac-current measurements for high voltage lines using fiber Bragg gratings”, *Sensors and Actuators A* 125, 313 – 316 (2005).
- [7] Nunes, L. C. S., Valente, L. C. G. and Braga, A. M. B., “Analysis of a demodulation system for fiber Bragg grating sensors using two fixed filters”, *Optics and Lasers in Engineering*, 529 – 542 (2004).

Research Article

Development of an Optical Sensor Head for Current and Temperature Measurements in Power Systems

Fábio V. B. de Nazaré, Marcelo M. Werneck, Rodrigo P. de Oliveira, D. M. Santos, R. C. Allil, and B. A. Ribeiro

Laboratório de Instrumentação e Fotônica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Avenida Horácio Macedo 2030, Ilha do Fundão, Centro de Tecnologia, Bloco I—036 (subsolo), Rio de Janeiro, 21941-914 RJ, Brazil

Correspondence should be addressed to Fábio V. B. de Nazaré; fabio@lif.coppe.ufrj.br

Received 13 December 2012; Revised 22 February 2013; Accepted 21 March 2013

Academic Editor: Rong Zeng

Copyright © 2013 Fábio V. B. de Nazaré et al. This is an open access article distributed under the Creative Commons Attribution License, which permits unrestricted use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

The development of a current and temperature monitoring optical device intended to be used in high-voltage environments, particularly transmission lines, is presented. The system is intended to offer not only measurement reliability, but to be also practical and light weighted. Fiber Bragg gratings (FBGs) are employed in the measurement of both physical parameters: the current will be acquired using a hybrid sensor head setup—an FBG fixed on a magnetostrictive rod—while a single-point temperature information is provided by a dedicated grating. An inexpensive and outdoor-suitable demodulation method, such as the fixed filter technique, should be used in order to improve the instrumentation robustness, avoiding expensive and complex auxiliary electronics. The preliminary results for laboratory tests are also discussed.

1. Introduction

Unfailing measurements in power systems are obligatory in various situations, such as in substations, in oil industry, and in power transmission [1, 2]. Particularly, parameters of transmission lines such as temperature and conductor current should be monitored, providing important data for ampacity assessment [2]. Though, usual instrument transformers in electric power facilities present significant size, besides being heavy. Numerous optical current sensing devices that make use of the Faraday effect have been discussed, since optical systems frequently offer a wider dynamic range, lighter weight, improved safety, and electromagnetic interference immunity [3], due to the intrinsic insulating aspects of optical fibers.

Nevertheless, some drawbacks can be mentioned; the Faraday Effect, besides requiring complex compensation techniques, also demands expensive auxiliary electronics, maintenance, and specially designed optical fibers to become reliable. So far, optical fiber sensors (OFSs) have been highly employed in environments where the use of electrical sensors is not reliable or may create unsafe circumstances. What

makes this possible is the use of fiber Bragg gratings— intrinsic optical fiber sensors which are, frequently, wavelength demodulated, requiring the use of a piece of equipment called optical spectrum analyzer (OSA) [4]. Despite its reliability, the wavelength demodulation procedure implies the use of high-cost equipments to attend the high spectral resolution monitoring requirements, a rather restrictive aspect for outdoor monitoring.

Quite a few designs of hybrid optical current sensors have been presented; some of which explore the magnetostrictive actuation of a ferromagnetic rod over a fiber Bragg grating, which is attached to this material [5, 6]. Still, commonly proposed demodulation techniques are expensive or not suitable for a prolonged operation in harsh environments. The first development stages of an optical current transducer are discussed in the first part of this paper. A laboratory test device for Terfenol-D, an alloy that presents a positive magnetostriction, is shown, and the designed magneto-optical sensor head is tested.

Subsequently, the temperature measurement section of the system is presented. An FBG is employed as a fixed spectral filter; this filter works as a spectral response interrogator

of a sensing FBG, which is submitted to an induced and controlled temperature variation. Simulations are carried out during this study, and after that a single-point measurement system is investigated. Such optical system has the potential to reduce the costs of an optical fiber sensing arrangement, enabling the measurement of dynamic parameters where high voltage levels are present.

2. Theory and Background

2.1. Optical Fiber Bragg Gratings Theory. Fiber Bragg gratings are simple and passive devices, which consist of modulations of the refractive index (RI) of the core of optical fibers. This technology is one of the most popular choices for optical fiber sensors for strain or temperature measurements due to their simple manufacturing and due to the relatively strong reflected signal. The term fiber Bragg grating was borrowed from the Bragg law and applied to the periodical structures inscribed inside the core of conventional telecom fiber.

Bragg diffraction occurs for an electromagnetic radiation when wavelength is of the same order of magnitude of the atomic spacing, if incident upon a crystalline material. In this case, the radiation is scattered in a specular fashion by the atoms of the material and experiences a constructive interference in accordance to Bragg's law. For a crystalline solid with lattice planes separated by a distance d , the waves are scattered and interfere constructively if the path length of each wave is equal to an integer multiple of the wavelength. Figure 1 shows this idea, and Bragg's law describes the condition for constructive interference from several crystallographic planes of the crystalline lattice separated by a distance d :

$$2d \sin \theta = n\lambda, \quad (1)$$

where θ is the incident angle, n is an integer, and λ is the wavelength. A diffraction pattern is obtained by measuring the intensity of the scattered radiation as a function of θ . Whenever the scattered waves satisfy the Bragg condition, a strong intensity in the diffraction pattern is observed, known as Bragg's peak.

So, after the inscription of the grating into the optical fiber core, due to the periodic modulation of the index of refraction, light guided along the core of the fiber will be weakly reflected by each grating plane according to the Fresnel effect. The reflected light from each grating plane will join together with the other reflections in the backward direction. This addition may be constructive or destructive, depending on whether the wavelength of the incoming light meets the Bragg condition described by (1).

Now, according to (1), since $\theta = 90^\circ$ and d is the distance between peaks of the interference pattern, $\lambda = 2d$ for $n = 1$ is the approximate reflection peak wavelength. That is, the fiber now acts as a dichroic mirror, reflecting part of the incoming spectrum. Equation (1), developed for vacuum, has to be adapted for silica, since the distances traveled by light are affected by the index of refraction of the fiber:

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

Therefore, the Bragg wavelength (λ_B) of an FBG is a function of the effective refractive index of the fiber (n_{eff}) and the periodicity of the grating (Λ).

Essentially, any external agent that is capable of changing Λ will displace the reflected spectrum centered at Bragg's wavelength. A longitudinal deformation, due to an external force, for instance, may change both Λ and n_{eff} , the latter by the photoelastic effect and the former by increasing the pitch of the grating. Equally, a variation in temperature can also change both parameters, via thermal dilation and thermo-optic effect, respectively.

Therefore, an FBG is essentially a sensor of temperature and strain but, by designing the proper interface, many other measurands can be made to impose perturbation on the grating resulting in a shift in the Bragg wavelength, which can then be used as a parameter transducer. Therefore, by using an FBG as a sensor one can obtain measurements of strain, temperature, pressure, vibration, displacement, and so forth.

In order to calculate the sensitivity of the Bragg wavelength with temperature and strain, (2) must be used. Notice that the sensitivity with temperature is the partial derivative with respect of temperature T :

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta T} = 2n_{\text{eff}} \frac{\partial\Lambda}{\partial T} + 2\Lambda \frac{\partial n_{\text{eff}}}{\partial T}. \quad (3)$$

Using (2) and (3),

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = \frac{1}{\Lambda} \frac{\partial\Lambda}{\partial T} \Delta T + \frac{1}{n_{\text{eff}}} \frac{\partial n_{\text{eff}}}{\partial T} \Delta T. \quad (4)$$

The first term is the thermal expansion of silica (α) and the second term is the thermo-optic coefficient (η) representing the temperature dependence of the refractive index (dn/dT). Thus,

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (\alpha + \eta) \cdot \Delta T. \quad (5)$$

The sensitivity with strain is the partial derivative of (2) with respect to displacement:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta L} = 2n_{\text{eff}} \frac{\partial\Lambda}{\partial L} + 2\Lambda \frac{\partial n_{\text{eff}}}{\partial L}. \quad (6)$$

Substituting twice (2) in (5),

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = \frac{1}{\Lambda} \frac{\partial\Lambda}{\partial L} \Delta L + \frac{1}{n_{\text{eff}}} \frac{\partial n_{\text{eff}}}{\partial L} \Delta L. \quad (7)$$

The first term in (7) is the strain of the grating period due to the extension of the fiber. If a stress of ΔL is applied, then a relative strain of $\Delta L/L$ the FBG is obtained. At the same time if the FBG has a length L_{FBG} it will experience a strain $\Delta L_{\text{FBG}}/L_{\text{FBG}}$, but since the FBG is inscribed in the fiber, then $\Delta L_{\text{FBG}}/L_{\text{FBG}} = \Delta L/L$. The Bragg displacement with extension equals the displacement of the grating period with the same extension; therefore, the first term in (7) is the unit.

The second term in (7) is the photoelastic coefficient (ρ_e), the variation of the index of refraction with strain.

In some solids, depending on the Poisson ratio of the material, this effect is negative; that is, when a transparent medium expands, as an optical fiber for instance, the index of refraction decreases due to the decrease of density of the material. Then, when an extension is applied to the fiber, the two terms in (7) produce opposite effects, one by increasing the distance between gratings and thus augmenting the Bragg wavelength and the other by decreasing the effective RI and thus decreasing the Bragg wavelength. The combined effect of both phenomena is the classical form of the Bragg wavelength displacement with strain:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e) \varepsilon_{\text{FBG}}, \quad (8)$$

where ε_{FBG} is the longitudinal strain of the grating. Combining (5) and (8), the sensitivity of the Bragg wavelength with temperature and strain is obtained [8, 9]:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (1 - \rho_e) \varepsilon_{\text{FBG}} + (\alpha + \eta) \cdot \Delta T, \quad (9)$$

where $\Delta\lambda_B$ is the Bragg wavelength shift, ρ_e is the photoelastic coefficient ($\rho_e = 0.22$), ε_{FBG} is the strain, ΔT is the temperature variation, α is the silica thermal expansion coefficient ($0.55 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$), and η is thermo-optic coefficient ($8.6 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ for Ge-doped silica optical fibers).

Thus, the theoretical grating sensitivities to temperature and strain, at the wavelength range of 1550 nm, after substituting the constants in (9) are

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta T} = 14.18 \text{ pm}/^\circ\text{C}, \quad (10)$$

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta\varepsilon} = 1.2 \text{ pm}/\mu\varepsilon.$$

These theoretical values, presented in (10), though, are not absolute as each FBG will present slightly different sensitivities according to the manufacturing procedure, even for the same fabrication batch.

2.2. The Magnetostrictive Phenomenon. Magnetic materials present magnetostriction, a phenomenon in which the material suffers a strain due to the application of a magnetic field; that is, the magnetic sample shrinks (negative magnetostriction) or expands (positive magnetostriction) in the direction of magnetization [10]. Thus, magnetostrictive materials (MM) convert magnetic energy into mechanical energy, and the inverse is also true; that is, when the material suffers an external induced strain its magnetic state is changed. A typical length variation curve showed by a Terfenol-D rod when submitted to a magnetic field is presented in Figure 2(a), where in region A the saturation state has been reached.

The strain characteristic showed in Figure 1 was obtained for a Terfenol-D rod, an alloy composed by iron, terbium, and dysprosium (a giant magnetostrictive material-GMM-) with dimensions of 80 mm \times 10 mm \times 10 mm, which is presented

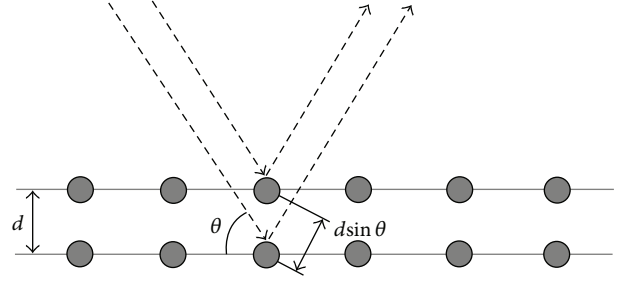
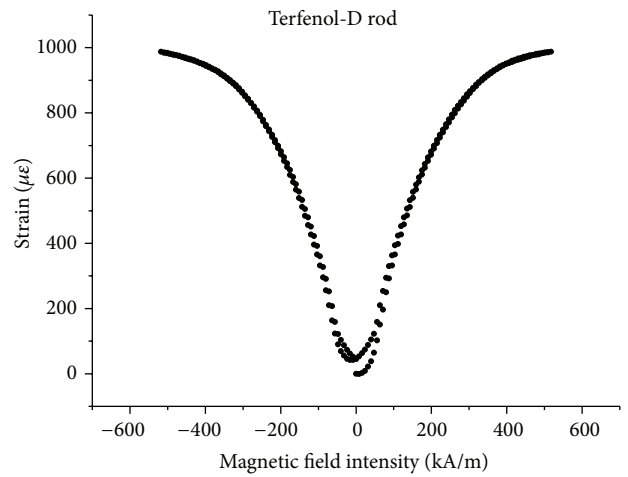
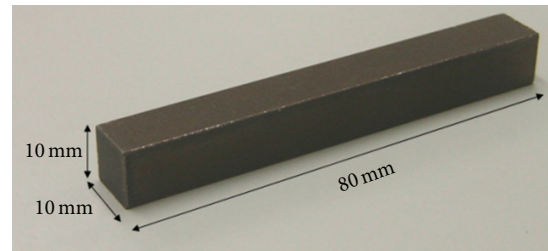


FIGURE 1: An incident radiation is reflected by the lattice structure of a crystal and interferes constructively if the Bragg law is obeyed.



(a)



(b)

FIGURE 2: (a) Terfenol-D strain characteristic; (b) Employed Terfenol-D rod.

in Figure 2(b). The material was submitted to a longitudinal magnetic field, generated by a laboratory electromagnet.

As it can be seen in Figure 2(a), when the field direction is reversed, that is, the field is negative (e.g., when alternating magnetic fields are being employed), a strain with the same signal which would be obtained with a positive field is achieved. Thus, symmetric magnetic fields cause the same kind of strain (rectified response), and the resulting curve has a shape that is recalled a butterfly, and is in this way nicknamed.

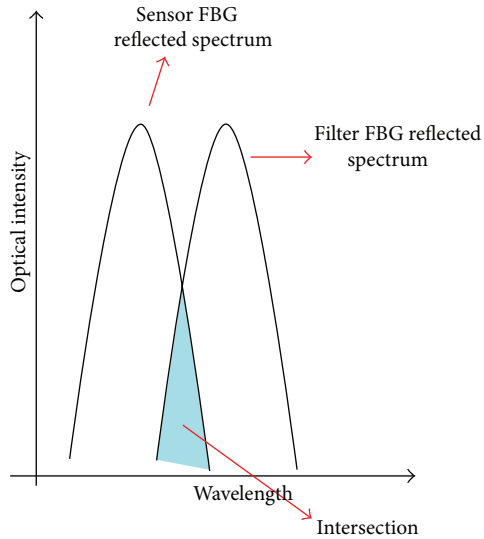


FIGURE 3: Concept of the fixed filter demodulation method (adapted from [7]).

