UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
Câmpus de Ilha Solteira - SP

GUILHERME ALVES MARTINEZ

Análise Interferométrica da Influência dos Suportes de Fixação de Piezoatuadores ao *Breadboard*: Alteração da Resposta em Frequência para Nanodeslocamentos

Ilha Solteira
2018

GUILHERME ALVES MARTINEZ

Análise Interferométrica da Influência dos Suportes de Fixação de Piezoatuadores ao *Breadboard*: Alteração da Resposta em Frequência para Nanodeslocamentos

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia do Câmpus de Ilha Solteira - UNESP como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.
Especialidade: Automação.

Prof. Dr. Cláudio Kitano
Orientador

Ilha Solteira
2018

FICHA CATALOGRÁFICA
Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

M385a

Martinez, Guilherme Alves.
Análise interferométrica da influência dos suportes de fixação de piezoatuadores ao *breadboard:* alteração da resposta em frequências para nanodeslocamentos / Guilherme Alves Martinez. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2018
104 f. : il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Automação, 2018

Orientador: Cláudio Kitano
Inclui bibliografia

1. Interferometria laser. 2. Deslocamentos nanométricos. 3. Atuadores piezoelétricos flextensionais. 4. Mediação de fase óptica.

Raiane da Silva Santos
Supervisora Técnica de Seção
Seção Técnica de Referência, Atendimento ao usuário e Documentação
Diretoria Técnica de Biblioteca e Documentação
CRB/8 - 9999

unesp

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

Câmpus de Ilha Solteira

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO: Análise Interferométrica da Influência dos Suportes de Fixação de Piezoatuadores ao Breadboard: Alteração da Resposta em Frequência para Nanodeslocamentos

AUTOR: GUILHERME ALVES MARTINEZ
ORIENTADOR: CLAUDIO KITANO

Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de Mestre em ENGENHARIA ELÉTRICA, área: AUTOMAÇÃO pela Comissão Examinadora:

Prof. Dr. CLAUDIO KITANO
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. RICARDO TOKIO HIGUTI
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. GEFESON MENDES PACHECO
Divisão de Engenharia Eletrônica / Instituto Tecnológico de Aeronáutica

Ilha Solteira, 10 de setembro de 2018

RESUMO

A manufatura de micro e nano dispositivos vem se tornado um mercado de grande representação na indústria moderna, onde destacam-se a indústria médica, eletrônica e mecatrônica, que necessitam de dispositivos capazes de movimentar ou manipular elementos de dimensões microscópicas, tais como micro-pipetas em cirurgias, posicionamento de máscaras de *chips*, de amostras em microscópios de força atômica, entre outros. Neste contexto, os atuadores piezoelétricos flextensionais são dispositivos consagrados quanto ao uso na micro e nano manipulação. A solução analítica destes atuadores normalmente é muito complexa ou até mesmo impossível e, diante disso, há a necessidade de efetuar a caracterização experimental do atuador após sua confecção. A interferometria óptica é uma técnica muito precisa de medição de pequenos deslocamentos. O interferômetro volumétrico é normalmente montado sobre uma mesa óptica (*breadboard*) por meio de estruturas comerciais para montagem de experimentos ópticos. Diante disso, o atuador é fixado ao *breadboard* por estruturas como postes, deslocadores cinemáticos de translação, rotação e *tilt*, etc. Dessa forma, neste trabalho, levantou-se a resposta em frequência de um protótipo de atuador piezoelétrico flextensional multi atuado que foi projetado e confeccionado no Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos da Escola Politécica da USP - EPUSP. Utilizou-se um interferômetro de Michelson em óptica volumétrica, e, posteriormente, um interferômetro de Michelson duplo, para a medida simultânea do deslocamento do atuador em nas direções X e Y. A resposta em frequência foi obtida por meio de gráficos em unidades de deslocamento mecânico por tensão elétrica aplicada (nm/V) para cada frequência analisada, e, por meio destes, obteve-se o valor médio da inclinação (ganho do atuador em nm/V) e o atraso do deslocamento de saída em relação a tensão de entrada (gráfico de fase). Verificou-se a existências de ressonâncias espúrias no espectro de deslocamento deste atuador, e, por meio do uso de uma estrutura de fixação adequada, observou-se os efeitos da estrutura de eliminou-se estas ressonâncias. Após a eliminação das ressonâncias espúrias foi possível utilizar o atuador multi atuado como motor piezoelétrico. Constitui objetivo de estudo desta dissertação, a investigação detalhada dessas ressonâncias espúrias, sua associação aos suportes de fixação do atuador ao *breadboard* e a proposição de formas de suprimi-las.

Palavras-chave: Interferometria laser. Deslocamentos nanométricos. Atuadores piezoelétricos flextensionais. Medição de fase óptica.

ABSTRACT

The manufacture of micro and nano devices has become a market of great prominence in the modern industry, where the medical, electronic and mechatronic industries stand out that need devices capable of repositioning or manipulating elements of microscopic dimensions, such as micro-pipettes in surgeries, positioning of chip masks, adjusting of samples in atomic force microscopes, among others. In this context, flextentional piezoelectric actuators are appropriated devices for use in micro and nano manipulation. The analytical solution of these actuators is usually very complex or even impossible, and there is a need to characterize the actuator after its manufacturing. Optical interferometry is a very precise technique for measuring small displacements and consequently, primissing for the caracterization of these piezoelectric atuators. The bulk interferometer is usually mounted on an optical table (breadboard) by means of commercial precision kinematic optical mounts, such as posts, tilt platformors, translations and rotation stages, and others. In this work, the frequency response of a multi-actuated flextensional piezoelectric actuator prototype, designed and manufactured at the Department of Mechatronics and Mechanical Systems of the Polytechnic School of USP - EPUSP, was investigated. Both, a Michelson interferometer and a double Michelson interferometer were applied for the simultaneous measurement of the displacement of the actuator in the X and Y directions. The frequency response was obtained by means of the generated mechanical displacement (gain of the actuator in nm/V) and the delay between the output displacement and the input voltage (phase) both plotted as a function of the frequency. The existence of spurious resonances in the displacement spectrum of this actuator was verified, and the relationship with the mechanical devices used to hold the actuator to the breadborad in the experiment setup was concluded. By the use of a suitable fixation structure all these spurious ressonances were supressed from the frequency response. After elimination of the spurious resonances, the multi-actuator XY device could be adapted to work as piezoelectric motor.

Keywords: Laser interferometry. Nanometric displacement. Piezoelectric actuators. Optical phase measurement.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 — Protótipo de APF. (a) Vista lateral. (b) Vista de topo. 16

Figura 2 — Curvas de admitância elétrica da piezocerâmica isolada em função da frequência: valores medidos (—) e simulados (- - -). (a) Magnitude. (b) Fase. 17

Figura 3 — Admitância elétrica do APF medida com o analisador de impedância. (a) Magnitude versus frequência. (b) Fase versus frequência. 18

Figura 4 — Resposta em frequência do APF em termos de deslocamentos normalizados pela tensão de alimentação. 18

Figura 5 — Gráfico de fase da admitância elétrica do APF mostrando as microrressonâncias em torno de 4,6 kHz e 15 kHz. 19

Figura 6 — Efeito piezoelétrico no quartzo para forças aplicadas na direção X. (a) Estado natural. (b) Efeito da compressão. (c) Efeito da tração. 23

Figura 7 — Esquema ilustrativo de atuador piezoelétrico flextensional. a) APF em repouso. b) APF sob tensão elétrica. 25

Figura 8 — Motor Piezoelétrico proposto por Hagood e McFarland (1995). (a) Esquema do estator. (b) Simulação da superfície do disco. 26

Figura 9 — Motor Piezoelétrico proposto por Kurosawa et al. (1998). (a) Esquema do motor. (b) Movimento elíptico. 27

Figura 10 — Motor Piezoelétrico proposto por Chen et al. (2010). (a) Modo horizontal. (b) Modo vertical. 28

Figura 11 — Modelo discretizado em elementos finitos pelo COMSOL. (a) Vista Frontal. (b) Vista em perspectiva. 29

Figura 12 — Fotografia do PFX-2. (a) Vista superior. (b) Vista frontal. 31

Figura 13 — Admitância elétrica do PFX-2. (a) Gráfico de magnitude. (b) Gráfico de fase. 31

Figura 14 — Gráfico de *zoom* da fase da admitância elétrica do PFX-2. 32

Figura 15 — Resposta em frequência obtida por meio do sensor reflexivo. 33

Figura 16 — Admitância por frequência obtida via simulação. (a) Magnitude. (b) Fase. . . 33

Figura 17 Gráfico de *zoom* da fase da admitância obtido via simulação. 34
Figura 18 Resposta em frequência obtida para deslocamentos via simulação. 34
Figura 19 Resposta em frequência obtida via medição interferométrica. 35
Figura 20 Fotografias do APFMA-XY. 36
Figura 21 Eixos de referência do APFMA-XY. 37
Figura 22 Resposta em frequência dos movimentos direto e acoplado obtido por Galeti et al. (2013). 38
Figura 23 Fixação ideal para o APFMA-XY. 39
Figura 24 Resposta em frequência obtida pelo COMSOL utilizando uma fixação ideal. (a) Magnitude. (b) Fase. 40
Figura 25 Representação do Interferômetro de Michelson. 42
Figura 26 Sinais simulados. (a) $\phi_0 = \pi/2$ rad. (b) $\phi_0 = \pi$ rad. 44
Figura 27 Gráficos da característica entrada-saída (a), e, dos sinais de saída (b) e entrada (c) do interferômetro. Com $\pi/4 < \phi(t) + \phi_0 < 3\pi/4$ rad e $\phi_0 = \pi/2$ rad. . . 45
Figura 28 Gráficos da característica entrada-saída (a), e, dos sinais de saída (b) e entrada (c) do interferômetro. Com $5\pi/12 < \phi(t) + \phi_0 < 11\pi/12$ rad e $\phi_0 = 2\pi/3$ rad. 46
Figura 29 Gráficos da característica entrada-saída (a), e, dos sinais de saída (b) e entrada (c) do interferômetro. Com $7\pi/12 < \phi(t) + \phi_0 < 13\pi/12$ rad e $\phi_0 = 2,7$ rad. 47
Figura 30 Esquema do interferômetro realimentado. 50
Figura 31 Esquema do sistema de aquisição para APF monocerâmica. 51
Figura 32 Fotografia do PFX-2 preso ao suporte. 52
Figura 33 Fotografia do PFX-2 ilustrando seu eixo de simetria. 53
Figura 34 Esquema do interferômetro de Michelson duplo, configuração (i). 54
Figura 35 Fotografia do suporte A. (a) Vista frontal. (b) Detalhe do espelho fixado ao suporte. 55
Figura 36 Fotografia do suporte B. (a) Vista frontal. (b) Detalhe do espelho fixado ao suporte. 56
Figura 37 Esquema de montagem do interferômtro de Michelson Duplo, configuração (ii). 57

Figura 38 Fotografia do Suporte C. 58
Figura 39 Fotografia da montagem do interferômtro de Michelson duplo realimentado. . 60
Figura 40 Esquema de montagem do interferômtro de Michelson duplo realimentado. . 61
Figura 41 Resposta em frequência com o suporte A. (a) Deslocamento do APFMA-XY. (b) Deslocamento do *holder* 64
Figura 42 Espectro de magnitude do APFMA-XY (a) e do *holder* (b) do suporte B. . . 65
Figura 43 Amplitude do deslocamento direto ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase. 67
Figura 44 Amplitude do deslocamento acoplado ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase. 68
Figura 45 Amplitude dos deslocamentos. (a) Direto ΔX. (b) Acoplado ΔY. 69
Figura 46 Deformação mecânica (unidade: nm). (a) Em 1650 Hz. (b) Em 3295 Hz. . . 70
Figura 47 Deformação mecânica (unidade: nm). (a) Em 1518 Hz. (b) Em 3064 Hz. . . 71
Figura 48 Deformação mecânica na anti-ressonância de 2304 Hz (unidade: nm). 71
Figura 49 Ilustração do objeto de simulação com o *holder* C (unidade: mm). 72
Figura 50 Simulaçãop da amplitude do deslocamento direto ΔX por frequência. (a) Magnitude. (b) Fase. 73
Figura 51 Simulação da amplitude do deslocamento acoplado ΔY por frequência. (a) Magnitude. (b) Fase. 74
Figura 52 Simulação da amplitude do deslocamento direto ΔY por frequência. (a) Magnitude. (b) Fase. 75
Figura 53 Simulação da amplitude do deslocamento acoplado ΔX por frequência. (a) Magnitude. (b) Fase. 75
Figura 54 Relação de entrada por saída do APFMA na frequência de 1030 Hz. 76
Figura 55 Relação de entrada por saída do APF na frequência de 1726 Hz. 77
Figura 56 Amplitude do deslocamento direto ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase. 78
Figura 57 Amplitude do deslocamento acoplado ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase. 79
Figura 58 Amplitude do deslocamento direto ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase. 79
Figura 59 Amplitude do deslocamento acoplado ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase. 80
Figura 60 Fotografias do Suporte C. (a) Fixado por espumas. (b) Apoiado por espumas. 81

Figura 61 Amplitude do deslocamento direto ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase. 82
Figura 62 Amplitude do deslocamento acoplado ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase. 83
Figura 63 Amplitude do deslocamento direto ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase. 83
Figura 64 Amplitude do deslocamento acoplado ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase. 84
Figura 65 Amplitude do deslocamento direto ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase. 85
Figura 66 Amplitude do deslocamento acoplado ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase. 85
Figura 67 Amplitude do deslocamento direto ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase. 86
Figura 68 Amplitude do deslocamento acoplado ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase. 86
Figura 69 Resposta em frequência dos fatores de acoplamento. (a) S_{xy}. (b) S_{yx}. 88
Figura 70 Simulação da figura de Lissajous formada pelos sinais de saída dos interferômetros. (a) Amplitude de excitação igual a $\pi/2$. (b) Amplitude de excitação igual a π. 89
Figura 71 Fotografia das saídas dos interferômetros operando como motor. (a) 500 Hz. (b) 1650 Hz. (c) 1248 Hz. (d) 1248 Hz 90
Figura 72 Tensões de entrada. APF operando como motor em 500 Hz. 91
Figura 73 Deslocamento espacial nos eixos X e Y. 91
Figura 74 Deslocamento espacial do APFMA operando como motor na anti-ressonância, frequência de 2148 Hz. As fases entre os sinais de entrada α estão na legenda da figura. 94

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 Propriedades do alumínio e resina epóxi utilizadas nas simulações. . . 29

Tabela 2 Propriedades do PZT-5A utilizadas nas simulações. 30

Tabela 3 Dimensões e massas dos *holders*. 58

Tabela 4 Frequências importantes para o APFMA-XY. 87

LISTA DE SÍMBOLOS

α	Angulo de defasagem entre os sinais de entrada do atuador
ρ	Densidadel
σ	Taxa de Poisson
${c_{ij}}^E$	Constante elásticas
e_{ij}	Constante piezoelétrica
${\varepsilon_{ij}}^S$	Constante dielétrica
ε_0	Constante dielétrica no vácuo
$\Delta L(t)$	Deslocamento em função do tempo
ΔL_0	Deslocamento na ausência de sinal de excitação
ΔX	Deslocamento do atuador na direção X
ΔY	Deslocamento do atuador na direção Y
$\phi(t)$	Variação temporal de fase óptica ocasionada pela vibração do espelho no ramo sensor
ϕ_0	Termo de fase estática
$\phi_{0_{rec}}$	Termo de fase estática recuperado
λ	Comprimento de onda
$\Psi(mT_0)$	Série discreta no tempo da fase óptica total interferométrica recuperada
θ_i	Fase do deslocamento de saída, $i = x, y$
A	Fator de proporcionalidade do circuito fotodetector
A_x	Amplitude da tensão aplicada à piezocerâmica PZT-X
A_y	Amplitude da tensão aplicada à piezocerâmica PZT-Y
E	Módulo de Young
f_s	Frequência do sinal aplicado
m	Número da amostra
M_{ij}	Matriz *motional*
S_{xy}	Fator de acoplamento de ΔY por ΔX
S_{yx}	Fator de acoplamento de ΔX por ΔY
T_0	Período de amostragem
$v(t)$	Sinal elétrico fotodetectado
$v_n(t)$	Sinal auxiliar da saída do interferômetro
V	Visibilidade das franjas de interferência
V_x	Tensão aplicada à piezocerâmica PZT-X
V_y	Tensão aplicada à piezocerâmica PZT-Y

SUMÁRIO

1	**INTRODUÇÃO**	**13**
1.1	Justificativa do Trabalho	16
1.2	Objetivo	20
1.3	Organização do Relatório	21
2	**PIEZOELETRICIDADE E ATUADORES PIEZOELÉTRICOS FLEXTENSIONAIS**	**22**
2.1	Piezoeletricidade	22
2.2	Atuadores Piezoelétricos Flextensionais	24
2.3	Método dos Elementos Finitos (MEF)	28
2.4	Medidas com o atuador PFX-2	30
2.5	Atuador Piezoelétrico Flextensional Estudado	36
3	**INTERFEROMETRIA ÓPTICA**	**41**
3.1	Interferômetro de Michelson	41
3.2	Desvanecimento do sinal interferométrico	42
3.3	Demodulação de Sinais Interferométricos	44
3.3.1	Sinais com Baixo Índice de Modulação	44
3.3.2	Sinais com Alto Índice de Modulação	48
3.4	Malha de Realimentação	49
4	**ARRANJO EXPERIMENTAL**	**51**
4.1	Interferômetro de Michelson para APF Monocerâmica	51
4.2	Interferômetro de Michelson duplo para o APFMA-XY	53
4.3	Sistema de Realimentação Junto ao Interferômetro de Michelson Duplo	60
4.4	Sistema de Automatização da Instrumentação Eletrônica	61

5 RESULTADOS EXPERIMENTAIS 63

5.1 Resposta em Frequência utilizando o Suporte A 63

5.2 Resposta em Frequência utilizando o Suporte B 65

5.3 Simulações de Resposta em Frequência 66

5.4 Resposta em Frequência utilizando o Suporte C - Resultados Experimentais 76

5.5 APFMA-XY como Motor Piezoelétrico 88

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS 95

6.1 Conclusões 95

6.2 Sugestões Para Trabalhos Futuros 97

REFERÊNCIAS 99

1 INTRODUÇÃO

A micro/nano manufatura constitui uma indústria emergente e com um potencial de mercado significativo, porém, as ferramentas disponíveis para medição do desempenho dos seus dispositivos ainda são complicadas. Por este motivo, com o passar dos anos tem crescido a demanda por medição de dimensões micro e nanométricas, com exatidão, resolução e precisão crescentes, devido as exigências impostas por tais tecnologias (HAUSOTTE et al., 2012). Nesse cenário, cita-se o caso da nanotecnologia, uma ciência que trata com objetos cujas dimensões são inferiores a 100 nm, e assim, abaixo das dimensões da escala atômica (ZHELKOBAEV et al., 2007). A microscopia de varredura (*Scanning Probbe Microsopy* - SPM) tornou-se a principal técnica para caracterização, realização de testes mecânicos e de usinagem nanométricos, e, os microscópios de força atômica (*Atomic Force Microscopy* - AFM) e de tunelamento (*Scanning Tunneling Microscopy* - STM) são os tipos de SPM mais frequentemente usados. Esses sistemas exigem estágios de posicionamento com resolução na nanoescala, com isso, futuros avanços na área de SPM dependem de estágios de nano posicionamento com alta resolução e elevada largura de banda. Portanto, o nano posicionamento (DEVASIA; ELEFTHERIOU; MOHEIMANI, 2007), bem como, o controle e a medição de nano deslocamentos são fatores chave no desenvolvimento de sistemas de nanotecnologia (BITOU, 2009).

A medição de nano deslocamento também é uma das tecnologias essenciais em sistemas como os usados na manufatura de semicondutores (BITOU, 2009). A microeletrônica manipula elementos com dimensões mínimas, e, como em nanotecnologia, geralmente se opera com dimensões de nanômetros (NOVIKOV et al., 2007). Métodos modernos são empregados, como o SPL (*Scanning Probe Lithography*), uma técnica de litografia na nanoescala que "imprime"o circuito integrado diretamente no substrato através de uma fina ponteira acoplada a um microscópio de varredura, sem a necessidade de máscaras de transferência de padrão. Também encontram-se em desenvolvimento métodos como: NIL (*Nano Imprint Lithography*) que imprime o nano circuito em materiais como polímeros, com subsequente cura por aquecimento ou por ultravioleta; *soft-litography*, uma família de técnicas de fabricação de estruturas usando estampas, moldes ou foto máscaras de elastômeros; *stencil litography*, uma técnica que usa estêncil (uma espécie de máscara) com aberturas de dimensões nanométricas e que não envolve *resist* (como no caso clássico de *etching*) nem ataques térmicos ou químicos (BRUGGER, 2009). Com a integração de sistemas micro e nano ao longo de escalas múltiplas, envolvendo várias ordens de magnitude, surge um desafio adicional. Devido às elevadas razões de aspectos (razão entre a maior e a menor dimensão) das microestruturas, dispositivos de atuação devem proporcionar múltiplas ordens de magnitude para posicionamento e medição, de sub nanôme-

tros até centenas de milímetros (HAUSOTTE et al., 2012).

Conclui-se, portanto, que em sistemas dessa natureza, o posicionamento que produza movimentos na nanoescala é indispensável (KUO et al., 2007). Dentre os atuadores mais utilizados atualmente citam-se os atuadores piezoelétricos, magnetostrictivos, capacitivos, MEMS (*Micro-Electro-Mechanical System*) electrostáticos, MEMS electromagnéticos, MEMS térmicos e outros (DEVASIA; ELEFTHERIOU; MOHEIMANI, 2007).

Os principais parâmetros que caracterizam o desempenho de um atuador são: faixa de deslocamento, força, largura de banda, tamanho, peso e consumo de potência (DEVASIA; ELEFTHERIOU; MOHEIMANI, 2007). Tradicionalmente, é reconhecido que os atuadores piezoelétricos constituem ferramentas consagradas em uma grande variedade de aplicações, particularmente naquelas envolvendo micro/nano manipulação. Esses atuadores possuem excelente largura de banda de operação e podem gerar forças mecânicas em um projeto compacto e com pequeno consumo de potência. Porém, como possuem faixas de deslocamento relativamente pequenas (DEVASIA; ELEFTHERIOU; MOHEIMANI, 2007), pode ser necessário amplificar adequadamente o deslocamento intrínseco da piezocerâmica.

Por usarem juntas e articulações, bem como, devido aos erros geométricos e dimensionais típicos dos componentes de sistemas amplificadores convencionais, estes não podem satisfazer as exigências das tarefas de micro/nano manipulação (LIU et al., 2014). Portanto, diferentes mecanismos devem ser desenvolvidos para superar este problema. Uma das melhores soluções é utilizar mecanismos baseados em flexão, onde junções cinemáticas convencionais são substituídas por articulações flexíveis a estado sólido (GUO et al., 2018; JING et al., 2016; LIU et al., 2014; YAO; DONG; FERREIRA, 2007; DENG et al., 2018).