2.3. The Fixed Filter Demodulation Technique. Usually, two fiber Bragg gratings are used in simple measurement systems that employ the fixed filter technique. Beside the sensor FBG, a second grating called the filter FBG serves to interrogate the sensor FBG spectral response. When using this method, in addition to a pair of gratings, a broadband optical source and a photodetector are also needed for a practical implementation.

Thus, the measurement information is obtained by exploring the reflected optical power, represented by the intersection region in Figure 3 [7]. This reflected power varies as the spectrum characteristic of the sensor FBG changes; as a result the fixed-filter approach requires a dedicated optoelectronic setup for each sensor [7].

3. Electrical Current Measurement Subsystem

3.1. FBG Attachment Procedure. The proposed current sensor subsystem is based on the sensitivity of the magnetostrictive material to the magnetic field—which is created by an electrical current in a conductor—and on the sensitivity of Bragg gratings to strain. Namely, when the dimensions of a MM are changed by a magnetic field this strain is transmitted to the attached FBG, enabling the measurement. On the other hand, Bragg gratings also present a sensitivity to the temperature variation, which influences the overall sensor operation.

A fiber Bragg grating was fixed to the Terfenol-D rod using a commercial cyanoacrylate adhesive, after the cleaning of the surface. The FBG is also prior stretched, a procedure which will allow the monitoring of magnetoelastic elongations and compressions that the material suffers when submitted to AC magnetic fields. A stretching device is applied to the fiber during the bonding procedure while an FBG interrogator was used to monitor the Bragg wavelength shift (the schematic is presented in Figure 4). In Figure 5, a schematic view of the attachment is presented.

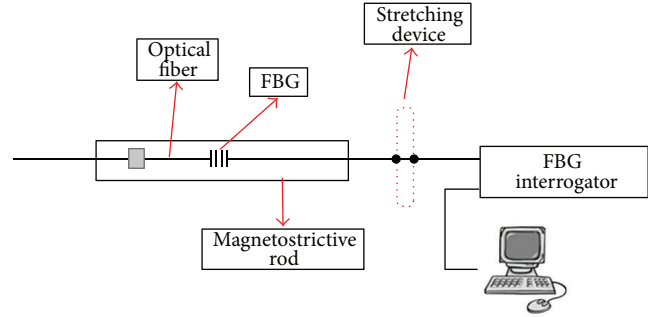


FIGURE 4: FBG stretching scheme, prior to complete attachment.

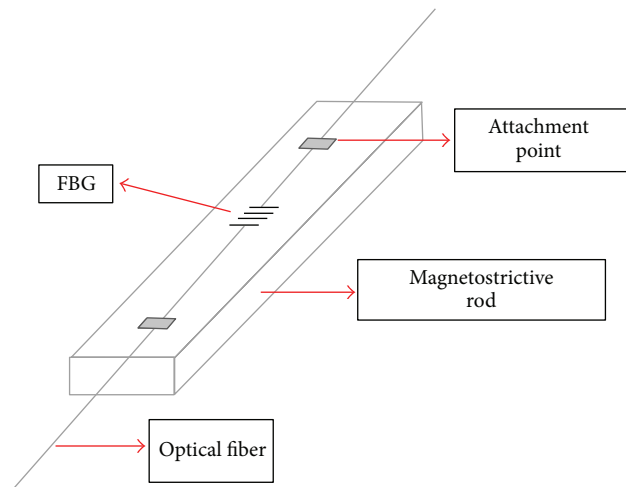


FIGURE 5: Fixed FBG on magnetostrictive rod.

3.2. Laboratory Test Device. With the purpose of investigating the magnetostrictive characteristics of the Terfenol-D samples and to inspect the proper attachment of the grating over the rod, a coil was constructed, enabling the excitation of the magneto-optical transducer with DC currents. This testing system consists of a driving circuit and an exciting coil, fed with DC electrical currents, therefore providing a scheme for the magnetostrictive activation.

The driving circuit—Figure 5(a) is a DC power supply, composed of a three-phase variable transformer, a three-phase full bridge rectifier, and an LC filter (π -configuration), which greatly reduces the ripple voltage at the load (the load is electrically modeled by an inductor in series with a resistor). A number of PSCAD simulations were carried out aiming to obtain an optimized configuration for the DC power supply, given the following aspects: (A) the ripple voltage at the load must be low, (B) it must be possible to build the LC filter using commercial capacitors and an inductor with a feasible value in henries.

A high-efficiency exciting coil model is proposed [11], which provides a magnetic field given by

$$H_{\text{COIL}} = G_{\text{COIL}} NI \sqrt{\frac{\pi(\alpha + 1)}{l_r a_1 (\alpha - 1)}}, \quad (11)$$

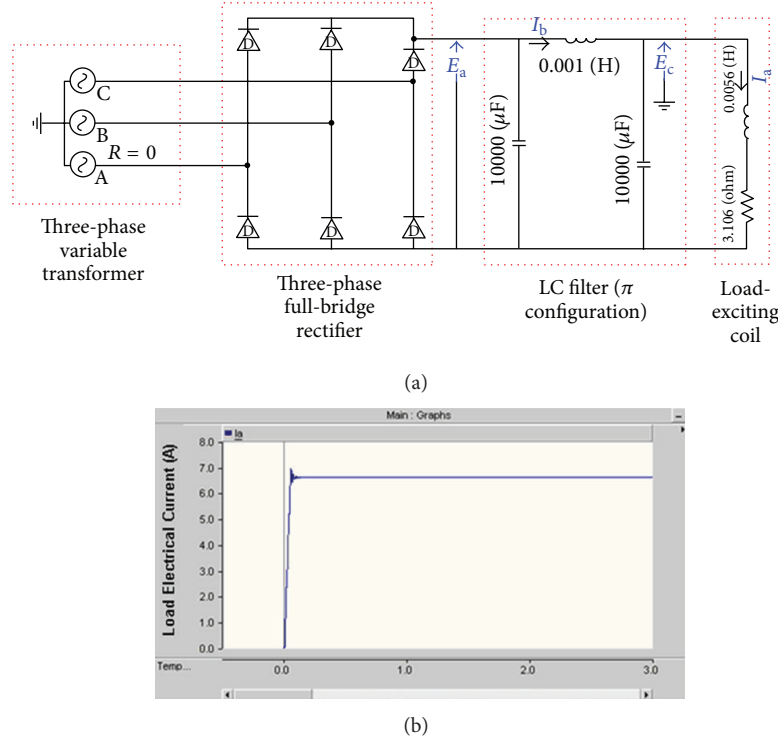


FIGURE 6: (a) Designed testing power circuit and (b) simulated load current waveform.

where G_{COIL} is the Fabry factor (or geometry factor), N is the number of turns, I is the electrical current, a_1 is the coil inner radius, l_r the magnetostrictive rod length, α is the ratio between the coil outer and the inner radii ($\alpha = a_2/a_1$), and a_2 is the coil outer radius.

This coil geometry provides a substantial magnetic field strength, however, at the expense of a high number of turns. Several aspects must be considered when setting up the exciting coil, such as the number of coil turns, types of available wire gauge, maximum electrical current, power dissipation. There must be a trade-off between these aspects in order to attain a reliable system operation.

For an exciting coil designed using AWG-21 wire, $a_1 = 0.0105$ m, $a_2 = 0.0163$ m, $I = 9$ A, and $N = 880$, one can obtain $G_{\text{COIL}} = 0.113$ and a theoretical magnetic field intensity of approximately 118 kA/m (1500 Oe). An exciting coil employing these parameters presents a theoretic inductance $L = 5.6$ mH and a resistance of 3.1 Ω . Thus, considering that there are two 10.000 μF capacitors and a 1 mH inductance available for the LC filter setup, the testing circuit shown in Figure 6(a) is achieved. The simulated load DC current waveform, using a PSCAD model, is shown in Figure 6(b).

3.3. Current Sensor Thermal Response. In monitoring applications, when the strain information is a part of the transduction process, the thermal behavior of the measurement system must be known since most current measurements are done outdoors. These data can be later applied to compensate temperature drifts. In order to submit the gratings attached

to Terfenol-D rod to a wide temperature range, a testing setup composed of a thermal shaker and a 2000 mL beaker with water, where the sensor is immersed, was used.

Considering that the fixation of the Bragg gratings over the surface of the rod is ideal, the strain over the optical fiber developed during the experiment is due to the magnetostrictive material linear thermal expansion, that is, ϵ_m . Thus,

$$\frac{\Delta L}{L_o} = \epsilon_m = \alpha_M \Delta T, \quad (12)$$

where α_M is the MM linear thermal expansion coefficient.

For strain measurements, taking into account the Bragg wavelength expression showed in [12], obtained manipulating (9), one has

$$\frac{\Delta \lambda_B}{\lambda_B} = k \cdot (\epsilon_m + \alpha_S \Delta T) + \frac{1}{n} \frac{\delta n}{\delta T} \Delta T, \quad (13)$$

where $\Delta \lambda_B$ is the Bragg wavelength shift, λ_B is the Bragg wavelength at the beginning of the test, k is the gauge factor ($k = 0.78$), ΔT is the temperature variation, α_S is the silica thermal expansion coefficient, and $1/n \cdot (\delta n/\delta T)$ is the temperature dependence of the refractive index (RI).

Therefore, using (12), and (13) one can obtain

$$\frac{\Delta \lambda_B}{\Delta T} = \lambda_B \left(k \alpha_M + k \alpha_S + \frac{1}{n} \frac{\delta n}{\delta T} \right), \quad (14)$$

which is the theoretical thermal sensitivity of the optomechanical sensor is given by (14). In this particular case,

$\lambda_B = 1539.773 \text{ nm}$ ($T = 7.4^\circ\text{C}$) and α_M (Terfenol-D) = $12 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$; hence, the sensitivity of the Bragg wavelength as a function of temperature is

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\Delta T_{\text{TERFENOL}}} = 0.0242 \text{ nm}/^\circ\text{C}. \quad (15)$$

Thus, admitting a Bragg wavelength infinitesimal variation for an infinitesimal temperature variation, from (15) we have

$$\begin{aligned} d\lambda_B &= 0.0242 dT, \\ \lambda_B &= \int 0.0242 dT, \\ \lambda_B &= 0.0242T + C, \end{aligned} \quad (16)$$

where C is the integration constant for the indefinite integral.

Considering the Bragg wavelength just after the stretching process as the initial condition $\lambda_B = 1540.093 \text{ nm}$ ($T = 25^\circ\text{C}$) and using (16):

$$C = 1539.488 \text{ nm}. \quad (17)$$

Hence, the theoretical thermal sensibility for the Terfenol-D-based setup is

$$\lambda_{B(\text{TERFENOL})} = 0.0242 \cdot T + 1539.488 \text{ nm}. \quad (18)$$

In Figure 7, the measured responses, when the current sensor head is submitted to a temperature variation range of approximately 60°C , are presented. For comparison purposes, a tendency line that adjusts the experimental data and the calculated theoretical thermal sensitivity is also shown.

3.4. Experiments and Results. The setup was exposed to the magnetic field generated by the current in the exciting coil. The transducer is positioned in the core of the exciting coil, which is mechanically supported by a PVC tube. Considering this arrangement, a current range of 0–27 A was delivered to the load, while the Bragg wavelength shift and the transducer temperature were monitored. This maximum current value was limited by the variable transformer capacity.

Four measurement cycles were carried out, and the obtained curves are presented in Figure 8. A tendency line that adjusts the data and its equation, the theoretical values of the magnetic field and the temperature of the rod during the experiment, are also presented, as well as error bars accounting for the temperature influence over the measurements. Knowing the sensor thermal behavior (Section 3.3) and the temperature during the experiment, it is possible to obtain the Bragg wavelength shift (BWS) due to the temperature variation and employ this information to acquire the measurement error information concerning thermal effects.

The Bragg wavelength for the Terfenol-D-based prototype shows a positive magnetostriction, and the Bragg wavelength increases as the current increases. During the experiments disregarding the temperature effects on the response, the Terfenol-D-based transducer showed an average Bragg wavelength shift range of 0.449 nm for a current

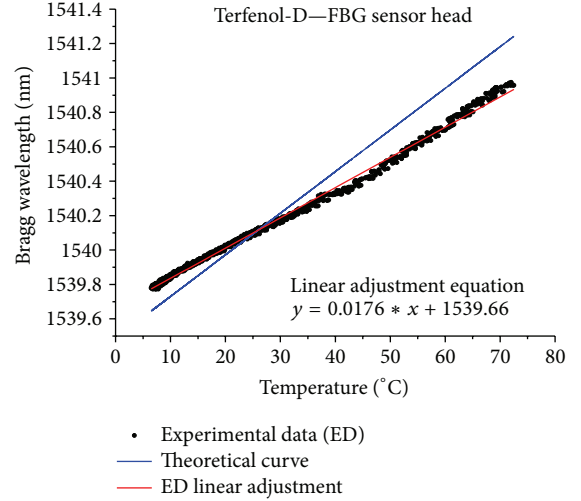


FIGURE 7: The Bragg wavelength as function of temperature for the Terfenol-D—FBG sensor head.

TABLE 1: Bragg wavelength shift ranges.

Hybrid Current sensor head	BWS range (nm)
$\Delta\lambda_B$	0.449
$\Delta\lambda_B$ —with temperature compensation	0.417

variation range of 27 A. However, considering the temperature effects through the tendency lines obtained during the temperature compensation experiments (shown) in Figure 7, this influence has to be taken into account. Thus, in this case, the current transducer showed an average Bragg wavelength shift range of 0.417 nm (Table 1). This happens because as the current in the coil is increased the environmental temperature is also increased, due to heat dissipation; consequently, when the temperature influence is removed, the actual Bragg wavelength shift range due only to the magnetostrictive actuation is obtained.

Namely, the displacement of the Bragg wavelength due to strain alone is the total displacement observed minus the displacement due to temperature alone. This approach is valid in a laboratory experiment, since it is possible to electrically measure the temperature drift. But, this is not always the case since the local of interest is a high-voltage environment or a place with a high EMI is present. A more elegant way to measure the temperature variation is by the use of another FBG on the same fiber, protected against strain and at the same temperature as its neighbor [3]. The two FBGs will be in the same fiber-optic and will provide two different Bragg reflections, one dependent on strain and temperature and the other dependent only on temperature for compensation.