Novas famílias de atuadores piezoelétricos mono (APF - atuador piezoelétrico flextensional) ou multi atuados (APFMA - APFs multi atuados) têm sido desenvolvidas usando métodos de otimização topológica, que combinam algoritmos de otimização e o método de elementos finitos (MEF) a fim de se encontrar a topologia ótima das partes mecânicas desses dispositivos (SILVA; NISHIWAKI; KIKUCHI, 2000; CARBONARI et al., 2005a).

Os atuadores investigados neste trabalho constituem exemplos destes APFs ou APFMAs, consistindo essencialmente de estruturas multi-flexíveis atuadas por duas ou mais piezocerâmicas que devem gerar diferentes deslocamentos e forças de saída em pontos específicos e segundo a direção de interesse. Uma estrutura monobloco do tipo multi flexível, baseada em mecanismos solidários ou complacentes (*compliant mechanisms*), age como um "transformador mecânico"amplificando e alterando a direção dos deslocamentos de saída das piezocerâmicas isoladas (CARBONARI; SILVA; NISHIWAKI, 2007a; CARBONARI; SILVA; PAULINO, 2009).

Atualmente esses dispositivos têm sido empregados em sistemas para controle mecatrônico

de movimentos, em aplicações industriais de micro e nano posicionamento e outras, como: (a) Semicondutores, no posicionamento acurado para manufatura de pastilhas semicondutoras; (b) Biotecnologia, em manipulação celular; (c) Medicina, por exemplo, na movimentação de implantes *interna corporis* no ouvido médio; (d) Óptica, no posicionamento de lentes e espelhos em interferômetros; (e) Microscopia de varredura, no posicionamento da amostra em AFM e STM; (f) Engenharia espacial, por exemplo, em testes mecânicos usando aos APFs como *shakers*; (g) Aeronaves, veículos terrestres e marítimos, por exemplo, no controle ativo de *flap* na lâmina de rotor do helicóptero; (h) Astronomia, para sistemas adaptativos que monitoram em tempo real a posição e deformação de espelhos - operações de inclinação e varredura para compensar distúrbios ambientais em grandes telescópios; dentre outros (BERGANDER et al., 2003; CLAEYSSEN et al., 2007; LE LETTY et al., 2003; LIU et al., 2017; NIEZRECKI et al., 2001; SHEVTSOV et al., 2014; UCHINO, 1999)

Medições de deslocamento gerados pelos APFs e APFMAs exigem calibração através de comparação com um padrão absoluto. Entretanto, no domínio da micro e nanoescala, os padrões de calibração de deslocamento são escassos e as medições tipicamente são feitas utilizando equipamentos sofisticados. Como a unidade de comprimento no SI (*International System of Units*) é definido em termos do comprimento de onda da luz, a metrologia laser é a técnica regularmente usada para medições de deslocamento com exatidão elevada. Interferômetros de dois feixes são frequentemente usados em sistemas de metrologia práticos, porque utilizam lasers estabilizados em frequência (comprimento de onda fixo, estabelecido pela natureza dos átomos) e a medição remete à definição do metro padrão (HAUSOTTE et al., 2012). Assim, o deslocamento é comparado diretamente como o padrão SI absoluto, minimizando a incerteza acumulada devido a calibrações sucessivas (SMITH; PRATT; HOWARD, 2009). Dentre as diferentes configurações interferométricas disponíveis para medição de deslocamento, o interferômetro de Michelson é o favorito para muitas aplicações práticas (BRUNDAVANAM; VISWANATHAN; RAO, 2008).

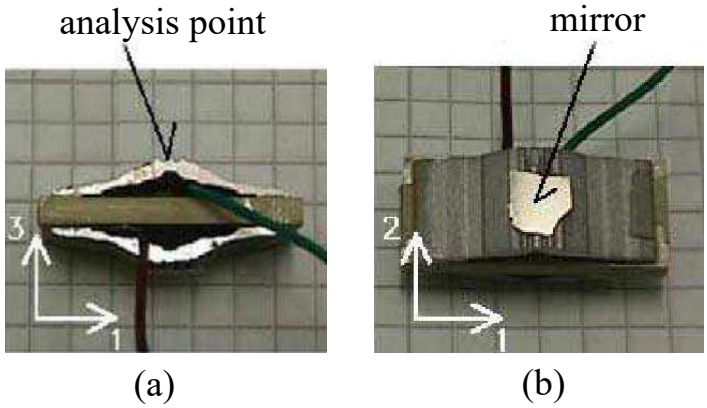
O Laboratório de Optoeletrônica (LOE) da FEIS-UNESP desenvolve pesquisas com interferômetros desde os anos 2000, com ênfase na medição de micro e nano deslocamentos em APFs e APFMAs. Métodos inovadores para detecção de fase óptica foram propostos, a partir da análise do espectro do sinal fotodetectado (GALETI; KITANO; CONNELLY, 2015a; GALETI et al., 2013; MARÇAL et al., 2012a; MARÇAL; HIGUTI; KITANO, 2012b; MARÇAL et al., 2007) e de métodos temporais (BARBOSA et al., 2010; CONNELLY; GALETI; KITANO, 2015; GALETI et al., 2015b). Atualmente, o grupo do LOE desenvolve novos métodos de detecção interferométrica de deslocamentos gerados por atuadores piezoelétricos, usando sistemas em malha fechada e técnicas de controle não linear (MARTIN et al., 2017). Sinais periódicos ou arbitrários no tempo são demodulados, em tempo real ou através de pós-processamento. Como resultado das pesquisas, realizou-se a caracterização de diferentes protótipos de atuadores, em termos de fatores de mérito como: linearidade do deslocamento gerado em relação à

tensão elétrica aplicada, coeficiente de calibração (razão nm/V) ou coeficiente LLVS (do inglês *linear length-to-voltage sensitivity*), da histerese, da faixa dinâmica de deslocamento linear, da resposta em frequência, determinação da largura de banda, frequências de ressonância, do fator de acoplamento (no caso de deslocadores XY), dentre outros.

1.1 Justificativa do Trabalho

Em 2007, Marçal et al. (2007) publicaram um artigo no qual se caracterizou o APF mostrado na Figura 1, usando o método espectral conhecido como J_1...J_4 (SUDARSHANAM; SRINIVASAN, 1989).

Figura 1 - Protótipo de APF. (a) Vista lateral. (b) Vista de topo.

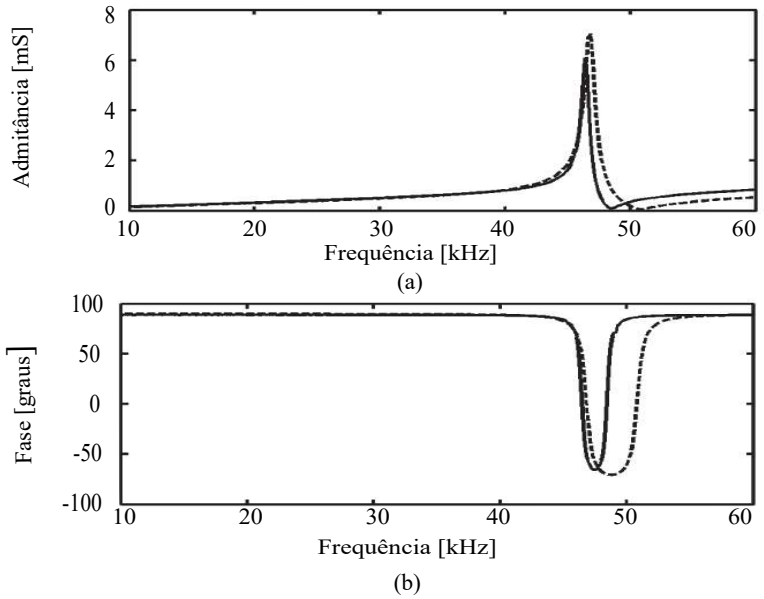


Fonte: (MARÇAL et al., 2007).

Esse dispositivo fora projetado e construído pelo Grupo de Sensores e Atuadores da EPUSP, e disponibilizado ao LOE para realizar sua caracterização. O APF era constituído por uma piezocerâmica (PZT 5A, polarizada na direção 3, e com dimensão 30 x 40 x 3 [mm] nas direções 1, 2 e 3, respectivamente) colada a uma estrutura flexível de alumínio. Os gráficos de magnitude e fase da admitância elétrica da piezocerâmica isolada foram levantados com o auxílio de um analisador de impedâncias (HP 4192). Esses gráficos são apresentados na Figura 2 e o comparados com os resultados simulados com o *software* de elementos finitos ANSYS.

Observa-se pelo gráfico da Figura 2 que a primeira ressonância da piezocerâmica isolada acontece em aproximadamente 46,4 kHz. Porém, quando a estrutura flexível de alumínio é colada à piezocerâmica, ressonâncias adicionais são estabelecidas, conforme ilustrado nas curvas de admitâncias mostradas na Figura 3.

Figura 2 - Curvas de admitância elétrica da piezocerâmica isolada em função da frequência: valores medidos (—) e simulados (- - -). (a) Magnitude. (b) Fase.



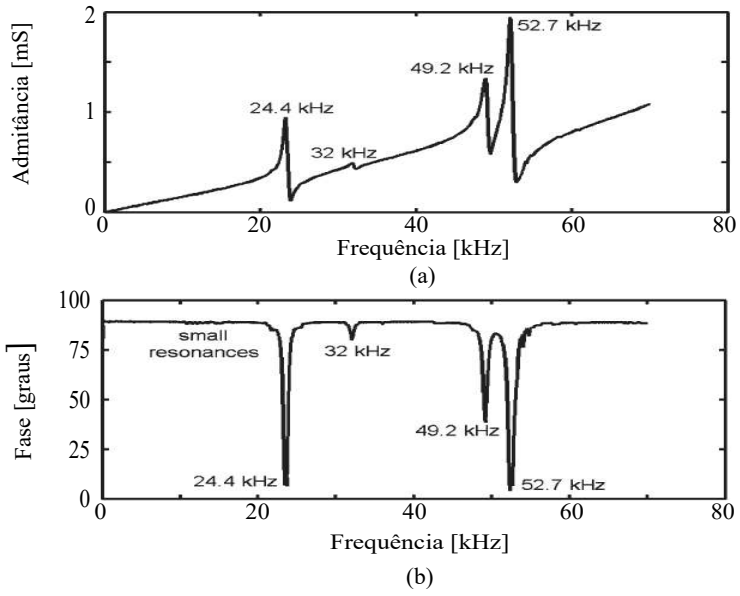
Fonte: (MARÇAL et al., 2007).

Na faixa de frequência considerada, ressonâncias adicionais surgiram em aproximadamente 24,4 kHz, 32 kHz e 52,7 kHz. A ressonância mostrada em 49,2 kHz está associada à piezocerâmica isolada, com uma dispersão de 1,4 kHz.

Medições realizadas com o interferômetro também permitiram a detecção das frequências de ressonâncias em aproximadamente 23 kHz, 32 kHz e 48,6 kHz, inclusive, com uma dispersão de 1,1 kHz quando se trata da ressonância da piezocerâmica isolada. Estes resultados podem ser observados na Figura 4.

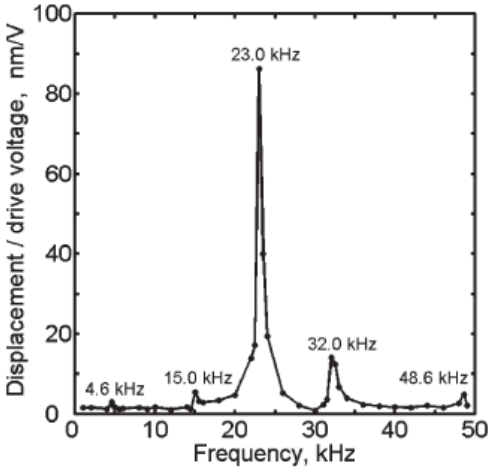
Contudo, a medição interferométrica revelou também ressonâncias nas proximidades de 4,6 kHz e 15 kHz, como mostrado na Figura 4, e que não estavam bem evidenciadas na Figura 3. De fato foi necessário ampliar significativamente (*zoom*) o gráfico de fases, entre DC e 20 kHz na Figura 3, possibilitando a visualização de tais "microrressonâncias", como pode se observar na Figura 5.

Figura 3 - Admitância elétrica do APF medida com o analisador de impedância. (a) Magnitude versus frequência. (b) Fase versus frequência.



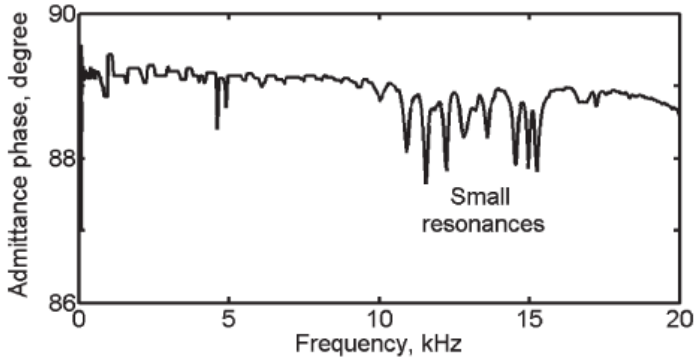
Fonte: (MARÇAL et al., 2007).

Figura 4 - Resposta em frequência do APF em termos de deslocamentos normalizados pela tensão de alimentação.



Fonte: (MARÇAL et al., 2007).

Figura 5 - Gráfico de fase da admitância elétrica do APF mostrando as microrressonâncias em torno de 4,6 kHz e 15 kHz.



Fonte: (MARÇAL et al., 2007).

Um fato interessante é que essas microrressonâncias que aparecem nas frequências mais baixas não são previstas pelas simulações por elementos finitos. Com isso, nem o grupo da EPUSP e nem o grupo do LOE sabiam justificar o surgimento dessas microrressonâncias. As ressonâncias em 23 kHz (a predominante), 32 kHz e 48,6 kHz eram esperadas (através do ANSYS), principalmente aquela em 48,6 kHz, relativa à piezocerâmica isolada.

Diversas configurações de APFs foram caracterizados no LOE a fim de se obter a curva de resposta em frequência e linearidade destes dispositivos. Lemes (2014) levantou a curva de resposta em frequência do atuador denominado de PFX-2, e, apresentou-se microrressonâncias nas frequências de 220 Hz, 400 Hz e 560 Hz. Tais microrressonâncias também não foram previstas no projeto daquele APF. Outras arquiteturas de APFs também apresentaram microrressonâncias em baixas frequências, na ordem de centenas de hertz (GALETI, 2012).

Outros trabalhos realizados no LOE, em que se caracterizaram APFs, também obtiveram a identificação de ressonâncias espúrias, geralmente em baixas frequências e com pequenas magnitudes; dentre estes trabalhos citam-se Galeti et al. (2013), Menezes (2009) e Sakamoto (2006) .

Recentemente, ao realizar-se medidas de resposta em frequência de APFs já caracterizados no LOE, notou-se que as ressonâncias espúrias surgiam em frequências diferentes às medidas anteriormente, inclusive alterando ligeiramente os valores das ressonâncias previstas em simulações.

Dessa forma, conjecturou-se que tais microrressonâncias poderiam ser originadas por ressonâncias da estrutura de fixação do APF à mesa óptica, a qual envolve postes, *holders* e suportes de ajuste que sustentam o APF no interferômetro.

Nesta dissertação, será apresentada uma investigação metódica sobre a conjectura levantada

acima, envolvendo medições interferométricas e simulações através do método de elementos finitos (MEF), a fim de se avaliar o quão significativo é a influência dos *holders* e postes que sustentam um atuador piezoelétrico à mesa óptica. Será testado o caso de um APFMA com dois graus de liberdade, um deslocador XY atuado por duas piezocerâmicas, em termos das curvas de resposta em frequência da magnitude e fase dos deslocamentos gerados e acoplados, na banda de frequências entre DC e aproximadamente 3,5 kHz. Gráficos de histerese e medições das frequências de ressonâncias e anti-ressonâncias mecânicas serão apresentados. Fatores como massa inercial do suporte, flexibilidade dos *holders* e geometria dos elementos de sustentação serão abordados. A origem das ressonâncias espúrias próximas às frequências próprias da estrutura do APFMA (da ordem de kHz) será investigada, bem como a origem das ressonâncias espúrias de baixas frequências (da ordem de centenas de Hz ou menos), dentro da banda passante do atuador. Formas de suprimir cada uma dessas ressonâncias indesejáveis serão propostas e testadas, tanto por simulação quanto experimentalmente.

Sendo a investigação bem sucedida, e uma vez suprimidas todas as ressonâncias espúrias ao APFMA, pretende-se adaptá-lo para operar como um motor piezoelétrico. Trata-se do primeiro trabalho nessa linha de pesquisa no LOE, na qual se espera que o motor produza movimentos de rotação. Trabalhos nesta área são de interesse tecnológico atual, conforme se verifica por publicações recentes no assunto (CHEN et al., 2010; HO; JAN, 2016; LIU et al., 2015a, 2013).

Motores piezoelétricos estão sendo considerados os sucessores dos motores eletromagnéticos em aplicações como juntas robóticas, máquinas de grande precisão, micro robôs e MEMS. O motor piezoelétrico estudado neste trabalho é um sistema no qual o "*tip*" (vértice da estrutura, sobre o qual os deslocamentos X e Y são medidos) do APFMA desenvolve um movimento elíptico no espaço. Por sua vez, esse movimento pode ser usado, por exemplo, para acionar um rotor em forma de disco através da força de fricção entre interfaces, quando o rotor está em contato com o estator (a estrutura metálica do APFMA). Como os movimentos envolvidos são microscópicos, uma técnica de medição adequada (e, de preferência não invasiva) deve ser selecionada para verificar a ocorrência do movimento elíptico. Um arranjo óptico, constituído por dois interferômetros de Michelson operando simultaneamente e em malhas fechadas, será empregado.

1.2 Objetivo

Esta Dissertação tem como objetivo realizar uma análise da influência dos suportes de fixação de atuadores piezoelétricos à mesa óptica sobre suas características de resposta em frequência para nano deslocamentos. Consequentemente, deseja-se desenvolver um procedimento que permita a identificação de ressonâncias espúrias em APFMAs, visando sua utilização como motor piezoelétrico.

1.3 Organização do Relatório

Este relatório está dividido em seis capítulos, incluindo este. O capítulo 2 discute conceitos envolvendo piezoeletricidade e os atuadores piezoelétricos flextensionais, bem como apresenta-se o APFMA utilizado. No capítulo 3 são apresentadas a teoria básica da interferometria laser, os métodos de demodulação da fase óptica e o sitema de realimentação utilizado. No capítulo 4 descrevem-se os arranjos experimentais utilizados para APF monocerâmica e para APFMA do tipo deslocador XY. No capítulo 5 registram-se os resultados obtidos, apresentados na forma de ilustrações e gráficos. Por fim, no capítulo 6, apresentam as conclusões desta dissertação e as sugestões para trabalhos futuros.

2 PIEZOELETRICIDADE E ATUADORES PIEZOELÉTRICOS FLEXTENSIONAIS

Neste capítulo serão abordados princípios básicos da piezoeletricidade, atuadores piezoelétricos flextensionais e Método dos Elementos Finitos (MEF).

2.1 Piezoeletricidade

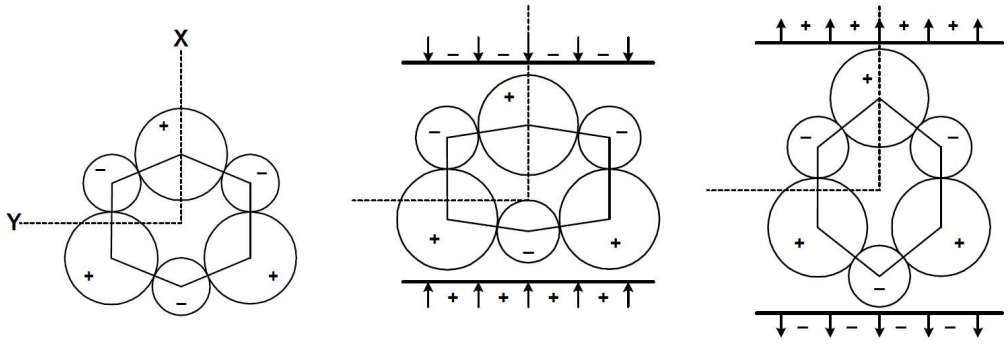
No final de 1880, os irmãos Jacques e Pierre Curie descobriram o efeito piezoelétrico direto, que consiste na capacidade de certos materiais de gerar polarização elétrica quando são submetidos a deformação mecânica (BALLATO, 1995). Também é possível obter o efeito piezoelétrico inverso, ou seja, ao aplicar um campo elétrico externo no material, obtém-se uma deformação mecânica desse material.

A partir de modelos unidimensionais pode-se mostrar que o efeito piezoelétrico decorre da interação de forças de Coulomb com forças de natureza elástica (restauradoras). Somente materiais cristalinos que não exibem centro de simetria apresentam o efeito piezoelétrico (NELSON, 1979).

Na Figura 6 ilustra-se o efeito piezoelétrico em cristais de quartzo (SiO_2), cuja estrutura atômica é constituída por uma hélice que se estende ao longo da direção Z (perpendicular ao plano da página), com dois átomos de oxigênio (cargas negativas) e um de silício (carga positiva). No plano XY os átomos formam um hexágono que, no estado natural, isto é, na ausência de tensão mecânica externa, têm carga total nula, Figura 6(a). Aplicando-se uma força de compressão/tração na direção X do cristal, desfaz-se o balanço de cargas e a célula torna-se polarizada, gerando-se cargas elétricas externas nas faces dos eletrodos mostrados nas Figuras 6(b) e 6(c).

Este modelo também pode ser utilizado para explicar o efeito piezoelétrico inverso, no qual ocorre deformação do cristal quando campos elétricos externos são aplicados nas direções X ou Y. Neste texto, ênfase especial é dedicada ao efeito inverso, para geração de vibração acústica. Na faixa de interesse para dispositivos práticos, a magnitude dessa deformação é proporcional à intensidade do campo elétrico aplicado.

Figura 6 - Efeito piezoelétrico no quartzo para forças aplicadas na direção X. (a) Estado natural. (b) Efeito da compressão. (c) Efeito da tração.



(a) (b) (c)

Fonte: (LEÃO, 2004).