From (3), we have for the first FBG:

$$\Delta\lambda_{B1} = K_{\epsilon 1} \Delta\epsilon + K_{T1} \Delta T, \quad (19)$$

where

$$K_{\epsilon 1} = (1 - \rho_e) \lambda_{B1}, \quad (20)$$

$$K_{T1} = (\alpha - \eta) \lambda_{B1}. \quad (21)$$

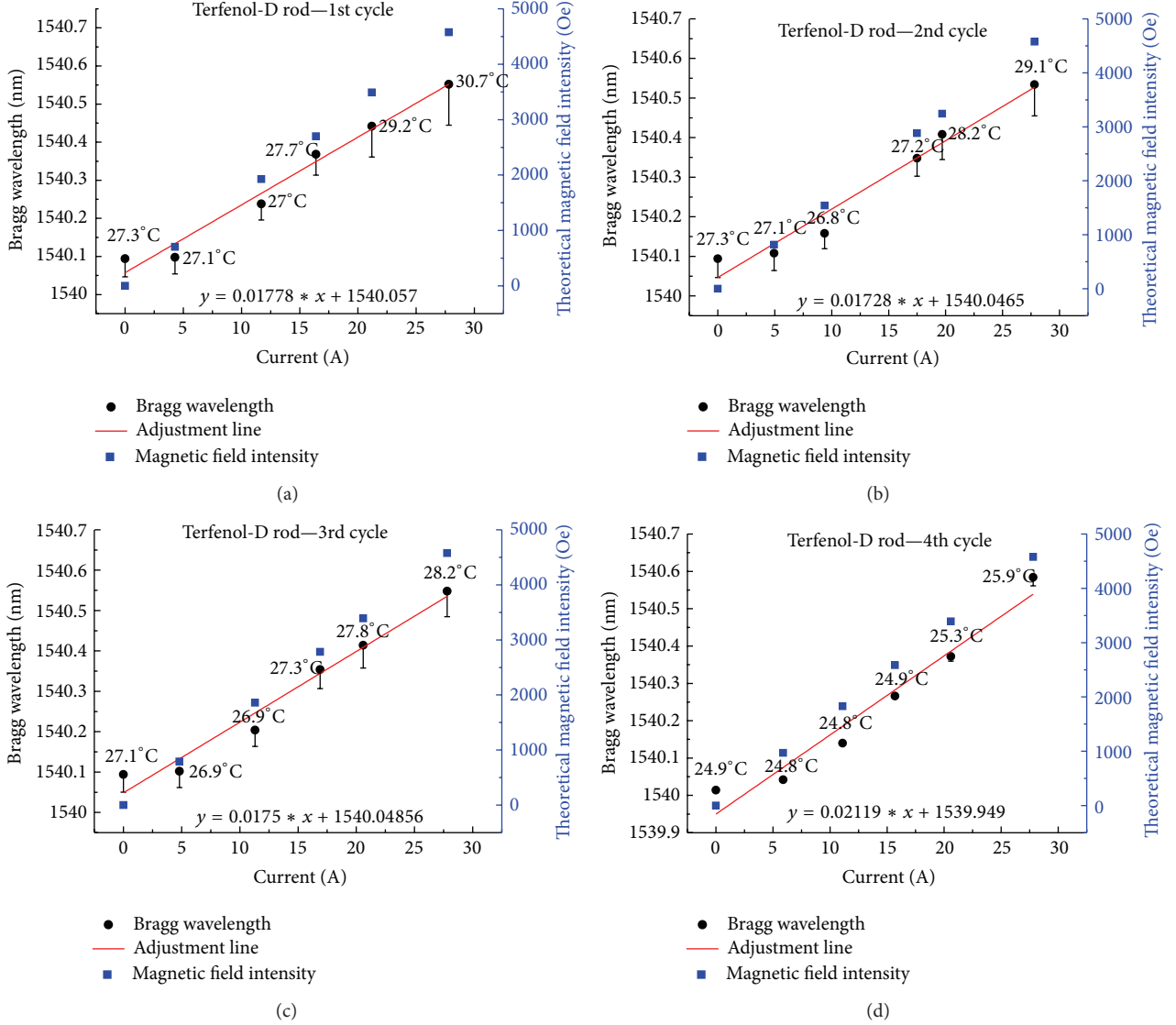


FIGURE 8: Bragg wavelength X electrical current curves for the FBG-Terfenol-D-based sensor head for four measurement cycles.

Similarly, for the other FBG, we have

$$\Delta\lambda_{B2} = K_{\epsilon 2}\Delta\epsilon + K_{T2}\Delta T, \quad (22)$$

where

$$K_{\epsilon 2} = (1 - \rho_e)\lambda_{B2}, \quad (23)$$

$$K_{T2} = (\alpha - \eta)\lambda_{B2}. \quad (24)$$

But since this FBG is strain free, the first term in (23) will not exist and $K_{\epsilon 2}$ equals zero. Equations (19) and (23) can be written in matrix form:

$$\begin{bmatrix} \Delta\lambda_{B1} \\ \Delta\lambda_{B2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{\epsilon 1} & K_{T1} \\ K_{\epsilon 2} & K_{T2} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \Delta\epsilon \\ \Delta T \end{bmatrix}. \quad (25)$$

Equation (25) is called the wavelength shift matrix because its solution gives the wavelength displacements of both FBGs

as a function of temperature and strain. However, we need to find the sensing matrix that gives us the strain and temperature as a function of the wavelength displacement of each FBG. To do so, we multiply both sides of (25) by the inverse of the 2×2 matrix and get

$$\begin{bmatrix} \Delta\epsilon \\ \Delta T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{\epsilon 1} & K_{T1} \\ K_{\epsilon 2} & K_{T2} \end{bmatrix}^{-1} \times \begin{bmatrix} \Delta\lambda_{B1} \\ \Delta\lambda_{B2} \end{bmatrix}. \quad (26)$$

Inverting the 2×2 matrix, we have the sensing matrix:

$$\begin{bmatrix} \Delta\epsilon \\ \Delta T \end{bmatrix} = \frac{1}{K_{\epsilon 1}K_{T2} - K_{\epsilon 2}K_{T1}} \begin{bmatrix} K_{T2} & -K_{T1} \\ K_{\epsilon 2} & K_{\epsilon 1} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \Delta\lambda_{B1} \\ \Delta\lambda_{B2} \end{bmatrix}. \quad (27)$$

In (27), one can notice that if

$$K_{\epsilon 1}K_{T2} \approx K_{\epsilon 2}K_{T1} \quad (28)$$

then there is no possible solution for (27) because (19) and (22) would be two almost parallel lines. This would happen,

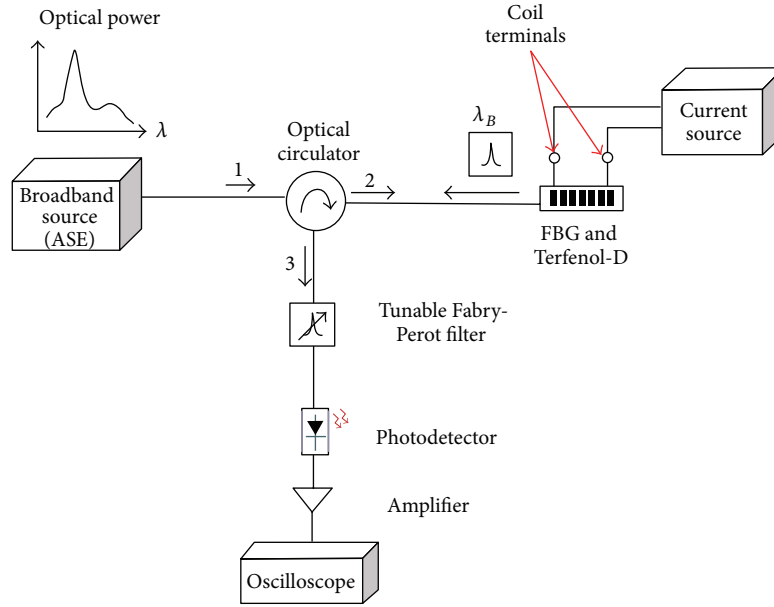


FIGURE 9: Optical setup for the demodulation of AC signals.

for instance, if the two FBGs had the same coefficients and Bragg wavelength reflection and would, therefore, displace equally. Notice that (20) and (23), as well as (21) and (24), respectively, differ only by the Bragg wavelength. So, to avoid the redundancy in (27) one can use FBGs with Bragg peak reflections wide apart.

Now, solving (27) for strain and temperature:

$$\Delta\varepsilon = \frac{1}{K_{\varepsilon_1}K_{T_2} - K_{\varepsilon_2}K_{T_1}} (K_{T_2}\Delta\lambda_{B_1} - K_{T_1}\Delta\lambda_{B_2}), \quad (29)$$

$$\Delta T = \frac{1}{K_{\varepsilon_1}K_{T_2} - K_{\varepsilon_2}K_{T_1}} (K_{\varepsilon_1}\Delta\lambda_{B_2} - K_{\varepsilon_2}\Delta\lambda_{B_1}). \quad (30)$$

Equation (29) gives the real strain of FBG 1 as measured by $\Delta\lambda_{B_1}$, compensated against temperature variation measured by $\Delta\lambda_{B_2}$. Equation (30) gives the temperature of the sensors. It can be used for further compensation, as, for instance, the thermal dilation of the metallic parts of the setup.

3.5. AC Measurement and Tunable Filter Demodulation. The feasibility of measuring DC currents using a setup composed by an FBG and a magnetostrictive material has been explored so far. An outdoor and practical demodulation scheme should be also explored, in order to provide AC current measurements as well.

For a preliminary approach, a Fabry-Perot tunable filter configuration [13, 14] was employed to simulate the filter FBG shown in Figure 3. Besides its moderate cost, the Fabry-Perot tunable spectral filter demodulation scheme acts as a useful tool to investigate the feasibility of filter FBGs when demodulating current measurements.

In this sense, the optical setup shown in Figure 9 is employed to demodulate AC current signals, using the Fabry-Perot interferometry and a photodetector-amplifier circuit. The light from the amplified spontaneous emission (ASE)

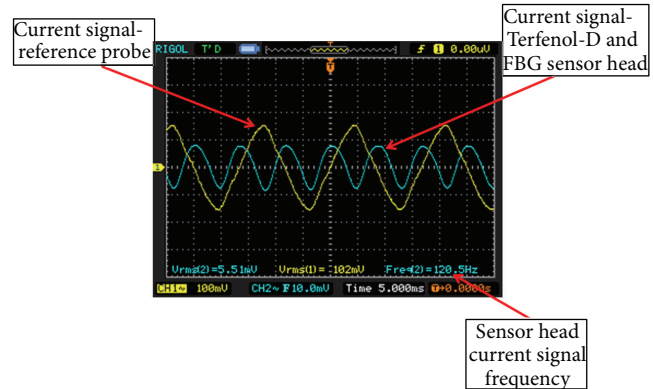


FIGURE 10: Sensor head response for an applied AC current, $I_{AC, RMS} = 10.2$ A.

optical source reaches the FBG through the optical circulator (connectors 1 and 2), and the reflected signal, from connector 3, reaches the Fabry-Perot tunable filter. In this demodulation technique, the signal that reaches the photodetector is an intersection between the sensor and the filter spectra, and the electrical signal from the photodetector is amplified and monitored using an oscilloscope. In this particular setup, the activating coil is directly driven by an AC signal from a variable transformer.

As it can be seen in Figures 10 and 11 (which consist of pictures saved from the oscilloscope), two AC current signals, with different magnitudes, were applied to the coil, using the variable transformer. Indeed, the same current transformer described in Section 3.2 was used; however, only one phase was connected to the coil terminals. In Figures 10 and 11, the yellow signal is the reference current, acquired by a current probe, and the blue signal is the current measured by the developed sensor head.

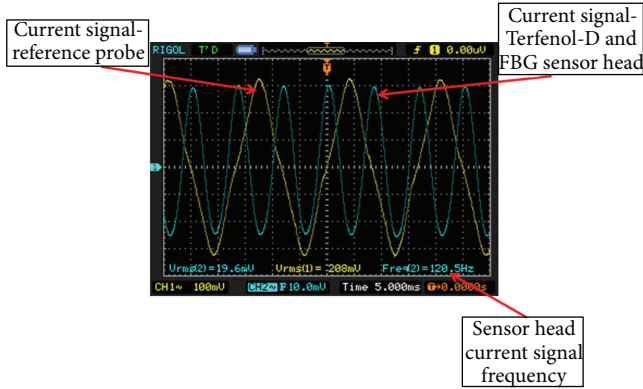


FIGURE 11: Sensor head response for an applied AC current, $I_{AC, RMS} = 20.8$ A.

Note that in each oscilloscope screen the amplitudes of the signals and the signal frequency from the developed sensor head are presented. In Figure 10, since the used current probe provides a 10 mV/A output, the current magnitude is $I_{AC, RMS} = 10.2$ A, which corresponds to a photodetector-amplifier voltage output of approximately 5.51 mV (RMS). In Figure 11, the current magnitude is increased; thus, we have a reference current magnitude of $I_{AC, RMS} = 20.8$ A, which corresponds to a photodetector-amplifier voltage output of approximately 19.6 mV (RMS). The developed sensor head signal shows distortions, due, essentially, to an already distorted driving signal and due to the intrinsic hysteresis present in magnetostrictive materials.

Second, note that the sensor head output signal presents a frequency of approximately 120 Hz, twice the driving signal frequency (the frequency of the power grid in Brazil is 60 Hz). Recalling the Terfenol-D strain characteristic from Figure 2(a), one can see that a negative magnetic field produces the same elongation in the magnetostrictive material as a positive magnetic field would; thus, a rectified output response is obtained; if a nonrectified response is desired a permanent magnetic bias scheme must be provided.

4. Temperature Measurement Subsystem

4.1. Optical Setup. Two FBGs, inscribed in Ge-doped single-mode optical fibers, were used. Their choice was defined in such a way that there should be a reflected spectra intersection; however, the Bragg wavelengths should not be the same. The nominal Bragg wavelength of the sensor FBG was 1538 nm, while that one for the filter FBG was 1540 nm, both values at $T = 23^\circ\text{C}$.

To carry out the fixed filter demodulation technique analysis, the reflected spectrum from both gratings must be known. In the arrangement used to obtain the spectrum (Figure 12), we applied an ASE optical source, a 2×1 coupler and an optical spectrum analyzer. The used ASE was a broadband optical source (model FL7002 from Thorlabs), which has a continuous emission spectrum between 1530 nm

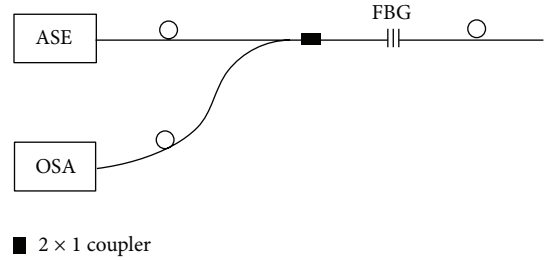


FIGURE 12: Setup for the spectra characterization.

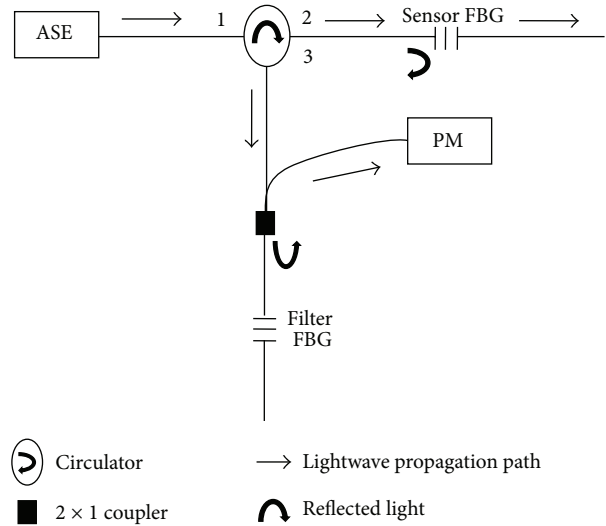


FIGURE 13: Optical scheme for the fixed-filter demodulation.

and 1610 nm and an optical power peak of 20 mW that is guided outwards through a SMF-28 silica single-mode optical fiber. The employed OSA (model MS9710C from Anritsu) can characterize signals with wavelengths between 600 nm and 1750 nm.