Diversos materiais cerâmicos são descritos como exibindo o efeito piezoelétrico como, por exemplo, titanato-zirconato de chumbo (PZT), titanato de bário ($BaTiO_3$), titanato de chumbo ($PbTiO_2$), entre outros. Essas cerâmicas, na realidade, não exibem as características piezoelétricas em seu estado natural, havendo a necessidade de submetê-las a um pré-processamento a fim de que seus domínios sejam alinhados através de uma técnica conhecida como polarização (*poling*). Nesse processo, eleva-se a temperatura do material para níveis de 160 °C a 370 °C, dependendo da composição, e aplica-se um campo elétrico superior a 2000 V/mm à cerâmica PZT natural. Isso faz com que o material se expanda na direção axial ao campo elétrico e se contraia na direção perpendicular. Após a remoção do campo elétrico e sob resfriamento, as regiões de dipolos elétricos que compõem o material (regiões de Weiss) orientam-se na direção do campo elétrico e o material estará polarizado (BALLATO, 1995).

A partir deste procedimento o material cerâmico, o PZT-5A no caso deste trabalho, passa a apresentar o efeito piezoelétrico relacionando as grandezas elétricas e mecânicas de acordo com a relação constitutiva apresentada na equação (1) (ROSENBAUM, 1988):

$$\begin{bmatrix} T \\ D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c^E & -e^t \\ e & \varepsilon^S \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S \\ E \end{bmatrix}, \tag{1}$$

onde $S = [S_1\ S_2\ S_3\ S_4\ S_4\ S_5\ S_6]^t$ é o vetor deformação mecânica (*strain*), $T = [T_1\ T_2\ T_3\ T_4\ T_4\ T_5\ T_6]^t$ é o vetor tensão mecânica (*stress*), $E = [E_1\ E_2\ E_3]^t$ é o vetor campo elétrico e $D = [D_1\ D_2\ D_3]^t$ é o vetor deslocamento elétrico. O sobrescrito t denota o transposto de um vetor ou matriz. As equações (2), (3) e (4) apresentam a matriz constante elástica de rigidez para um campo elétrico constante c^E, a matriz piezoelétrica e, e a matriz de permissividade para uma

deformação mecânica constante ε^S, respectivamente (ROSENBAUM, 1988):

$$c^E = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} & 0 & 0 & 0 \\ c_{12} & c_{11} & c_{13} & 0 & 0 & 0 \\ c_{13} & c_{13} & c_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_{66} \end{bmatrix}, \tag{2}$$

$$e = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 & 0 \\ e_{31} & e_{31} & e_{33} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \tag{3}$$

$$\varepsilon^S = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{11} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33} \end{bmatrix}, \tag{4}$$

sendo

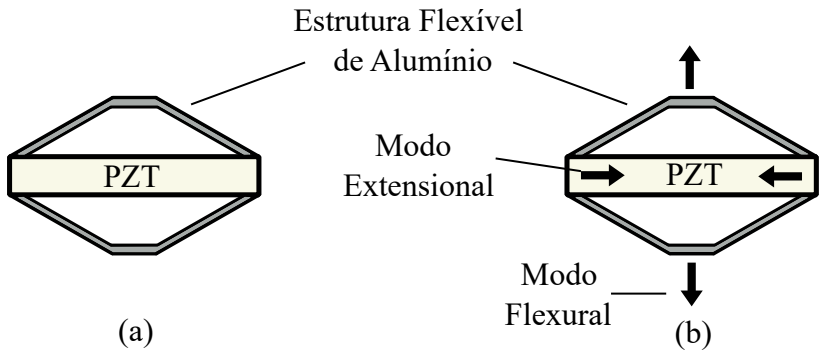
$$c_{66} = \frac{1}{2}(c_{11} - c_{12}). \tag{5}$$

2.2 Atuadores Piezoelétricos Flextensionais

Os atuadores piezoelétricos flextensionais (APF) consistem de mecanismos flexíveis atuados por piezocerâmicas. Esses mecanismos se comportam como transformadores mecânicos, amplificando e redirecionando os movimentos produzidos pela piezocerâmica. Com isso, quando são submetidos a potenciais elétricos geram deslocamentos da ordem de nano a micrometros, ou então, geram potenciais elétricos quando submetidos a uma força (CARBONARI, 2003). Alguns exemplos de materiais piezoelétricos são os cristais de quartzo, o niobato de lítio, determinadas cerâmicas (como o titanato-zirconato de chumbo, titanato de bário, etc) e alguns polímeros (como o fluoreto de polivinilideno, o poliparaxileno, as poliamidas aromáticas, etc.).

No LOE, trabalha-se com APFs cuja cerâmica piezoelétrica é o PZT (titanato-zirconato de chumbo), como ilustrado na Figura 7. A estrutura flexível de alumínio permite que o movimento mecânico do PZT se amplifique, sendo possível aplicar tensões elétricas menores para alcançar os deslocamentos mecânicos desejados.

Figura 7 - Esquema ilustrativo de atuador piezoelétrico flextensional. a) APF em repouso. b) APF sob tensão elétrica.



Fonte: do próprio autor.

Pode-se interpretar na Figura 7 que as estruturas metálicas amplificam e mudam a direção do deslocamento gerado pela piezoceâmica, convertendo o modo extensional em flexural, e daí a designação flextensional.

Os APFs têm um vasto campo de aplicação, que vão desde a mecânica de precisão até aplicações em medicina (LE LETTY et al., 2003; NIEZRECKI et al., 2001; BERGANDER et al., 2003). Também são importantes no devenvolvimento de microgarras para manipulação celular e microcirurgias, no posicionamento de lentes na interferometria laser, em microscópios de varredura, etc. Constituem dois objetivos importantes do projeto de APFs: deslocamento gerado e força de blocagem (DOGAN; UCHINO; NEWNHAM, 1997). A força de blocagem constitui a máxima força suportada pelo APF sem deformá-lo, ou, a força necessária para restaurar a constituição não-deformada do APF, para uma certa tensão elétrica aplicada.

Como exemplo dos tipos precursores de APFs têm-se os atuadores do tipo *moonie*, que são compostos por um disco de piezocerâmica entre duas capas de metal com formato de meia lua em sua cavidade interna (ONITSUKA et al., 1995). Atualmente, os APFs podem fornecer movimentos muito rápidos e precisos, que evoluíram dos primeiros atuadores *moonie* e *cymbals* (DOGAN; UCHINO; NEWNHAM, 1997), para topologias que são mais complexas, versáteis e com diferentees materiais piezoelétricos (GUO et al., 2018).

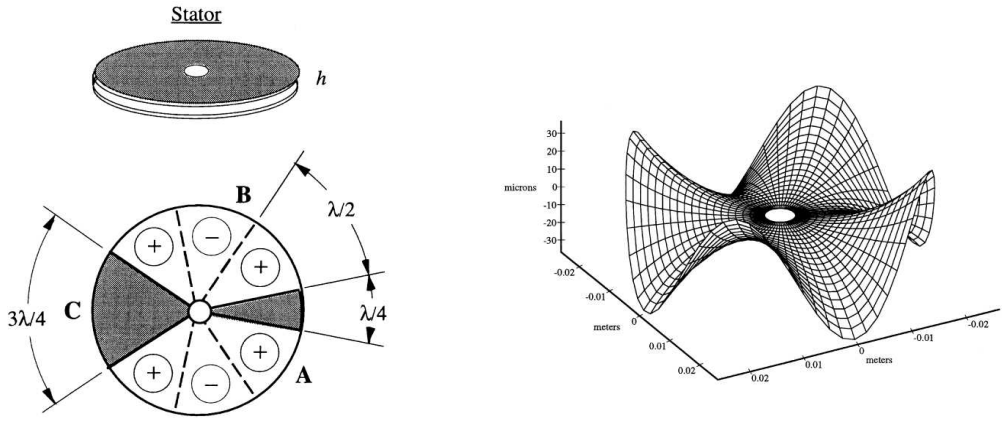
Os mecanismos de posicionamento de inclinação (posicionadores do tipo *Tilt*) estão se tornando cada vez mais importantes na moderna tecnologia de posicionamento devido aos requisitos tecnológicos de comunicações ópticas, semicondutores, biotecnologia e nanotecnologia. Na área de óptica, o objetivo desses mecanismos é inclinar os espelhos em uma faixa de operação adequada, produzindo deflexão do feixe em alta velocidade e alta precisão (JING et al., 2016; XU, 2015).

Já os posicionadores XY multi-atuados possuem aplicações em campos como micro-usina-

gem e varredura de sonda em microscopia (varredura de tunelamento e força atômica) (CARBONARI; SILVA; PAULINO, 2009; YAO; DONG; FERREIRA, 2007).

Por último, citam-se os motores piezoelétricos que têm sido utilizados principalmente como substitutos de motores eletromagnéticos em máquinas de alta precisão, tais como, juntas de robôs e outros MEMS (do inglês *Micro Electrical Mechanical System*). O estator do motor pode gerar movimento a partir de diversos princípios de funcionamento. Por exemplo, em Hagood e McFarland (1995) o estator possui a forma de um disco, e é composto por PZTs combinados de maneira a gerar um movimento orbital nos pontos de contato do rotor, fazendo-o girar. O esquema deste motor pode ser observado na Figura 8

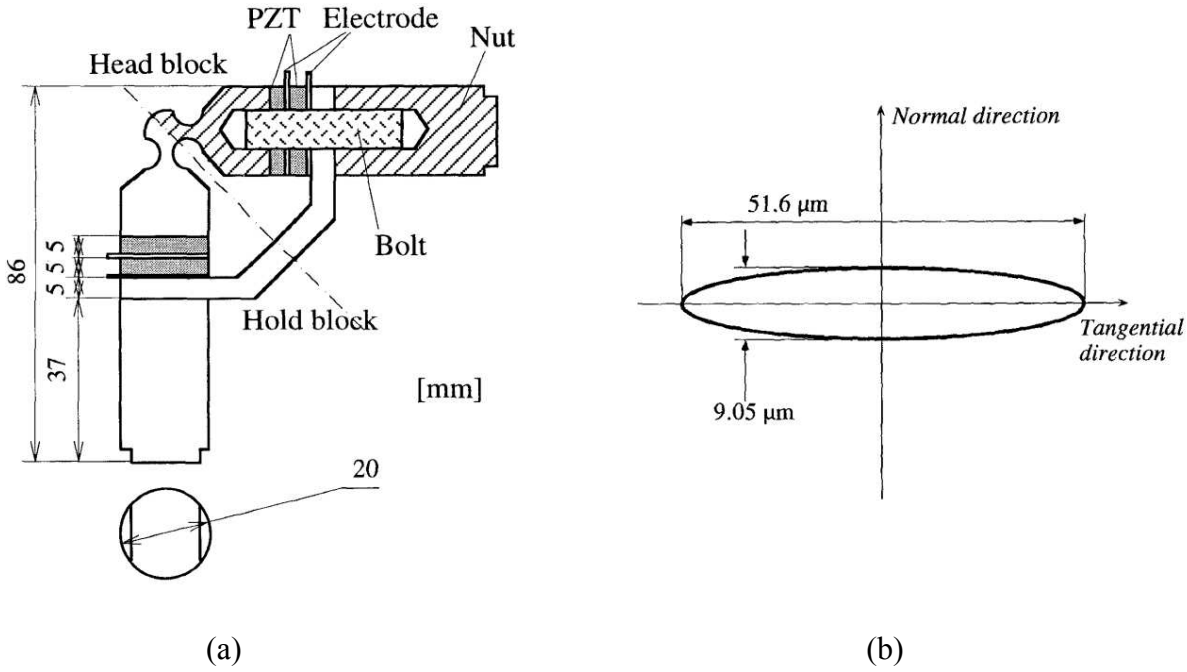
Figura 8 - Motor Piezoelétrico proposto por Hagood e McFarland (1995). (a) Esquema do estator. (b) Simulação da superfície do disco.



Fonte: (HAGOOD; MCFARLAND, 1995).

Kurosawa et al. (1998) propuseram um novo modelo de motor piezoelétrico linear composto por dois conjuntos de cerâmicas piezoelétricas ortogonais entre si, Figura 9 (a). Quando os dois conjuntos de PZTs são excitados por sinais em fase a ponta do transdutor vibra ao longo de uma linha reta inclinada a 45° em relação aos PZTs. Quando os sinais de excitação estão defasados o transdutor opera como um motor, pois a sua ponta apresenta diferentes modos de vibração, gerando movimentos elípticos e possibilitando o movimento de um rotor, Figura 9 (b).

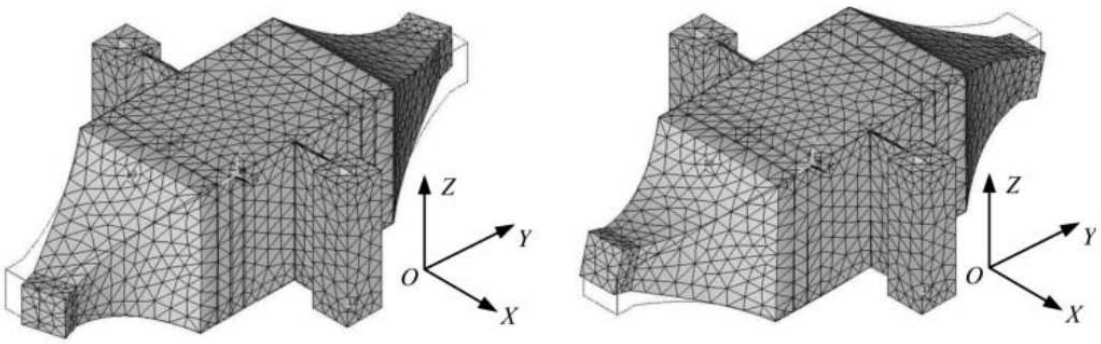
Figura 9 - Motor Piezoelétrico proposto por Kurosawa et al. (1998). (a) Esquema do motor. (b) Movimento elíptico.



Fonte: (KUROSAWA et al., 1998).

Chen et al. (2010) apresentaram uma configuração de motor piezoelétrico composto por dois pontos de contato em cada extremo do transdutor que vibram em modo de flexão (*bending mode*). Há dois conjustos de PZTs, sendo um para gerar vibração de forma horizontal, e o outro para a vertical, Figuras 10 (a) e (b), respectivamente. Dessa forma, quando o sinal de excitação dos PZTs forem defasados de $\pi/2$ radianos o ponto de contato do transdutor se movimentará de forma elíptica ou até mesmo circular, dependendo das amplitudes dos sinais aplicados. Mais dois modelos semelhantes a este foram projetados por Liu et al. (2015b, 2018). Ainda há diversas configurações de motores piezoelétricos diferentes das descritas acima disponíveis na literatura (SHI et al., 2008; LIU et al., 2012, 2015a).

Figura 10 - Motor Piezoelétrico proposto por Chen et al. (2010). (a) Modo horizontal. (b) Modo vertical.



(a) (b)

Fonte: (CHEN et al., 2010).

2.3 Método dos Elementos Finitos (MEF)

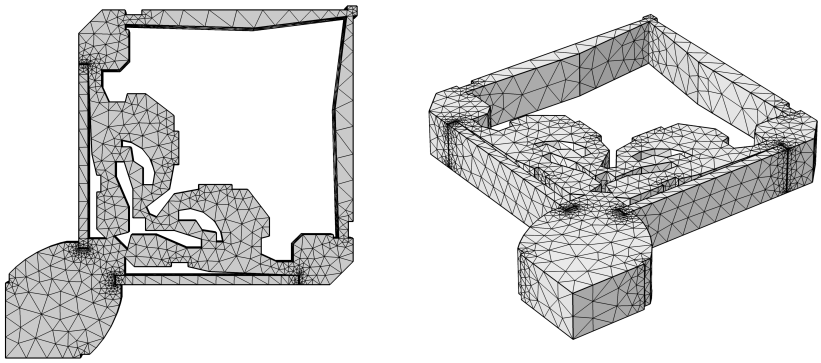
Em geral, não existe solução analítica para a maioria dos APFs ou APFMAs, sendo assim, torna-se necessária a análise numérica computacional dessas estruturas. Nesse sentido, o Grupo de Sensores e Atuadores da EPUSP, com o qual a FEIS-Unesp mantém cooperação, utiliza o *software* de elementos finitos ANSYS em suas simulações.

As simulações realizadas neste trabalho foram realizadas por meio do *software* COMSOL Multiphysics, que combina os fenômenos mecânicos e elétricos de acordo com os materiais adicionados ao domínio e à física utilizada na simulação.

Elementos finitos assemelham-se a fragmentos de uma estrutura, e são compostos por linhas, áreas e pontos que definem os elementos discretizados, como ilustra a Figura 11. Os elementos possuem as faces de suas superfícies triangulares ou quadrilaterais e os nós servem como conectores para fixar os elementos adjacentes. Todos os elementos que compartilham um nó têm uma mesma componente de deslocamento. As linhas indicam os contornos entre os elementos (Figura 11).

O uso do MEF depende basicamente da divisão da estrutura analisada em elementos discretos e do princípio variacional, que estabelece em cada instante o equilíbrio das energias cinética e potencial em todos os pontos do volume considerado (NADER, 2002).

Figura 11 - Modelo discretizado em elementos finitos pelo COMSOL. (a) Vista Frontal. (b) Vista em perspectiva.



(a) (b)

Fonte: do próprio autor.

O APFMA em estudo consiste de duas piezocerâmicas PZT-5A, uma estrutura flexível em alumínio e resina epóxi (camada de ligação). Tanto na resina epóxi quanto no alumínio os materiais são tratados como linearmente elásticos, regidos pela lei clássica de Hooke, enquanto o PZT-5A é regido pela lei de Hooke generalisada, cuja relação constitutiva é dada pela equação (1). A Tabela 1 contém os dados do alumínio e da resina epóxi usados nas simulações. A Tabela 2 contém os dados e os coeficientes do PZT-5A utilizados nas simulações FEM (CARBONARI; SILVA; NISHIWAKI, 2005b; CARBONARI; SILVA; PAULINO, 2009; CARBONARI, 2007b) (onde $\varepsilon_0 = 8,8542.10^{-12}(F.m^{-1})$ é a permissividade do vácuo).

Tabela 1 - Propriedades do alumínio e resina epóxi utilizadas nas simulações.

Material	Propriedade	Valor
Alumínio	Densidade (ρ)	2700 $Kg.m^{-3}$
	Módulo de Young (E)	70.10^9 $N.m^{-2}$
	Taxa de Poisson (σ)	0,33
Resina Epóxi	Densidade (ρ)	1160 ($Kg.m^{-3}$)
	Módulo de Young (E)	$4,5.10^9$ $N.m^{-2}$
	Taxa de Poisson (σ)	0,38

Fonte: do próprio autor.

Tabela 2 - Propriedades do PZT-5A utilizadas nas simulações.

Constantes Elásticas	10^{10} $(N.m^{-2})$
${c_{11}}^E$	12,0346
${c_{12}}^E$	7,5179
${c_{13}}^E$	7,50901
${c_{33}}^E$	11,0897
${c_{44}}^E$	2,10526
Constantes Piezoelétricas	$(C.m^{-2})$
e_{31}	-5,35116
e_{33}	15,7835
e_{51}	12,2947
Constantes Dielétricas	pu
${\varepsilon_{11}}^S/\varepsilon_0$	919,1
${\varepsilon_{33}}^S/\varepsilon_0$	826,6
Densidade	$(Kg.m^{-3})$
ρ	7750

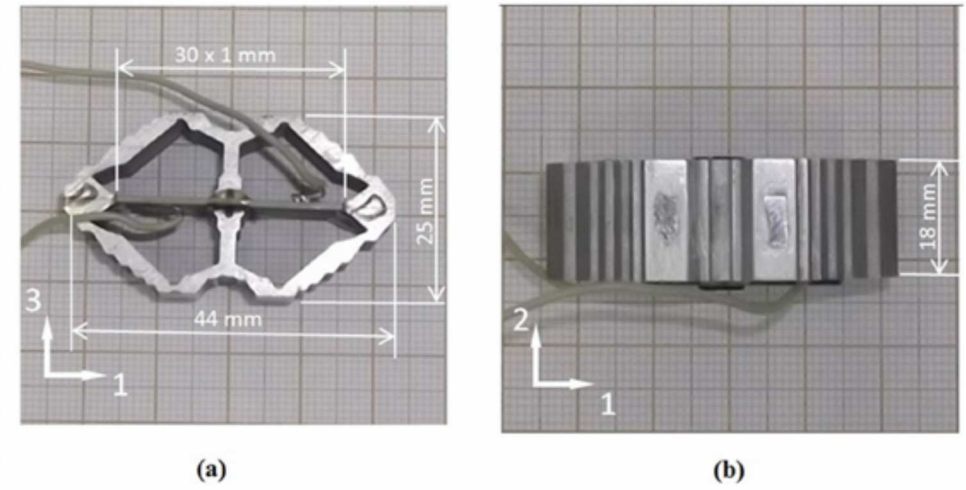
Fonte: do próprio autor.

2.4 Medidas com o atuador PFX-2

Sakamoto (2006) levantou a resposta em frequência do APF, chamado na ocasião de PFX-2, por meio da medição do espectro da admitância elétrica, através de um medidor de impedâncias vetorial (HP 4192), e, por meio do espectro de vibração, através de sensor reflexivo implementado em seu mestrado. Na Figura 12, apresentam-se fotografias deste APF.

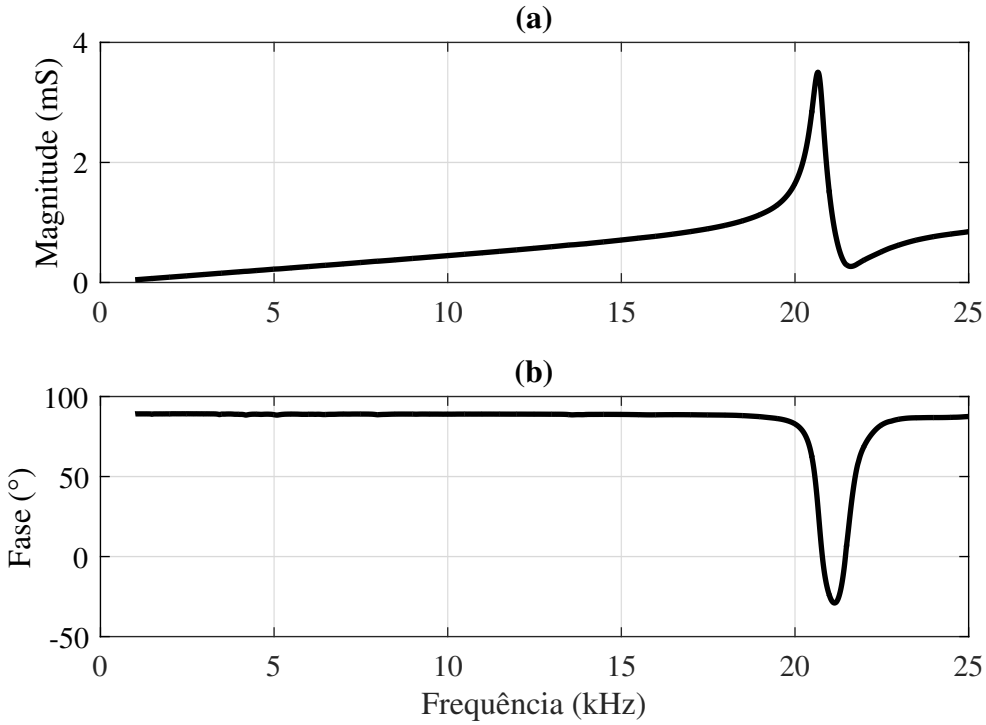
Os gráficos da magnitude e fase da admitância elétrica em função da frequência podem ser observados na Figura 13, e evidenciam a presença de uma ressonância predominante em torno de 20,7 kHz. Resultados semelhantes foram obtidos por Menezes (2009). No entanto, Sakamoto (2006) alerta o leitor sobre a presença de pequenas tremulações de fase ao longo da resposta em frequência do APF. Essas pequenas variações no espectro de fase podem ser observadas no gráfico da Figura 14, uma vista em detalhe da Figura 13, e foram chamadas de "micro-ressonâncias". Observa-se assim, que essas pequenas variações de fase podem passar desapercebidas quando se usa a técnica da impedância elétrica para se avaliar as frequências de ressonância de um atuador piezoelétrico.