The required arrangement for a single-fixed filter demodulation technique experiment is shown in Figure 13, where the previously mentioned ASE, an optical circulator, a 2×1 coupler and an optical power meter (PM) were also employed. Yet, the employed optical power meter was a piece of equipment based on an InGaAs photo-detector (model FPM-8200, ILX Lightwave), with sensitive bandwidth of 800–1600 nm.

4.2. FBG Spectra and Modeling. Using the arrangement shown in Figure 12, the reflected spectra of both chosen FBGs can be characterized, and these data can be later employed in computational simulations. The acquired spectral data can be saved and taken to a numerical computing environment such as MATLAB for further studies. As it can be seen in Figure 14, $\lambda_B = 1582.2$ nm for the sensor FBG and $\lambda_B = 1540.4$ nm for the filter FBG ($T = 23^\circ\text{C}$).

In our study, the sensor FBG is submitted to a simulated temperature variation whereas the filter FBG is maintained at

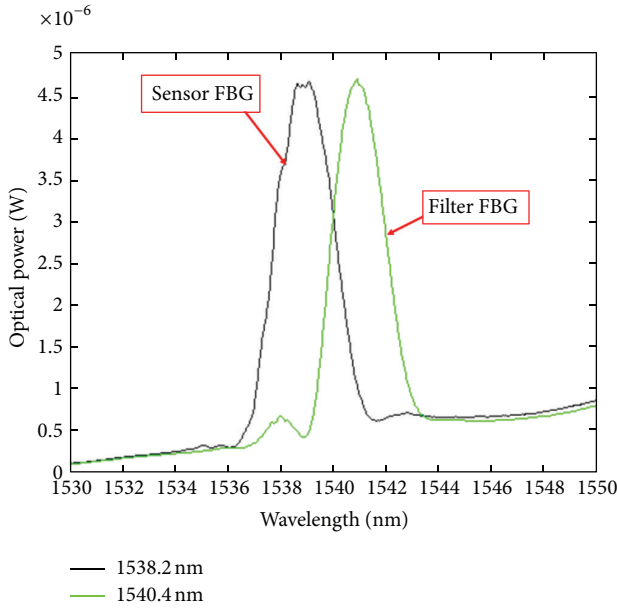


FIGURE 14: Acquired spectral response of both sensor and filter FBGs, in MATLAB.

constant temperature. Nevertheless, for an accurate computational depiction of the sensor FBG thermal sensitivity, an experiment in which this sensor is submitted to a temperature variation was carried out. Therefore, submitting the FBG to a temperature variation range of approximately 50°C the Bragg wavelength shift can be attained, thus providing the required information to be used in our simulations. In order to do so, the arrangement shown in Figure 12 and a thermal shaker (Figure 15) were employed. The sensor FBG was immersed in a beaker filled with water and then heated, such as the procedure described in Section 3.3.

As a result, the obtained thermal sensitivity was approximately 10 pm/°C. Using this value, we can simulate an increasing environmental temperature shift; as the temperature increases the Bragg wavelength also shifts in a way that both spectra become even more superimposed. Consequently, as the superimposition increases, also does the optical power that theoretically is being measured, justifying the choice for a sensor FBG with a Bragg wavelength smaller than that of the filter FBG at $T = 23^\circ\text{C}$.

The simulation results are depicted in Figure 16, where a thermal variation range of 120°C (from 23°C up to 143°C) was proceeded; and the sensor FBG spectrum for different given temperatures is presented and compared to the filter FBG spectrum, which does not suffer any environmental influences. So, as the intersection area between the two spectra increases (the sensor FBG spectrum shifts to the right) as the temperature increases, the optical power response also changes, as it can be inferred from Figure 17, where the intersection responses of the sensor and filter FBG spectra, for each simulated temperature, are shown.

So, the areas under the curves showed in Figure 17 have a direct relation with the temperature shift. At that time, a computational integration for each response curve can be carried

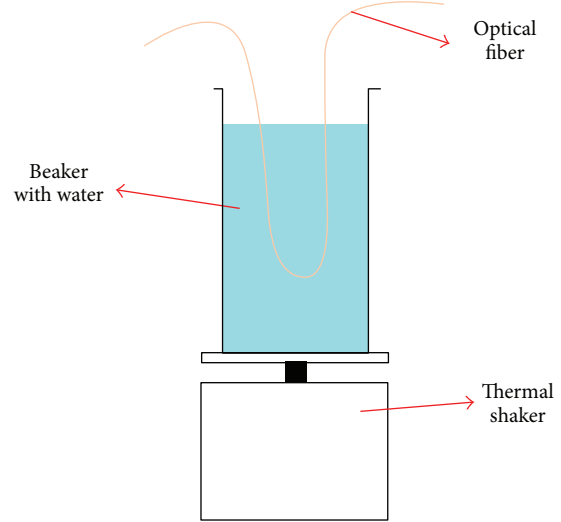


FIGURE 15: Thermal shaker.

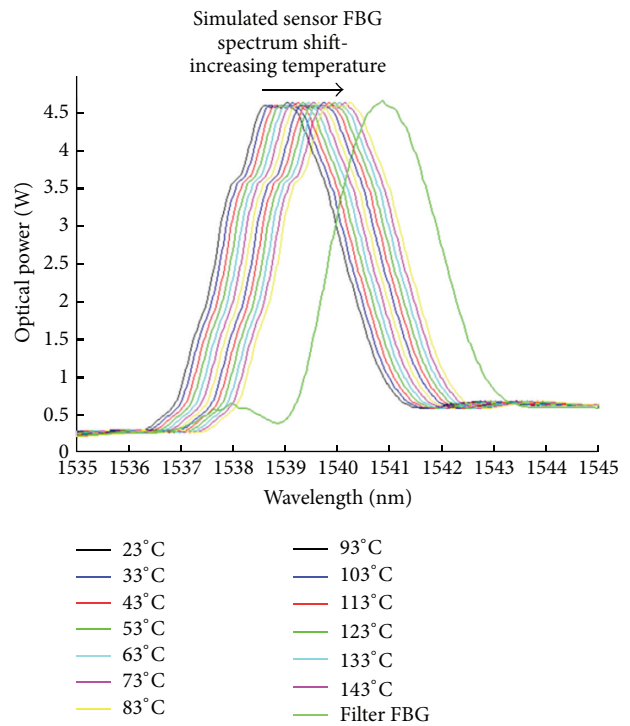


FIGURE 16: Simulated sensor FBG spectrum shift.

out, providing a linear relationship between the optical power and the temperature shown in Figure 18 (a tendency line obtained by linear regression and the correlation coefficient are also presented).

4.3. *Experiments and Results.* The experimental setup showed in Figure 13 was assembled, and the sensor FBG was submitted to an actual temperature variation through the heating arrangement shown in Figure 15. Even being spectrally less accurate, a power meter is suitable for optical power measurements. In this sense, dynamic and immediate

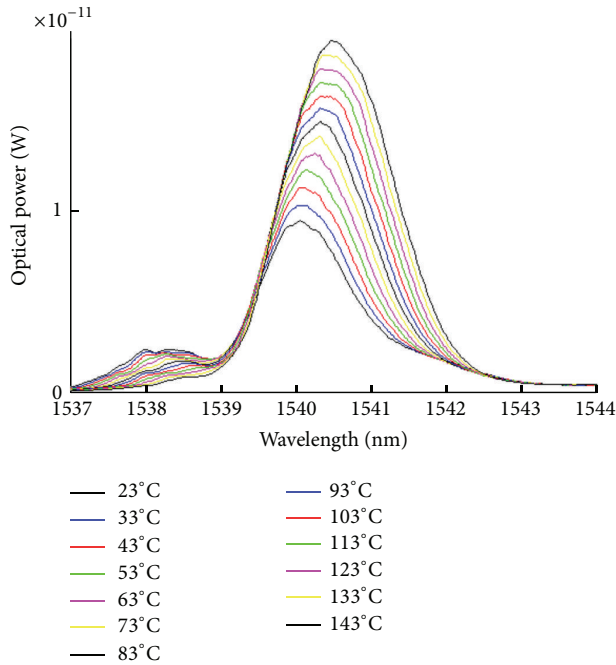


FIGURE 17: Response between sensor and filter FBG spectra for each simulated temperature.

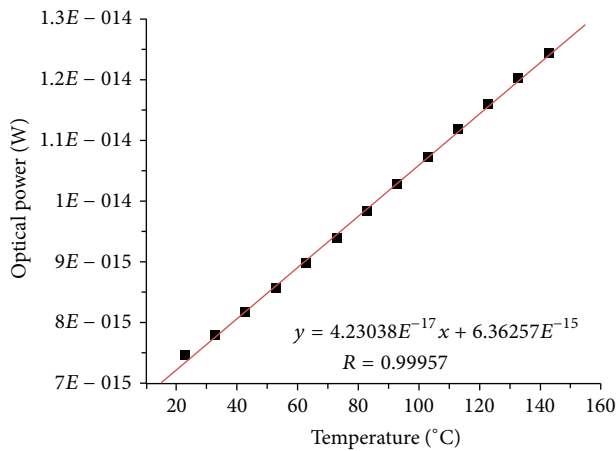


FIGURE 18: Intersection response integration.

measurements can be made, and as the grating was submitted to a temperature variation range of 65°C (15°C up to 80°C) the optical power values provided by the power meter were recorded. These results are shown in Figure 19, where a tendency line adjusts the data.

As it can be inferred from Figure 19, the system response in terms of optical power presents a linear relationship according to temperature variations, in agreement with the simulation results. Yet, a set of three measurement cycles was employed, in order to investigate the system hysteresis and its repeatability. These results are presented in Figure 20, where in the first two temperature variations the measurement setup was just heated, while during the third experimental stage the temperature was increased and then decreased.

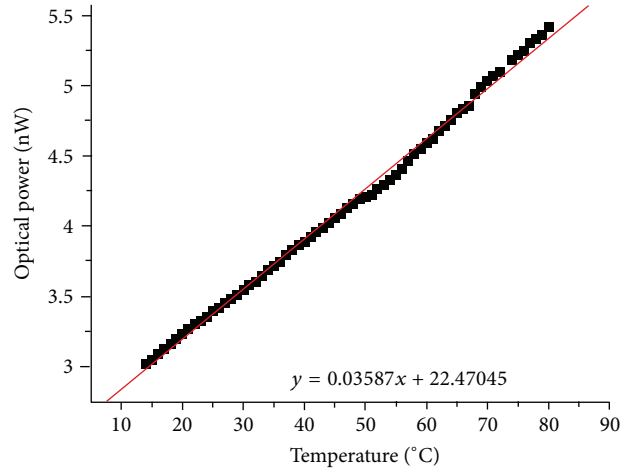


FIGURE 19: Reflected power as a function of temperature.

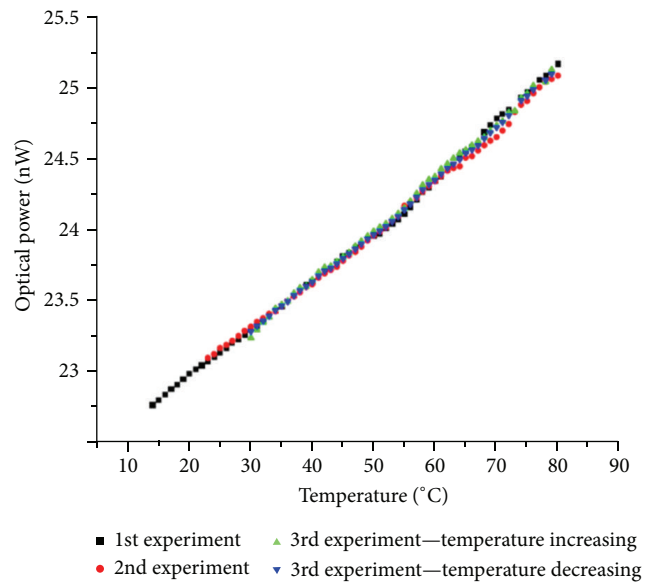


FIGURE 20: Reflected power for three measurement cycles.

5. Conclusions and Future Works

The Bragg wavelength for the Terfenol-D-based transducer increases as the current increases, once this material presents a positive magnetostrictive coefficient; during the experiments the magneto-optical current transducer showed an average Bragg wavelength shift range of 0.449 nm for a 27 A range. Thus, this rare-earth alloy is a suitable material to be used in current monitoring transducers; yet, it shows an improved response for this specific current range, since it is a giant magnetostrictive material. Considering the temperature effects on the Bragg wavelength drift, the current transducer showed an average Bragg wavelength shift range of 0.417 nm.

The temperature compensation method used in laboratory experiments, which is similar to the reference FBG method, was indeed able to meet the indoor measurement

needs, since it is a rapid, practical, and inexpensive procedure. However, since the ultimate local of interest is a high-voltage environment or a place with a high EMI is present, a more elegant way to measure the temperature variation is discussed, using a second FBG on the same fiber, protected against strain and at the same temperature as its neighbor. The two FBGs will be in the same fiber-optic and will provide two different Bragg reflections, one dependent on strain and temperature and the other dependent only on temperature for compensation.

For outdoor and practical current measurements, when using magneto-optical transducers based on FBG elongation, a feasible demodulation scheme for AC measurements is required. In this sense, a demodulation setup based on the Fabry-Perot interferometry was used to investigate the sensor response, also proving that the fixed filter technique, which uses two FBGs, is suitable to be employed in current measurement systems. Even so, the rectified output characteristic of magnetostrictive transducers was observed.

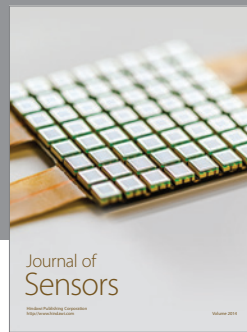
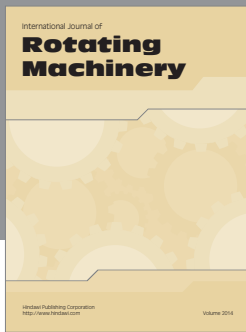
The development stages of a complete transducer system include the use of greater DC currents to investigate the saturation region of the materials, and the modeling of the response of the transducers when submitted to different mechanical stresses and magnetic biases in order to determine an optimized sensor setup for both DC and AC current measurements. Additionally, an outdoor appropriate scheme for demodulation using the fixed filter technique will be implemented.