Figura 12 - Fotografia do PFX-2. (a) Vista superior. (b) Vista frontal.



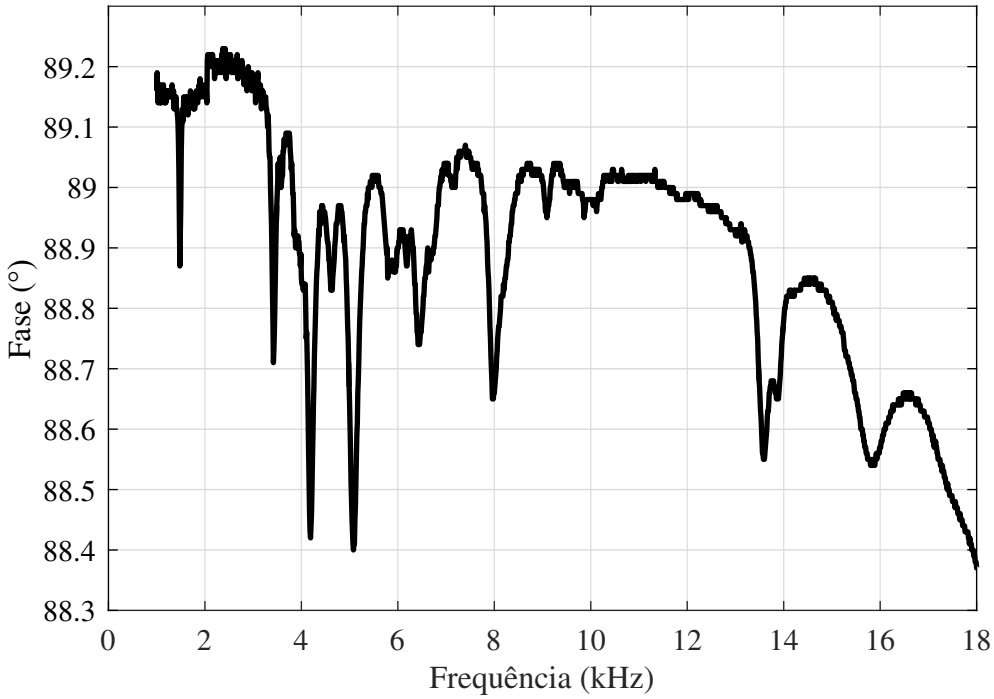
Fonte: do próprio autor.

Figura 13 - Admitância elétrica do PFX-2. (a) Gráfico de magnitude. (b) Gráfico de fase.



Fonte: (SAKAMOTO, 2006).

Figura 14 - Gráfico de *zoom* da fase da admitância elétrica do PFX-2.



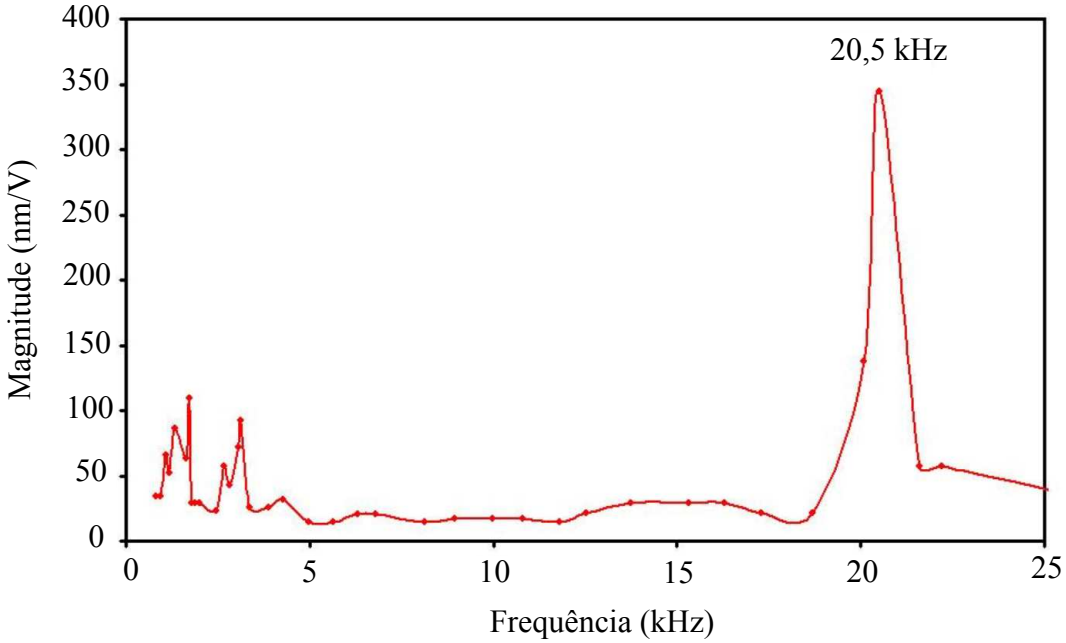
Fonte: (SAKAMOTO, 2006).

O gráfico de magnitude da resposta em frequência, obtido por meio do sensor reflexivo a fibra óptica de Sakamoto (2006), é mostrado na Figura 15. Neste gráfico fica evidente a presença de uma ressonância predominante em 20,5 kHz, sendo também observadas pequenas ressonâncias abaixo de 5 kHz. Há uma grande concordância nos valores medidos para a ressonância predominante, apresentando uma diferença de 200 Hz em relação ao fornecido pela Figura 13. Porém, não há concordância quanto as micro-ressonâncias. Ressalta-se que as medidas de admitância indicam que as ressonâncias espúrias se apresentam com variações inferiores a 1° no espectro de fase, e, que são praticamente imperceptíveis no espectro magnitude. Por outro lado, o sensor reflexivo aponta a presença das micro-ressonâncias sem a necessidade de *zoom*. O mesmo grau de resolução, ou até melhor, também pode ser obtido com interferômetros.

Diante destes resultados surge a incerteza quanto à natureza destas micro-ressonâncias e à metodologia empregada, já que não houve concordância entre os resultados.

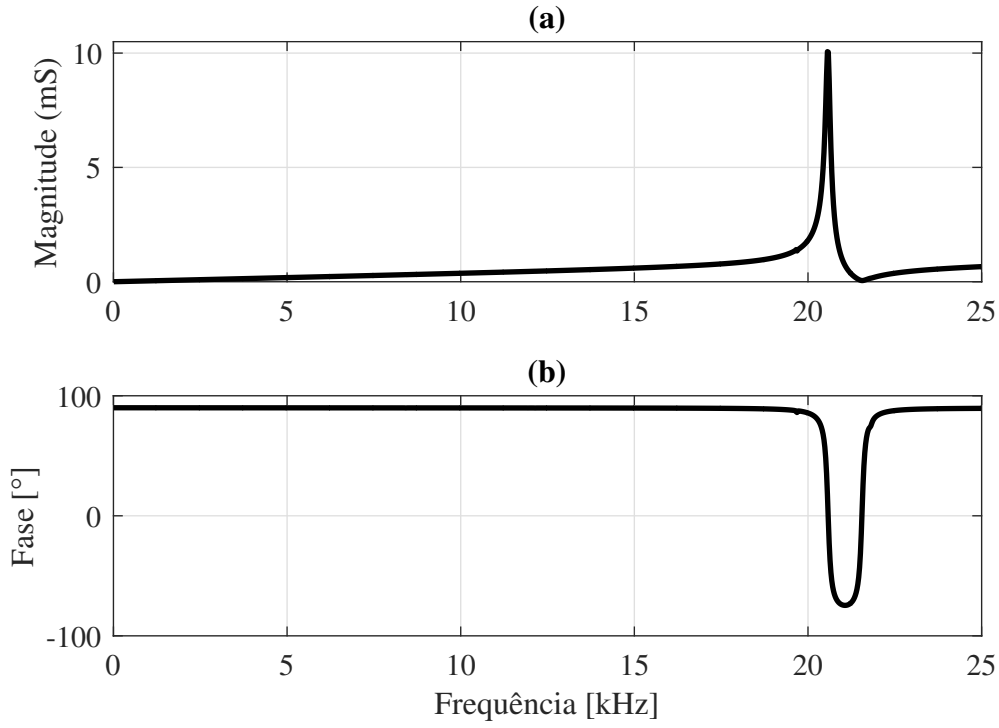
Dessa forma, nesta dissertação, realizou-se simulações pelo MEF do PFX-2. Resultados de admitância e de magnitude do deslocamento foram obtidos e podem ser observados nos gráficos das Figuras 16, 17 e 18.

Figura 15 - Resposta em frequência obtida por meio do sensor reflexivo.



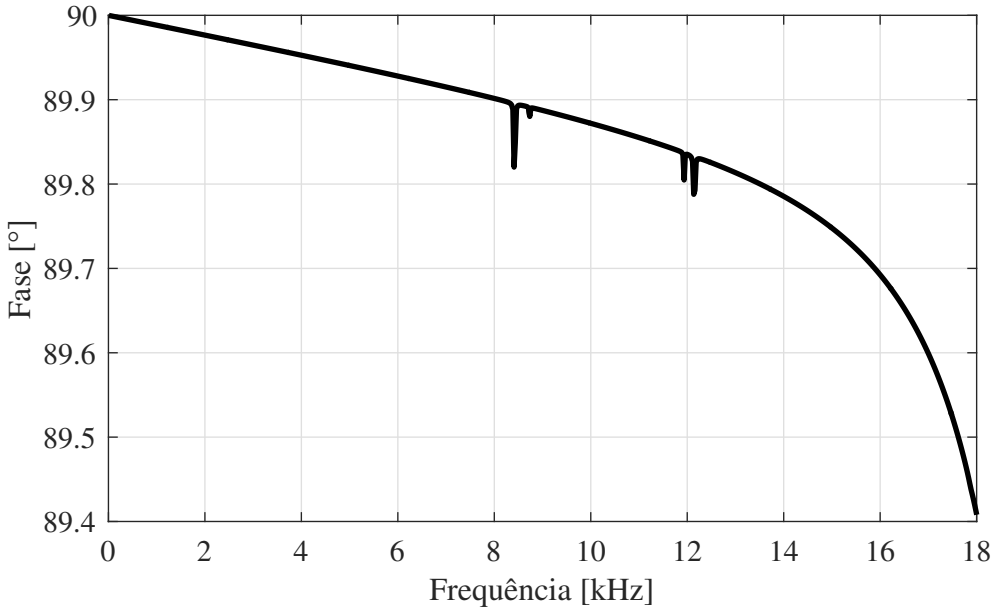
Fonte: (SAKAMOTO, 2006).