Also, an inexpensive and simple single-point optical temperature measurement section is presented. Computational simulations, based on actual FBG data, show that the system optical power response varies linearly with temperature, a result confirmed during the experiments. The developed system also shows good results in terms of hysteresis and repeatability, when the filter FBG is maintained in a stable environment. Future works include a measurement uncertainty study and the implementation of an even more robust optical system (substituting the power meter by a photodetector and a transimpedance amplifier). Moreover, the measured temperature data can be used to compensate thermal effects influencing the current measured values acquired by the magneto-optical sensor head.

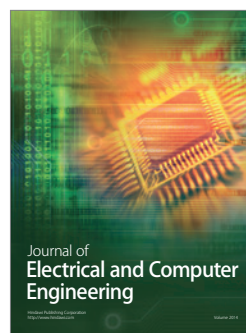
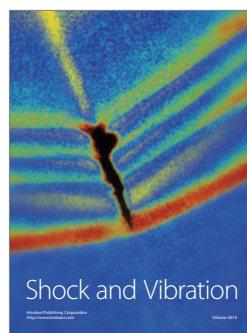
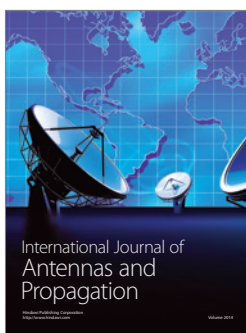
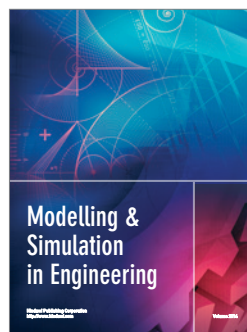
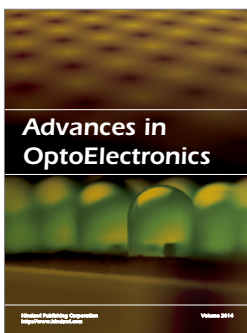
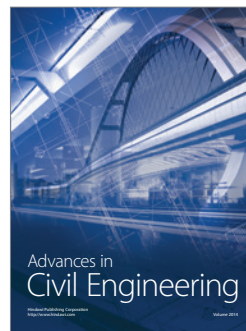
The final goal is the development of an all-optical measurement system, which could be a more compact and less expensive alternative to some already discussed systems, for instance, the one presented in [2]. In this specific case, most of the electronics located in harsh environments could be replaced.

References

- [1] D. Reilly, A. J. Willshire, G. Fusiek, P. Niewczas, and J. R. McDonald, "A fiber-Bragg-grating-based sensor for simultaneous AC current and temperature measurement," *IEEE Sensors Journal*, vol. 6, no. 6, pp. 1539–1542, 2006.
- [2] F. V. B. de Nazare and M. M. Werneck, "Hybrid optoelectronic sensor for current and temperature monitoring in overhead transmission lines," *IEEE Sensors Journal*, vol. 12, no. 5, pp. 1193–1194, 2012.
- [3] R. C. Da Silva Barros Allil and M. M. Werneck, "Optical high-voltage sensor based on fiber Bragg grating and PZT piezoelectric ceramics," *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 60, no. 6, pp. 2118–2125, 2011.
- [4] Y. Zhao and Y. Liao, "Discrimination methods and demodulation techniques for fiber Bragg grating sensors," *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 41, no. 1, pp. 1–18, 2004.
- [5] D. Satpathi, J. A. Moore, and M. G. Ennis, "Design of a Terfenol-D based fiber-optic current transducer," *IEEE Sensors Journal*, vol. 5, no. 5, pp. 1057–1065, 2005.
- [6] J. Mora, L. Martínez-León, A. Díez, J. L. Cruz, and M. V. Andrés, "Simultaneous temperature and ac-current measurements for high voltage lines using fiber Bragg gratings," *Sensors and Actuators A*, vol. 125, no. 2, pp. 313–316, 2006.
- [7] L. C. S. Nunes, L. C. G. Valente, and A. M. B. Braga, "Analysis of a demodulation system for Fiber Bragg Grating sensors using two fixed filters," *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 42, no. 5, pp. 529–542, 2004.
- [8] A. D. Kersey, M. A. Davis, H. J. Patrick et al., "Fiber grating sensors," *Journal of Lightwave Technology*, vol. 15, no. 8, pp. 1442–1462, 1997.
- [9] A. Othonos and K. Kalli, *Fiber Bragg Gratings: Fundamentals and Applications in Telecommunications and Sensing*, Artech House, Boston, Mass, USA, 1999.
- [10] E. Hristoforou and A. Ktena, "Magnetostriction and magnetostrictive materials for sensing applications," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 316, no. 2, pp. 372–378, 2007.
- [11] G. Engdahl and C. B. Bright, "Magnetostrictive design," in *Handbook of Giant Magnetostrictive Materials*, G. Engdahl, Ed., pp. 207–286, Academic Press, 2000.
- [12] M. Kreuzer, *Strain Measurements with Fiber Bragg Grating Sensors*, HBM Deutschland, Darmstadt, Germany.
- [13] A. D. Kersey, T. A. Berkoff, and W. W. Morey, "Multiplexed fiber Bragg grating strain-sensor system with a fiber Fabry-Perot wavelength filter," *Optics Letters*, vol. 18, no. 16, pp. 1370–1372, 1993.
- [14] X. Tian and Y. Cheng, "The investigation of FBG sensor system for the transmission line icing measurement," in *Proceedings of the International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE '08)*, pp. 154–157, Chongqing, China, November 2008.



Hindawi
Submit your manuscripts at
<http://www.hindawi.com>



Compact Opto-Magnetic Bragg-Grating-Based Current Sensor for Transmission Lines

Fábio Vieira Batista de Nazaré and Marcelo Martins Werneck

Abstract—A compact and practical opto-magnetic current sensor intended to be used in power transmission lines is proposed in this paper. The novel sensor is able to retrieve the complete sinusoidal current signal which is being carried by the line conductor through a fiber Bragg grating which is attached to a magnetostrictive rod set-up excited by DC and AC magnetic fields: a DC magnetic field created by a designed magnetic circuit in order to make the magnetostrictive material operate in its linear region, and an AC magnetic field generated by the current being monitored. Design stages and the proposed sensor configuration are showed in detail, and the assembled sensor head is tested using a power set-up exclusively developed to simulate current magnitude levels in a transmission line. Measurement results are compared with those provided by a reference commercial probe, attesting the effectiveness of the novel current sensor, especially in terms of waveform distortion.

Index Terms—Current, Bragg grating, magnetostriction, optical fiber, optical sensor, Terfenol-D, transmission line.

I. INTRODUCTION

CURRENT and voltage measurements in electrical power systems are particularly indispensable in high voltage environments, substations, and transmission networks [1], [2], where current transformers (CTs) and voltage transformers (VT) provide information to relay and control rooms which can be used for protection, monitoring, and revenue [3]. However, conventional instrument transformers located in power facilities are heavy, present significant size, labored maintenance and care must be taken due to galvanic connections on the secondary side of such pieces of equipment [4]. Quite a few voltage and current sensing devices which employ optical techniques have been proposed, some of them employing the Pockels Effect (for voltage measurement) or the Faraday Effect (for current measurements) as the sensing principle. Indeed, optical measurement systems regularly offer a wider dynamic range, lighter weight, improved safety due to fiber optic connection and electromagnetic interference immunity.

ABB and Alstom have been pioneering companies in developing commercial Fiber Optic Current Sensors (FOCS)

F. V. B. de Nazaré and M. M. Werneck are with the Photonics and Instrumentation Laboratory, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Ilha do Fundão, Rio de Janeiro, Brazil (e-mail: fabio@lif.coppe.ufrj.br). Copyright (c) 2013 IEEE. Personal use of this material is permitted. However, permission to use this material for any other purposes must be obtained from the IEEE by sending a request to pubs-permissions@ieee.org.

based on the Faraday Effect. Particularly, ABB has implemented two types of FOCS: the Bulk-Optics Current Transducer and the All-Fiber Current Transducer [4], which are systems that show increased measurement dynamic range and decreased substation physical space consumption.

These conventional FOCS devices, in which polarization-rotation of the transmitted light is detected, present some disadvantages. For instance, they usually require expensive vibration and temperature compensation techniques [4], [5]; Faraday Effect devices also demand expensive auxiliary electronics for measurement information demodulation purposes, maintenance and specially designed optical fibers to become trustworthy. Thus, techniques developed to overcome these problems usually add costs to the overall system, frequently making it bulky and technically complex [2], [5].

Considering these aspects, a number of indoor devices composed of hybrid optical current sensors, i.e., systems that employ optical schemes which are activated by an external material or device (thus providing indirect measurement information), have been presented, some of which investigating the magnetostrictive actuation of a ferromagnetic rod over a fiber Bragg grating (FBG), attached to the material [6], [7]. The attempt to employ Bragg gratings in power systems is based, mainly, on the possibility to develop very compact and small devices, practical and efficient demodulation schemes, and to allow signal multiplexing capability. Besides that, all optical fiber inherent advantages in power systems are also present. In fact, in [4], [6] and [7] very ingenious current measurement systems for transmission lines environments based on opto-magnetic sensor heads are proposed. The device proposed in [7], specifically, is composed by a toroidal magnetostrictive sensor configuration which is quite innovative and robust. Usual optical signal demodulation techniques, however, are quite expensive, frequently wavelength demodulated, and sometimes prohibitive in outdoor applications.

In this paper, the authors describe the development of a novel and compact opto-magnetic current sensor intended to be used in power transmission lines (TL), which is able to retrieve the complete sinusoidal current signal of the line conductor. To achieve this, an FBG attached to a magnetostrictive rod set-up is activated by DC and AC magnetic fields: a DC magnetic field created by a designed magnetic circuit in order to make the magnetostrictive material operate in its linear region, and an AC magnetic field generated by the current flowing in the conductor, which is the parameter to be monitored.

The proposed measurement system is more compact and less expensive when compared with their conventional and

FBG-based counterparts, while it can be installed without the need of shutting-down the power line, since, in this project, the sensor head does not need to embrace the conductor. This fact, particularly, cannot be achieved when using Faraday-effect-based measurement systems as in these cases an optical fiber loop must be installed around the TL conductor. Design stages and the proposed sensor configuration are presented, the sensor head is, then, tested in laboratory using a power set-up built to simulate the current in a transmission line and employing a practical FBG demodulation technique. The results are compared with those provided by a reference commercial probe, attesting the effectiveness of the novel current sensor especially in terms of total harmonic distortion (THD).

II. THEORETICAL BACKGROUND

A. Optical Fiber Bragg Gratings

Fiber Bragg gratings are passive devices inscribed in the core of optical fibers by developing modulations on its refractive index (RI). Among optical fiber sensors (OFS), FBGs play an important role as a key technology for strain or temperature measurements due to their simple engineering and relatively strong reflected signal. The main parameter of the FBG, the central wavelength of the reflected light, called Bragg wavelength (λ_B) of the grating, varies according to [8]

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

where n_{eff} is the effective refractive index at the FBG location and Λ is the periodicity of the grating.

Consequently, an FBG is basically sensitive to temperature and strain but, by designing a proper transducing interface, several other measurands can be made to carry out a perturbation on the FBG, resulting in a shift in the Bragg wavelength, which can then be used as a parameter transducer. Hence, it is possible to obtain measurements of strain, temperature, pressure, vibration, or displacement using an FBG.

Calculating the partial derivatives of the Bragg wavelength with respect to temperature and displacement in (1) [8], it is possible to obtain the relation between the Bragg wavelength with temperature and strain:

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

where $\Delta\lambda_B$ is the Bragg wavelength shift, ρ_e is the photo-elastic coefficient, ε_{FBG} is the strain, ΔT is the temperature variation, α_{FBG} is the silica thermal expansion coefficient and η is thermo-optic coefficient.

B. Concepts of Magnetostriction

All magnetic materials present magnetostriction, a magneto-elastic characteristic in which the material is strained when submitted to a magnetic field. The magnetic sample shrinks (in the case of negative magnetostriction) or expands (in the case of positive magnetostriction) in the direction of magnetization [9]. Some magnetic materials present small magnetostrictive effect, such as soft iron, an alloy of iron containing silicon used as transformer core. The magnetostrictive effect is responsible for the familiar hum

noise that is heard near transformers and high power electric equipment. Other materials present higher magnetostrictive effect such as cobalt and nickel, and an even higher effect is found in alloys such as Metglas ($\text{Fe}_{81}\text{Si}_{3.5}\text{B}_{13.5}\text{C}_2$) and in Terfenol-D ($\text{Tb}_x\text{Dy}_{1-x}\text{Fe}_2$), the largest known magnetostrictive material, used in this work.

So, magnetostrictive materials (MM) are efficient in converting magnetic energy into mechanical energy, while the reverse effect is also observed: when the sample undergoes an external strain its magnetic state is changed. A representative displacement curve of a MM is presented in Fig. 1 [9], where in region 3 the saturation state has been reached and the material no longer elongates due to the increasing magnetic field. The region comprised between sectors 1 and 2 is the linear operation region of the material, where most magnetostrictive actuators and sensors operate due to the enhanced performance that can be achieved [9].

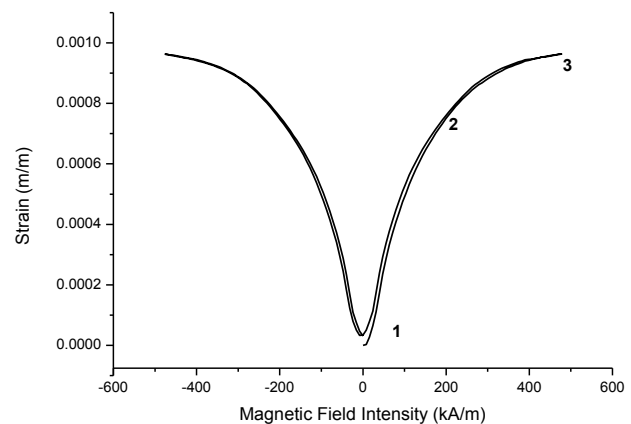


Fig. 1: Strain characteristic of the magnetostrictive material: 1 – beginning of the linear operation region, 2 – end of the linear operation region; 3 – saturation region of the magnetostrictive material.

When the field direction is reversed, i.e., the field is negative (for example, in alternating magnetic fields), the material is strained by the same amount that would be obtained with a positive field. Consequently, symmetric magnetic fields cause the same strain, resulting in a rectified response.

III. SENSOR HEAD DESIGN

A. Magnetostrictive Material and the Attachment Procedure

The proposed current sensor system is based on the sensitivity of the magnetostrictive material to the magnetic field - which is created by the electrical current in the conductor - and on the sensitivity of Bragg gratings to strain. When the dimensions of a magnetostrictive material are changed by a magnetic field this strain is transmitted to the attached FBG, enabling the electric current measurement. The MM used was Terfenol-D (ETREMA Products, Inc) with dimensions of 80 mm X 10 mm X 10mm.

A fiber Bragg grating with $\lambda_B = 1539.21$ nm ($T = 25^\circ\text{C}$) was fixed to the Terfenol-D rod using cyanoacrylate adhesive, after the cleaning of the surface. A stretching device is applied to the fiber during the bonding procedure, allowing the

monitoring of magneto-elastic elongations and compressions that the material suffers when submitted to AC magnetic fields. Different DC magnetic field intensities were applied to the assembled FBG/Terfenol-D part in order to characterize the sensor. The response of the sensor in terms of Bragg wavelength is presented in Fig. 2. As it can be seen, the magnetostrictive deformation for symmetric magnetic fields is confirmed, enabling the evaluation of the linear region.

In order to measure AC magnetic fields and obtain a one-to-one response one must choose a linear portion of the curve on Fig. 2. This will avoid a rectification effect and reduce harmonic distortion. The central position of the linear portion, in Fig. 2, is around 100 kA/m, between 50 kA/m and 150 kA/m, approximately. The exact value can be found only by numerical analysis. From the experimental points of Fig. 2 it is possible to fit a 6th order polynomial regression curve using only the positive side of the magnetic field, yielding the curve shown in Fig. 3. The region of better linearity will be around the zero of the second derivative of the polynomial; in Fig. 3 it is also shown the first derivative in which the maximum lies in the desired location, at a magnetic field intensity of approximately $H = 82$ kA/m.

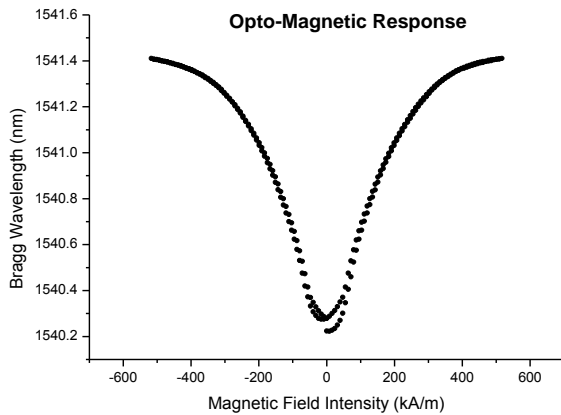


Fig. 2: Opto-magnetic sensor Bragg wavelength response for DC magnetic fields.

The DC bias is provided by a neodymium iron boron (NdFeB) permanent magnet in one side of a rectangular magnetic circuit, shown in Fig. 4. The opposite side is the Terfenol-D rod and the remaining circuit is made of regular silicon-iron used in transformers. All pieces present 10 mm x 10 mm cross-section and were cut in perfect right angles so as to avoid air gaps. Permanent magnets were used to generate the DC bias instead of a DC current driven coil as used in [5] because as this sensor is supposed to operate in a high voltage TL, only electrically passive devices are allowed. The magnetic circuit is designed in such a way that it can be located near de conductor but not necessarily embracing it, an arrangement that encompasses some important features while provides the interaction between the AC magnetic field generated by the current and the magnetostrictive rod.

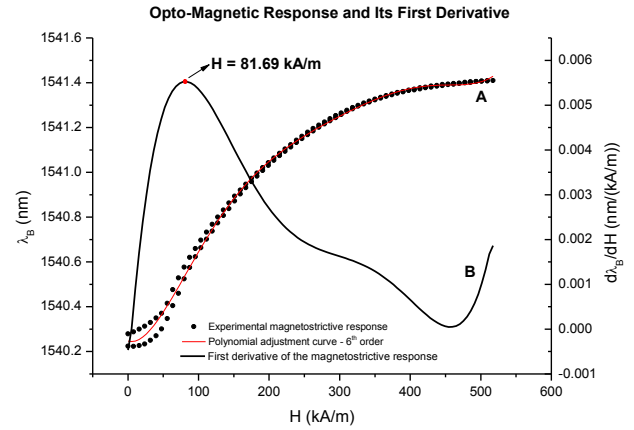


Fig. 3: Curve A - Magnetostrictive response and polynomial adjustment curve for the Terfenol-D rod. Curve B – First derivative of A.

Firstly, it provides flexibility in terms of in-field installation easiness, since there is only the need to locate the magnetostrictive rod as close as possible to the line conductor, but, there is no need to open the magnetic circuit to embrace the line conductor. This is particularly important when sensor installation procedures, which usually require the shutting-down of TLs, is not possible or pose great costs to the energy transmission companies. Secondly, NdFeB permanent magnets present a non-negligible electrical conductivity [10], of approximately $0.7 \times 10^6 \Omega^{-1}m^{-1}$ which allows relatively high eddy currents. Therefore, positioning the magnets far from the conductor, as shown in Fig. 5, greatly reduces the effects of these currents, such as temperature rise, since the magnetic field intensity decreases with the inverse of the distance. Finally, settling the current conductor outside the magnetic circuit reduces the system sensitivity, which, in this case, increases the measurement range and circumvents the magnetostrictive saturation when the current signal, especially for amplitudes > 500 A, reaches positive or negative peaks.

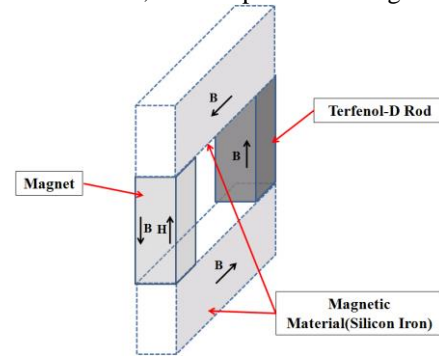


Fig. 4: Current sensor prototype theoretical conception.

In Fig. 5 a prototype cross section view is presented, showing the Terfenol-D section of the sensor touching the line conductor. The magnetic field intensity, H_{TOTAL} , to which the Terfenol-D rod is submitted, is given by

$$H_{TOTAL} = H_{DC} + H_{AC} \quad (3)$$

$$H_{AC} = \frac{I}{2\pi d} \quad (4)$$

where H_{DC} is the DC magnetic field intensity designed for the magnetostrictive rod operation on its linear region, H_{AC} is the magnetic field intensity generated by the current on the line, I is the current, and d is the distance from the center of the conductor to the center of the Terfenol-D rod.

In Fig. 6, one can observe the theoretical magnetic field variation to which the Terfenol-D rod is submitted as a function of the distance from the TL conductor, for several electrical current magnitudes. It is desired, therefore, that the Terfenol-D rod remains located as close as possible to the line conductor; and, intuitively, this approach also reduces the size of the sensor prototype. Considering a circular conductor, the minimum distance d is of course the conductor radius.

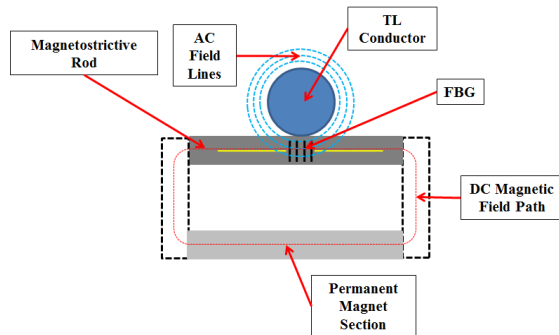


Fig. 5: Opto-magnetic current sensor location conception near the transmission line conductor.

For instance, for a line current of 600 A, a common value for Aluminum Conductor-Steel Reinforced (ACSR) cables in TL, the recommended wire diameter is 22.56 mm. In this case, the magnetic field intensity is approximately 8500 A/m when the Terfenol-D rod touches the TL, however, if the distance between the rod and the lines is increased by 10 mm, the magnetic field intensity decreases to 4500 A/m, as it can be seen in Fig. 6.

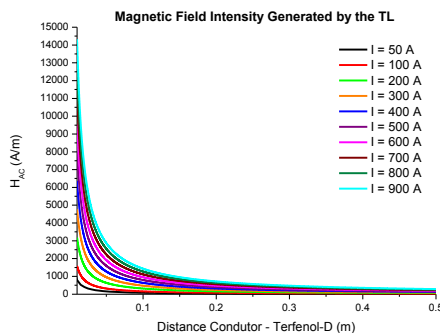


Fig. 6: Theoretical magnetic field intensity as a function of the distance between the conductor and the Terfenol-D rod.

B. Current Sensor Prototype

As it has been seen in the last section that one must employ a permanent magnet to obtain the DC bias necessary to reach an appropriate operation point along the Terfenol-D magnetic field curve. For this purpose, a NdFeB type N42 magnet (UK Magnets) was chosen. This magnet presents a residual magnetization $B_r = 1.28$ T and a coercivity $H_C = 915$ kA/m, defining a demagnetization curve of the form

$$B_m = B_r \left(1 + \frac{H_m}{H_C} \right) \quad (5)$$

$$B_m = B_r + \mu_m H_m \quad (6)$$

where $\mu_m = B_r/H_C$ is the permeability of the magnet, B_m is the magnetic field density in the magnet, and H_m is the magnetic field intensity.

It is possible to trace, from the data above, the demagnetization curve for the N42 type magnet, shown in Fig. 7. Considering the cross section of the prototype model showed in Fig. 4, and using the integral form of the magnetostatic field equations, it is possible to obtain:

$$\oint_C H \cdot dl = H_m L_m + H_M L_M + H_T L_T = 0 \quad (7)$$

where H is the magnetic field intensity; dl is the integration path along the magnetic circuit; L_m , L_M and L_T are the lengths of the magnetic paths on the magnet, on the magnetic core, and on the Terfenol-D rod, respectively; H_M and H_T are the magnetic field intensities on the magnetic core and on the Terfenol-D rod, respectively.

Thus,

$$H_M L_M + H_T L_T = -H_m L_m \quad (8)$$

In fact, the permanent magnet can be replaced by an equivalent source equal to $-H_m L_m$. However, on a preliminary basis, H_m is not known, and depends on the magnet operating point. The operating point is determined using what is called the load line. Considering that the permeability of the magnetic core is very high, H_M can be neglected, from (8):

$$H_T L_T = -H_m L_m \quad (9)$$

So,

$$B_T = -\mu_T H_m \frac{L_m}{L_T} \quad (10)$$

where $B_T = \mu_T H_T$.

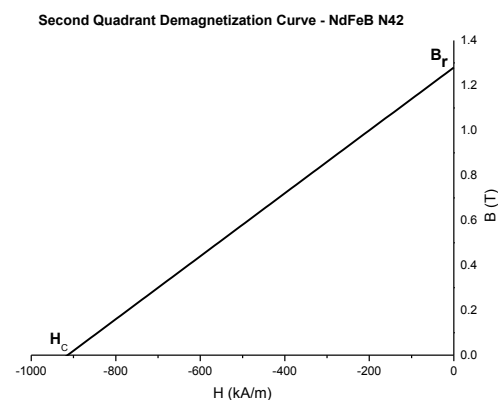


Fig. 7: Linear demagnetization curve for the NdFeB magnet, type N42, $B_r = 1.28$ T and $H_C = 915$ kA/m.

Considering that the magnetic flux is the same on the magnet and on the magnetostrictive rod, one has:

$$B_m A_m = B_T A_T \quad (11)$$

$$B_m = \frac{B_T A_T}{A_m} \quad (12)$$

$$B_m = -\mu_T \frac{A_T}{A_m} \frac{L_m}{L_T} H_m \quad (13)$$

where A_m e A_T are the magnet and the Terfenol-D cross section areas, respectively.

Therefore, (13) defines the magnet load line. As it can be seen, the load line depends on the length of the magnet, a fact that provides certain flexibility when designing the magnetic circuit, since it is possible to stack several NdFeB magnets, with dimensions of 10 mm x 10 mm x 5 mm, to obtain different load lines. Five NdFeB magnet combinations were considered, that is:

- 1) 2 magnets in series – $L_m = 0.01$ m;
- 2) 4 magnets in series – $L_m = 0.02$ m;
- 3) 6 magnets in series – $L_m = 0.03$ m;
- 4) 8 magnets in series – $L_m = 0.04$ m;
- 5) 10 magnets in series – $L_m = 0.05$ m;

Substituting these values in (13), and bearing in mind that $A_T = A_m$, it is possible to obtain five different load lines. In Fig. 8 the operation points are the intersections between the demagnetization curve and the load lines.

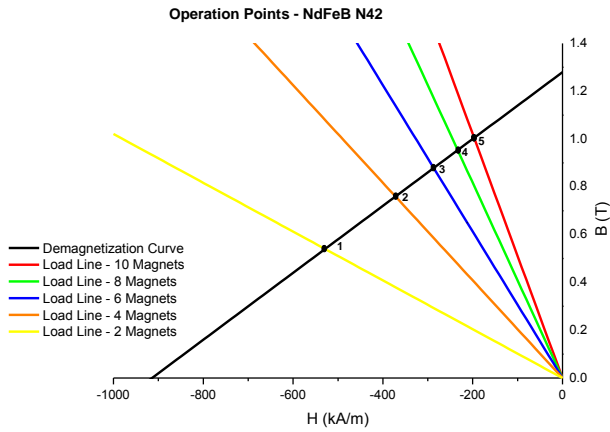


Fig. 8: Theoretical evaluation of five operation points for the NdFeB magnets. The operation points are the intersections between the demagnetization curve and the load lines; each load line is related to a number of magnets in series.

Recalling (8), one can define the theoretical magnetic field intensity over the Terfenol-D rod in a magnetic circuit:

$$H_T = \frac{-H_M L_M - H_m L_m}{L_T} \quad (14)$$

Considering that the magnetic flux and the cross section area throughout the circuit are the same, one has:

$$\Phi_m = \Phi_M \quad (15)$$

$$B_m A_m = B_M A_M \quad (16)$$

$$B_m = B_M \quad (17)$$

Thus, from (14):

$$H_T = -\frac{1}{L_T} \left(\frac{B_m}{\mu_M} L_M + H_m L_m \right) \quad (18)$$

where μ_M is the magnetic permeability of the Fe-Si core.

It is important to emphasize that the investigation of each proposed magnet operation point involves the definition of different values for L_m , and consequently different values for L_M . The value of L_m (or, the number of stacked magnets) particularly defines the operation point.

Thus, considering that the inner distance between the magnets and the Terfenol-D rod is 2.5 cm, using (16) and the operation points presented in Fig. 8 it is possible to obtain H_T values as a function of L_m , which are presented in Table I.

TABLE I
 H_T DETERMINATION FOR THE OPERATION POINTS

Operation Point	B_m (T)	L_M (m)	H_m (kA/m)	L_m (m)	H_T (kA/m)
P1	0.54	0.16	-528.84	0.01	66.02
P2	0.76	0.15	-371.71	0.02	92.81
P3	0.88	0.14	-287.09	0.03	107.54
P4	0.95	0.13	-233.60	0.04	116.68
P5	1.00	0.12	-197.03	0.05	123.02

The magnet operation point which determines the H_T that is closest to the value that defines the Terfenol-D rod ideal operation region ($H = 82$ kA/m) is P2, which develops a magnetic field intensity of $H_T = 92.81$ kA/m.

But, a Finite Element Method simulation using the Ansoft Maxwell software shows the DC biasing magnetic flux lines interacting with the Terfenol-D rod, and the existence of leakage flux paths. In order to compensate the effects of these leakage paths it is convenient to consider a higher operation point, in this case, P3. The P3 operation point allows the achievement of $H_T = 107.54$ kA/m for $L_m = 0.03$ m, that is, using six NdFeB magnets. Fig. 9 shows the prototype operating in the P3 operation point. Observing Fig. 10, that shows the Finite Element Method simulation for the prototype, one can infer that there is still some leakage flux, though a great amount of the magnetic flux is being guided to the magnetostrictive rod through the magnetic core.

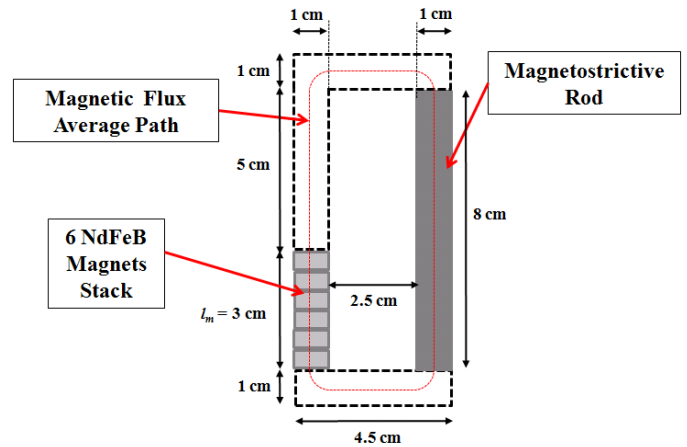


Fig. 9: Opto-magnetic current sensor geometric configuration considering the P3 operation point.

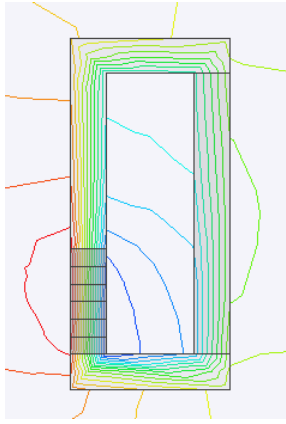


Fig. 10: A Finite Element Method simulation showing the flux lines generated by the NdFeB permanent magnets interacting with the Terfenol-D rod.

C. Opto-Magnetic Sensor Estimated Response

Considering the sensor response showed in Fig. 2 it is possible to develop an approximate response of the prototype when submitted to AC magnetic fields. Taking two points A and B located on the extremities of the linear operation region, for instance

$$A : (H_A, \lambda_{BA}) = (55.70 \text{ kA/m}, 1540.35 \text{ nm}) \quad (19)$$

$$B : (H_B, \lambda_{BB}) = (183.03 \text{ kA/m}, 1540.98 \text{ nm}) \quad (20)$$

one obtains the line equation that approximately describes the behavior of the opto-magnetic set-up operating in the linear region

$$\lambda_B = 5 \cdot 10^{-3} H + 1540.07 \text{ nm} \quad (21)$$

with H in kA/m.

From (21) it is possible to infer the approximate set-up sensitivity:

$$\frac{d\lambda_B}{dH} = 5 \cdot 10^{-3} \frac{\text{nm}}{\text{kA/m}} \quad (22)$$

Whether (3) is substituted in (21) it is possible to obtain the estimated Bragg wavelength behavior as a function of both the biasing magnetic field intensity and the AC magnetic field intensity produced by the alternate current flowing through the TL, that is,

$$\lambda_B = 5 \cdot 10^{-3} H_{TOTAL} + 1540.07 \text{ nm} \quad (23)$$

Consequently,

$$\lambda_B = 5 \cdot 10^{-3} (H_T + H_{AC}) + 1540.07 \text{ nm} \quad (24)$$

Substituting in (24) $H_T = 107.54 \text{ kA/m}$ and (4), one has for a 60 Hz power TL:

$$\lambda_B = 5 \cdot 10^{-3} \left(107.54 \text{ kA/m} + \frac{I}{2\pi d} \right) + 1540.07 \text{ nm} \quad (25)$$

where λ_B is given in nm.

In Fig. 11 the estimated response, i.e., the Bragg grating response as a function of the electrical current, is simulated, based on (25).

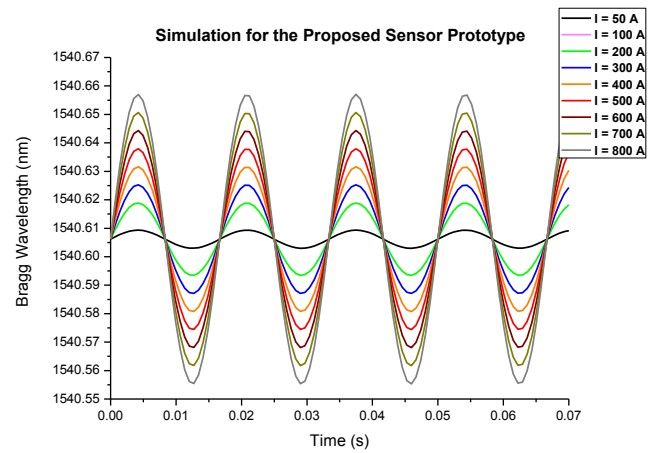


Fig. 11: Opto-magnetic sensor prototype estimated response simulation, for different electrical current amplitudes.

The prototype was thus assembled in laboratory (Fig. 12).

IV. EXPERIMENTS

The prototype was tested in a current loop assembled with two open-core current transformers as shown in Fig. 13. A two meter closed loop thick copper conductor was used as secondary passing inside the two open-core CTs. The two primary coils of the CTs were connected in parallel and driven by a 5 kW variable transformer powered by the 127 V_{AC} outlet. With this set-up it is possible to generate from 1 up to 1000 A, from relatively small current amplitudes in the secondary windings.

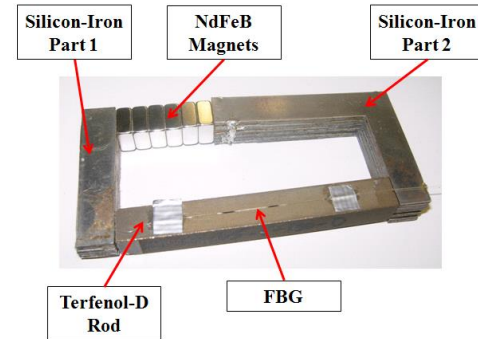


Fig. 12: Opto-magnetic sensor prototype constructed in laboratory.

The current was monitored by a commercial current probe connected to the oscilloscope, and the sensitive part of the sensor head, i.e., the Terfenol-D rod, is positioned perpendicularly to the conductor axis (amplified view in Fig. 13). Two techniques were employed to demodulate the Bragg wavelength displacement. For the first one a commercial Bragg interrogator (Micron Optics Sensing Interrogator sm130), which provides a sampling rate of 1 kHz. This monitoring scheme, shown in Fig. 14, produced waveforms which were compared with theoretical predictions; this approach is only useful for laboratory applications as commercial dynamic Bragg demodulators are very expensive and therefore not applicable for TL in cases when competitive systems to replace conventional inductive TCs are being

sought.

A second approach uses a demodulation system suitable for field applications, in which an optical set-up and a Fabry-Perot (F-P) Filter are employed, decreasing the overall costs and making the prototype more robust for outdoor environments. The optical set-up showed in Fig. 15 is employed to demodulate AC current signals, using the F-P filter and a photodetector amplified circuit. The light from the Amplified Spontaneous Emission (ASE) broadband optical source reaches the FBG through the optical circulator (connectors 1 and 2), and the reflected signal, from connector 3, reaches the filter. In this demodulation technique the signal that is guided to the photodetector is a convolution between the sensor and the filter spectra, and the electrical signal from the photodetector is amplified and monitored using an oscilloscope. Thus, there is a conversion between a wavelength modulated signal to an optical power amplitude modulated one. Besides its moderate cost, the F-P filter demodulation scheme acts as a practical method to investigate the feasibility of using a twin FBG filter for FBG demodulation, a practical and low-cost procedure usually mentioned in literature as fixed filter demodulation technique [12].

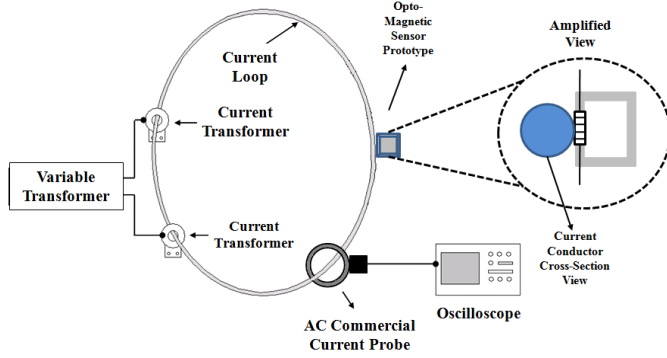


Fig. 13: Current loop device developed to simulate a transmission line operation.

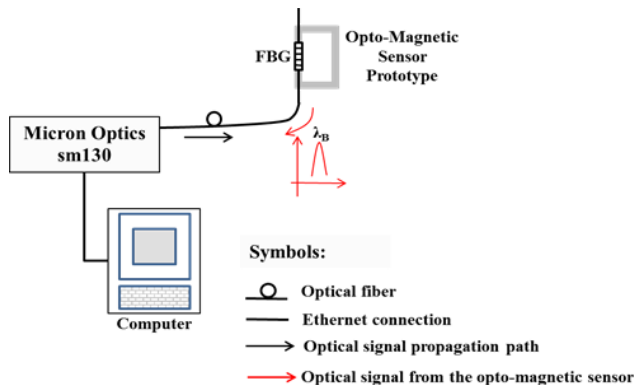


Fig. 14: Demodulation using a commercial optical interrogator, in order to compare the theoretical and experimental responses.

In both situations, for comparison purposes, a flexible AC current probe, connected to a digital storage oscilloscope is used; the values provided by this device are considered reference values, once it is in-factory calibrated. The investigation is carried out by establishing in the current loop

device current magnitudes from 100 A_{RMS} up to 800 A_{RMS}, with steps of 100 A_{RMS}.

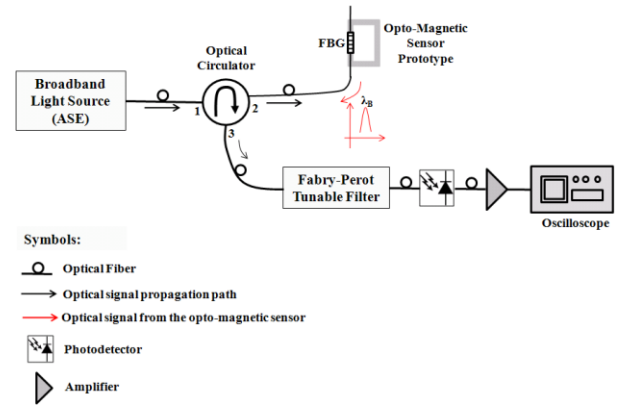


Fig. 15: Optical set-up for the opto-magnetic sensor demodulation for practical applications.

V. RESULTS AND DISCUSSION

A. Demodulation Using a Commercial Optical Interrogator

The experiment is initiated by establishing in the current loop device current magnitudes from 100 A_{RMS} up to 800 A_{RMS}, and saving the data provided by the interrogator. The obtained waveforms, that is, the sensor response in Bragg wavelengths, is shown in Fig. 16. It is worth mentioning that the sm130 interrogator provides quite noisy measurement output waveforms, as it can be seen in Fig. 16, where no filtering or smoothing procedures were applied. This is the reason why the experiments did not start at lower currents, since currents with this magnitude are highly affected by interferences when using this demodulation structure.

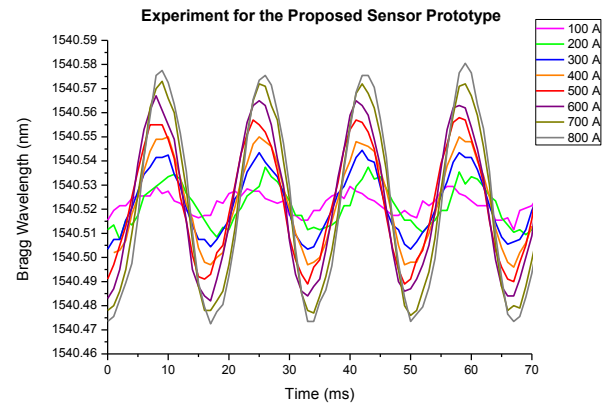


Fig. 16: Opto-magnetic sensor prototype experimental response for different electrical current amplitudes.

There are differences between the estimated and the experimental Bragg wavelength λ_B when the current being monitored is zero. While the theoretical λ_B was about 1540.606 nm, the experimental λ_B is approximately 1540.525 nm, a difference of 0.081 nm, a fact that is fairly acceptable when considering that the magnetic circuit design is carried out making several concessions, for instance, disregarding leakage fluxes. On the other hand, λ_B shifts experimentally observed are similar to those obtained through

the estimation procedure developed in sub-section III-C; for instance, the experimental λ_B shift when measuring 800 A is 0.1023 nm, while the expected λ_B shift for the same current magnitude was 0.1020 nm. Indeed, for the estimated response study, when the selected points A and B are located within the Terfenol-D linear operation region the Bragg wavelength shifts (BWS) remain practically the same; however, when, for instance, choosing one of the points at the saturation region in Fig. 2, the BWS stops modelling the opto-magnetic sensor prototype estimated response effectively. That is, if point B is chosen to be, for example, $B: (H_B, \lambda_{BB}) = (469.33 \text{ kA/m}, 1541.40 \text{ nm})$, the simulated BWS is approximately, 0.053 nm, which half the value obtained experimentally. Thus, these results assure the effectiveness of the estimated response in (25) in approximately modelling the experimental Bragg wavelength behavior when the operation within the magnetostrictive linear region is considered.

B. Demodulation Using the Fabry-Perot Filter

With the optical set-up showed in Fig. 15 it is possible to retrieve the current waveforms captured by the photodetector. Figures 17 and 18 show the the opto-magnetic sensor responses when measuring 300 A_{RMS} and 800 A_{RMS}, respectively, as examples of the measurement system operation. In each figure the reference waveform from the commercial sensor and the waveform from the opto-magnetic sensor (blue signal) are shown.

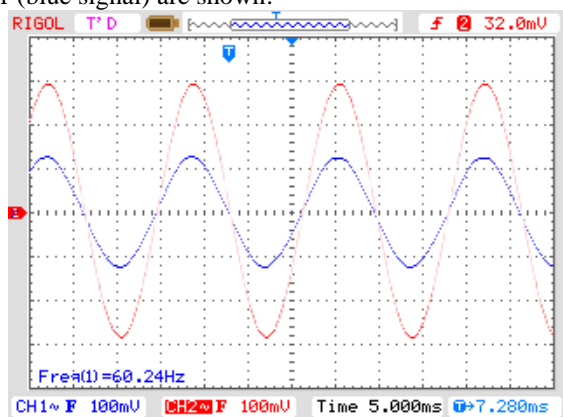


Fig. 17: Opto-magnetic current sensor experimental response (blue signal) using the Fabry-Perot Interferometry demodulation for 300 A_{RMS} input.

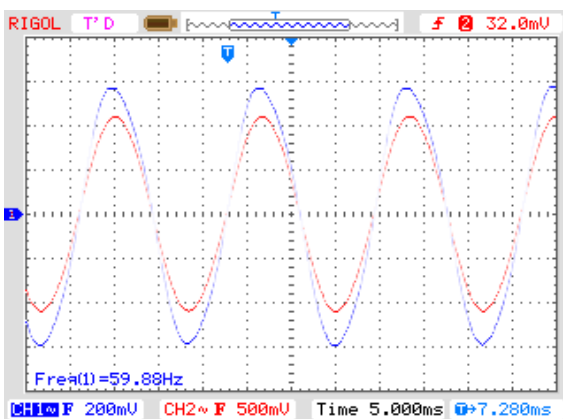


Fig. 18: Opto-magnetic current sensor experimental response (blue signal) using the Fabry-Perot Interferometry demodulation for 800 A_{RMS} input.

As it can be seen in Figs. 17 and 18, the opto-magnetic sensor responses present a 60 Hz frequency due to the magnetization circuit, indicating that the magnetostrictive rod is operating in its linear region. The waveforms were analyzed in terms of total harmonic distortion, and the values for the opto-magnetic sensor were compared with those obtained for the reference probe. These results are presented in Table II.

The experiments showed that THD values for the opto-magnetic sensor are generally greater than the THD values found for the reference probe, especially for current magnitudes at the end of the measurement range due to the non-linear response of Terfenol-D (see Fig. 2). However, these values are in compliance with limits defined in IEEE Standard 519 [13].

TABLE II
TOTAL HARMONIC DISTORTION FOR THE OPTO-MAGNETIC CURRENT SENSOR AND FOR THE REFERENCE PROBE

Current Input (A _{RMS})	THD (%) for the Opto-Magnetic Current Sensor	THD (%) for the Reference Current Probe
100	1.50	1.29
200	1.10	1.53
300	1.22	0.66
400	1.10	1.15
500	1.88	0.85
600	1.91	0.94
700	2.45	0.82
800	3.50	0.74

C. Transient Response

A protection CT must be capable to respond to surges and transients. In order to investigate this capability, the optical sensor step response was tested. The testing system consists in a driving circuit and an exciting coil, fed with DC electrical currents. The driving circuit is a laboratory assembled DC power supply, composed by a three-phase variable transformer, a three-phase full bridge rectifier, and an LC filter, which reduces the ripple voltage at the load, i.e., the exciting coil, which is electrically modeled by an inductor in series with a resistor (Fig. 19). The coil geometry specifically provides a substantial magnetic field strength at the expense of a high number of turns.

The sensing segment of the opto-magnetic device is positioned in the core of the exciting coil, which is mechanically supported by a PVC tube. The same demodulation arrangement described in Fig. 15 is used. In this experiment, a DC voltage of 0.4 V is applied to the coil, and the responses of an oscilloscope probe and the opto-magnetic circuit are acquired, which are presented in Fig. 20. As it can be observed in Fig. 20 ripple characteristics are present in the output voltage responses, since the devices used in the DC power supply are not perfectly assembled, however, the opto-magnetic sensor output waveform for a DC current step application shows an overdamped characteristic, requiring more time to reach the steady-state operation when compared to a critically damped condition. The measured rise time is approximately 3 ms, which is smaller than quarter of a 60 Hz cycle, thus compatible with conventional protection rules. This is a competitive value when compared with settling times presented by [5] and [7], however, there is a 3.5 ms delay in the initiation of the response.

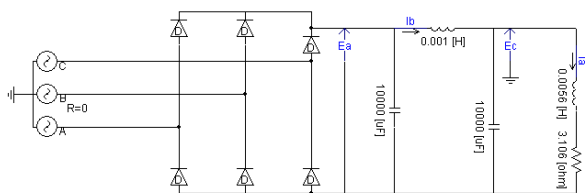


Fig. 19: DC power supply for the transient response tests.

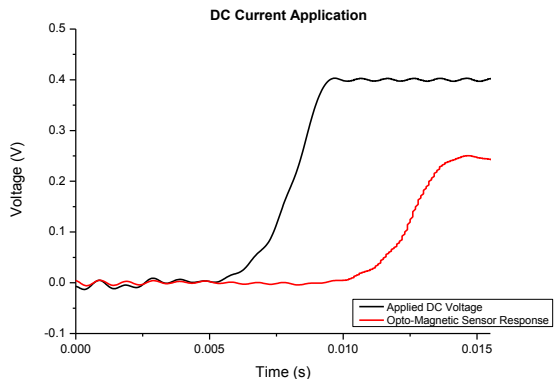


Fig. 20: Opto-magnetic current sensor response when a DC current level is applied.

D. Temperature Influence

NdFeB magnets withstand temperatures up to 300°C without losing their magnetization. All other materials in this set-up are also insensitive to temperature except the FBG itself, as stated in (2). In indoor current measurement experiments, in which temperature variations are kept under control, the DC Bragg wavelength is not greatly affected by temperature. Nevertheless, for outdoor measurements, temperature variations influence and can degrade measurement information.

A suitable way to compensate temperature effects over the FBG reflected signal is to employ a different demodulation technique, which consists in substituting the Fabry-Perot Tunable Filter by a second Bragg grating that acts as a filter FBG; this technique was mentioned before as the fixed filter demodulation technique [14]. The measurement information is obtained by exploring the reflected optical power, represented by the intersection region in Fig. 21. This reflected power varies as the spectrum characteristic of the sensor FBG changes [14]. In Fig. 22 the required optical set-up that should be employed to demodulate the measurement information using the two FBGs is presented.

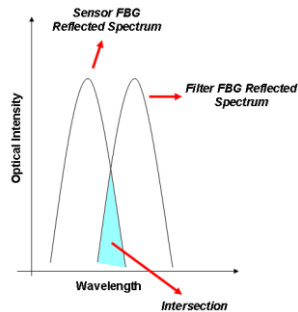


Fig. 21: Fixed filter demodulation technique, in which the sensor FBG and the filter FBG spectra are superimposed.

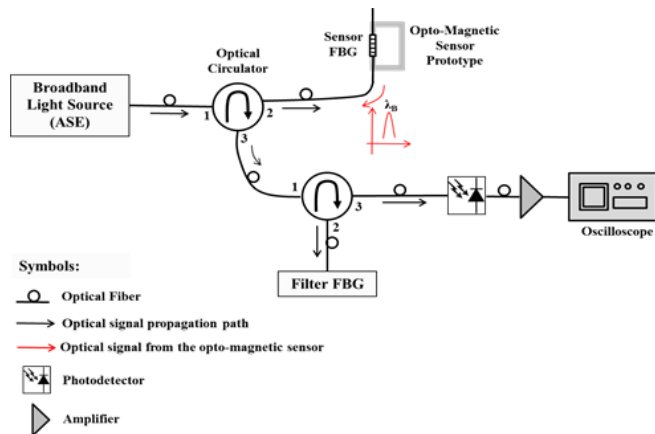


Fig. 22: Fixed filter demodulation technique optical set-up.

As it can be seen in Fig. 22, in addition to a second FBG, a second optical circulator is also required, since unlike the Fabry-Perot Filter (in which the optical signal is transmitted) what matters is the reflected signal from the filter FBG. A practical approach can be implemented using the fixed filter set-up in order to compensate temperature variation effects; that is, the filter FBG should be located near the sensor FBG, and attached over a material with the same coefficient of thermal expansion of Terfenol-D, just like the authors in [6] did. Consequently, it can be considered that both FBGs are in thermal equilibrium, but only one is subjected to the magnetostriction.

Thus, both FBGs are submitted to the same temperature changes, and temperature induced strains, but only the sensor FBG is submitted to the magnetostrictive strain. In this sense, the optical power represented by the intersection in Fig. 21 will only be affected by longitudinal mechanical deformations.

E. Vibration Influence and Mechanical Stability

It was observed that the conductor at the current loop device in Fig. 12 presents significant vibration for current over 600 A_{RMS}. However, there were no noisy influences over the opto-magnetic sensor output signal, particularly because the vibration does not interfere in the longitudinal axis of the Terfenol-D rod. Also, induced vibrations in the magnetic core of the sensor can be greatly reduced if the magnetic loop does not embrace the current conductor, i.e., following the sensor arrangement proposed in this paper.

An increased performance for outdoor and long term stability requires some mechanical improvements. Protection against heavy weather and climate changes should be provided, at the same time a new approach to fix the FBGs over the magnetostrictive rod in order to provide a longstanding operation must be developed, since cyanoacrylate adhesives are not able to resist heavy weather conditions for extended periods. A mechanical-based attachment, instead of a chemical one, can be explored. Yet, already mentioned sensor head induced vibrations and possible mechanical resonances can be further reduced by designing a single piece magnetic core, a fact that requires a different location scheme for the permanent magnets. This issue can be addressed in future developments.

VI. CONCLUSIONS

This paper describes the development of a practical and small sized current sensor for transmission lines based on the actuation of a Terfenol-D rectangular rod over a Bragg grating inscribed in the core of a silica fiber. This novel opto-magnetic sensor head is capable of retrieving the complete 60 Hz power network sinusoidal signal, a feature not described in previous works. To achieve this, the magnetostrictive material must operate in its linear region, and a magnetic circuit employing permanent magnets to accomplish the required biasing field was designed and constructed.

In order to test the prototype, a closed current loop system was constructed to allow the simulation of transmission line operating conditions, including current magnitude levels. The experiments using a commercial FBG interrogator showed that the sensor response in terms of Bragg wavelengths is similar to the predicted one, confirming the efficacy of the designed biasing magnetic circuit. A second experiment involved the setting-up of an FBG demodulation scheme which is more suitable for outdoor applications, consisting in an optical arrange wherein a Fabry-Perot tunable filter is employed. A comparison between the proposed current sensor and a commercial reference probe outputs, in terms of total harmonic distortion, was carried out, showing that the opto-magnetic sensor waveforms are distorted mainly at the end of the measurement range, but complying with limits described in standards. Also, the rise time of the output signal was studied, showing that the opto-magnetic device is able to competitively respond to sudden current changes when compared to similar magnetostrictive systems.

Design aspects can be modified in the future aiming the optimization of the sensor configuration. For instance, the sensor head dimensions could be changed in order decrease the number of permanent magnets used to accomplish the adequate DC biasing field, and to decrease induced vibration characteristics. The sensor head locus around the transmission line conductor can also be explored, for example, allocate the magnetic circuit embracing the line instead of just touching it. This positioning would increase the sensitivity of the system and decrease the influence of interferences; however, it could also lead to the magnetostrictive material saturation while the advantages of the present configuration would be lost. Nevertheless, the demodulation with the Fabry-Perot Filter verified that it is possible to employ the fixed filter demodulation technique, where a second FBG (called twin filter FBG) interrogates the sensor FBG, greatly reducing the costs of the overall measurement system and as well providing a way to compensate temperature influences over the Bragg wavelength and over the magnetostrictive material. This is, then, the next logical step to be taken together with improvements in the mechanical arrangement of the sensor head, preparing the system to operate in outdoor environments.

REFERENCES

[1] D. Reilly, A. J. Willshire, G. Fusiek, P. Niewczasz and J. R. McDonald, "A fiber-bragg-grating-based sensor for simultaneous AC current and temperature measurement", *IEEE Sensors Journal*, vol. 06, pp. 1539–1542, 2006.

[2] R. M. Silva, H. Martins, I. Nascimento, J. M. Baptista, A. L. Ribeiro, J. L. Santos, P. Jorge and O. Frazão, "Optical Current Sensors for High Power Systems: A Review", *Applied Sciences*, pp. 602–628, 2012.

[3] A. A. Moghadas and M. Shadaram, "Fiber Bragg Frating Sensor for Fault Detection in Radial and Network Transmission Lines", *Sensors*, vol. 10, pp. 9407–9423, 2010.

[4] K. Bohnert, P. Gabus, H. Brändle and A. Khan, "Fiber-Optic Current and Voltage Sensors for High-Voltage Substations", *16th International Conference on Optical Fiber Sensors*, pp. 752–754, Nara, 2003.

[5] D. Satpathi, J. A. Moore and M. G. Ennis, "Design of a Terfenol-D based fiber-optic current transducer", *IEEE Sensors Journal*, vol. 5, n. 5, pp. 1057–1065, 2005.

[6] J. Mora, Ll. Martínez-León, A. Díez, J. L. Cruz and M. V. Andrés, "Simultaneous temperature and ac-current measurements for high voltage lines using fiber Bragg gratings", *Sensors and Actuators A 125*, pp. 313–316, 2005.

[7] A. Cremonesi, 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.

[8] A. Otonos and K. Kalli, *Fiber Bragg Gratings: Fundamentals and Applications in Telecommunications and Sensing*, Boston, Artech House Publishers, 1999.

[9] A. G. Olabi and A. Grunwald, "Design and Application of Magnetostrictive Materials", *Materials and Design 28*, pp. 469–483, 2008.

[10] M. T. Thompson, "Practical Issues in the Use of NdFeB Permanent Magnets in Maglev, Motors, Bearings, and Eddy Current Brakes", *Proceedings of the IEEE*, vol. 97, n. 11, pp. 1758–1767.

[11] S. V. Kulkarni and S. A. Khaparde, *Transformer Engineering – Design and Practice*, Marcel Dekker Inc., 2004.

[12] L. C. S. Nunes, L. C. G. Valente and A. M. B. Braga, "Analysis of a demodulation system for fiber Bragg grating sensors using two fixed filters", *Optics and Lasers in Engineering*, 529–542, 2004.

[13] IEEE Recommended Practices and Requirements for Harmonic Control in Electrical Power Systems, IEEE Standard 519, 1992.

[14] L. C. S. Nunes, L. C. G. Valente and A. M. B. Braga, "Analysis of a demodulation system for fiber Bragg grating sensors using two fixed filters", *Optics and Lasers in Engineering 42*, pp. 529–542, 2004.



Fábio Vieira Batista de Nazaré was born in Maceió, state of Alagoas, Brazil, on February 10th, 1984. He graduated in electronic engineering from Universidade Federal de Pernambuco (UFPE), in Recife, state of Pernambuco, Brazil (2007). Acted as research engineer at the Nuclear Instrumentation Laboratory – Regional Center of Nuclear Sciences, in Recife,

Brazil. He has an M.Sc. degree in electrical engineering from COPPE/UFRJ (2010). He is currently an D.Sc. student at the Electrical Engineering Program (PEE) at COPPE/UFRJ, with the Instrumentation and Photonics Laboratory, in Rio de Janeiro, Brazil, and acts as an electronic engineer at Universidade Federal do Rio de Janeiro.



Marcelo Martins Werneck was born in Petrópolis, state of Rio de Janeiro, Brazil. He received a degree in Electronic Engineering from the Pontifícia Universidade Católica of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brazil (PUC-RJ) in 1975 and a M.Sc. degree from the Biomedical Engineering Program at the Federal University of Rio de Janeiro (UFRJ), Rio de Janeiro, Brazil, in 1977. He received his Ph.D. degree from the University of Sussex, Brighton, U.K., in 1985. Currently, he is

a Lecturer and Researcher at UFRJ, where he has been since 1978, and he is the coordinator of the Instrumentation and Photonics Laboratory at the Electrical Engineering Program of UFRJ. His research interests include fiber optics, sensors, transducers, and instrumentation.