Figura 16 - Admitância por frequência obtida via simulação. (a) Magnitude. (b) Fase.



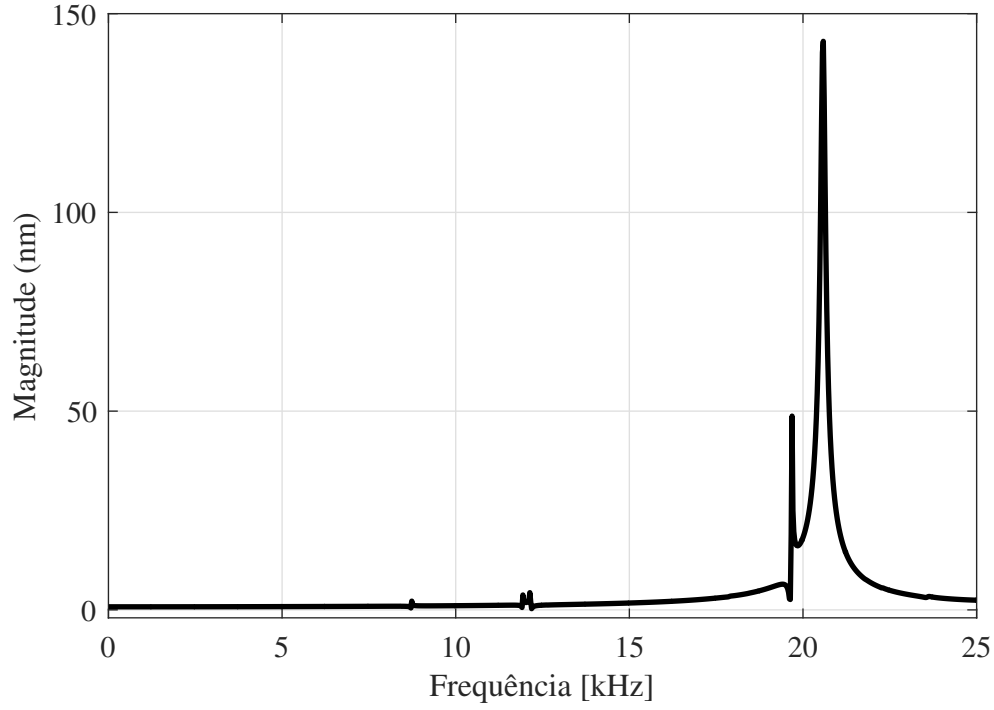
Fonte: do próprio autor.

Figura 17 - Gráfico de *zoom* da fase da admitância obtido via simulação.



Fonte: do próprio autor.

Figura 18 - Resposta em frequência obtida para deslocamentos via simulação.



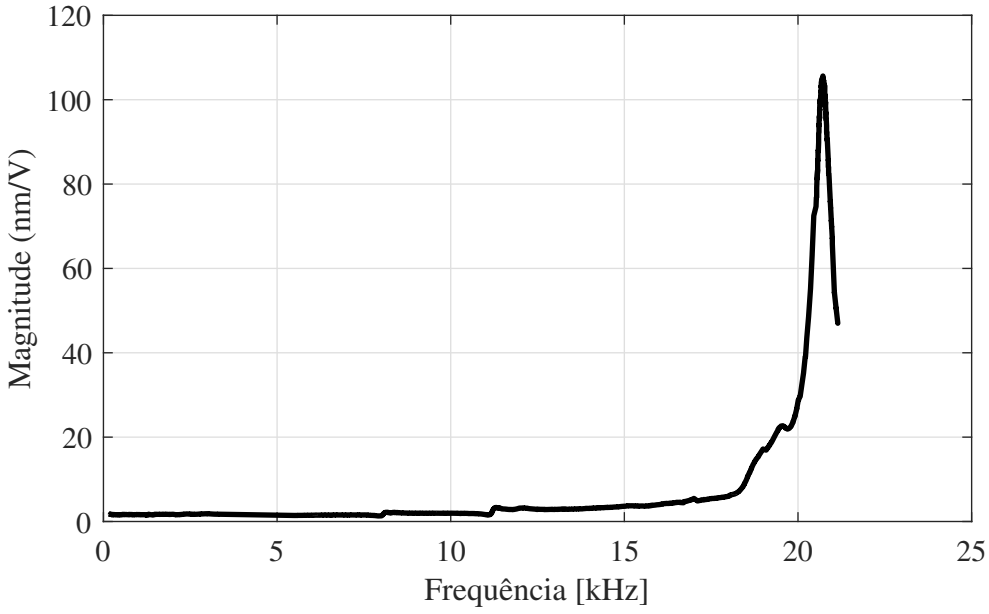
Fonte: do próprio autor.

Nota-se, pelo gráfico da Figura 16, a presença de apenas uma ressonância predominante em aproximadamente 20,6 kHz. No entanto, o *zoom* no espectro de fase da admitância, Figura 17, permite a visualização de pequenas micro-ressonâncias, em torno de 8,4 kHz e 12 kHz. Já o gráfico da amplitude do deslocamento por frequência da Figura 18, permite a visualização das micro-ressonâncias de maneira mais clara, sem a necessidade de *zoom*, além de indicar a presença de outra ressonância em torno de 19,7 kHz, que não havia sido identificada pelas medidas ou simulações de admitância, e nem pelo sensor de Sakamoto (2006) (acredita-se que o autor usou um passo de frequência muito grande entre as medições).

Destas simulações conclui-se que: as várias micro-ressonâncias medidas por Sakamoto (2006) e Menezes (2009) não pertencem exclusivamente ao PFX-2, ou seja, podem ser provenientes de fatores externos ao APF, como será discutido nos próximos capítulos; a medida do deslocamento do APF é a forma mais precisa de se detectar as frequências de ressonância do dispositivo, quando comparada à medição de sua admitância; interferômetros são os equipamentos mais indicados para realizar essas medições.

Neste contexto, levantou-se a resposta em frequência por meio de interferometria laser, sendo que a curva da magnitude do deslocamento (normalizado pela tensão de entrada) *versus* frequência, pode ser observado no gráfico da Figura 19. As medidas interferométricas indicam a presença de micro-ressonâncias em torno de 8,1 kHz e 11,2 kHz, e, ressonâncias em torno de 19,5 kHz e 20,7 kHz, havendo uma boa concordância com os valores simulados.

Figura 19 - Resposta em frequência obtida via medição interferométrica.



Fonte: do próprio autor.

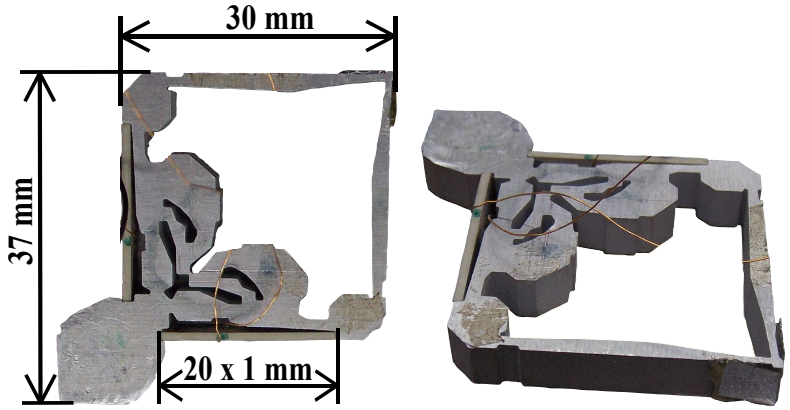
Contudo, é importante ressaltar que o gráfico da Figura 19 só pôde ser obtido corretamente, ou seja, sem a presença de ressonâncias espúrias e em concordância com a previsão pelo MEF, após serem adotados procedimentos sistemáticos para a fixação do atuador PFX-2 por suportes e postes do interferômetro. Constitui objeto de investigação desta dissertação, detectar a origem do problema em discussão e propor estratégias para mitigá-los, conforme o desenvolvimento registrado nos próximos capítulos.

2.5 Atuador Piezoelétrico Flextensional Estudado

Para a caracterização do APFMA através de interferometria, se faz necessária a existência de uma superfície espelhada para que ocorra a reflexão do feixe de laser que incide sobre a peça. Para isso, cola-se sobre a superfície do APFMA um pequeno espelho delgado e flexível (200 μm de espessura), visando solucionar a questão sem alterar significativamente as características mecânicas da estrutura.

Na Figura 20, apresentam-se fotografias do atuador piezoelétrico flextensional multi-atuado, aqui chamado de APFMA-XY, contendo duas piezocerâmicas e dois graus de liberdade, podendo ser usado como posicionador XY. As principais dimensões das piezocerâmicas e da estrutura multi flexível em alumínio estão indicadas na Figura 20. Cada piezocerâmica (PZT-5A, American Piezoceramics) está polarizada ao longo da menor dimensão, a direção 3, e os eletrodos estão depositados sobre as faces no plano 1-2. As piezocerâmicas são coladas com resina epóxi a estrutura flexível, manufaturada pela técnica de eletro-erosão a fio (CARBONARI, 2007b). Os pontos de medição (valores de máximo deslocamento) correspondem ao vértice, próximo do qual estão colados os espelhos.

Figura 20 - Fotografias do APFMA-XY.

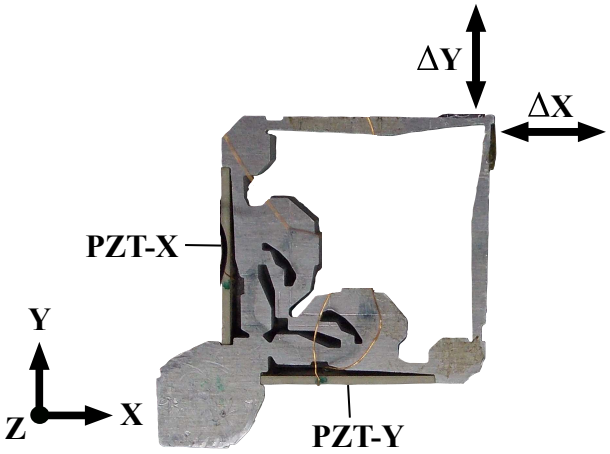


Fonte: do próprio autor.

No caso de estruturas flextensionais multiatuadas, como é o caso do posicionador XY, exis-

tem dois mecanismos de geração de deslocamentos: o direto e o acoplado (ou cruzado). Em princípio, deseja-se que cada uma das duas piezocerâmicas seja responsável por gerar movimento em uma única direção, somente X ou somente Y, conforme o sistema de eixos adotado neste trabalho, o qual pode ser observado na ilustração da Figura 21. Dessa forma, quando a cerâmica PZT-X é excitada, é gerado o deslocamento ΔX como movimento direto, e, o deslocamento ΔY como movimento acoplado. Analogamente, quando a cerâmica PZT-Y é excitada o movimento direto passa a ser ΔY e o acoplado ΔX.

Figura 21 - Eixos de referência do APFMA-XY.



Fonte: do próprio autor.

O fator de acoplamento é definido como a relação entre o deslocamento acoplado e o deslocamento direto. Nas equações (6) e (7), definem-se so fatores de acoplamento para a excitação das piezocerâmicas PZT-X e PZT-Y, respectivamente (CARBONARI et al., 2005a):

$$S_{xy} = \frac{\Delta Y}{\Delta X} \tag{6}$$

e

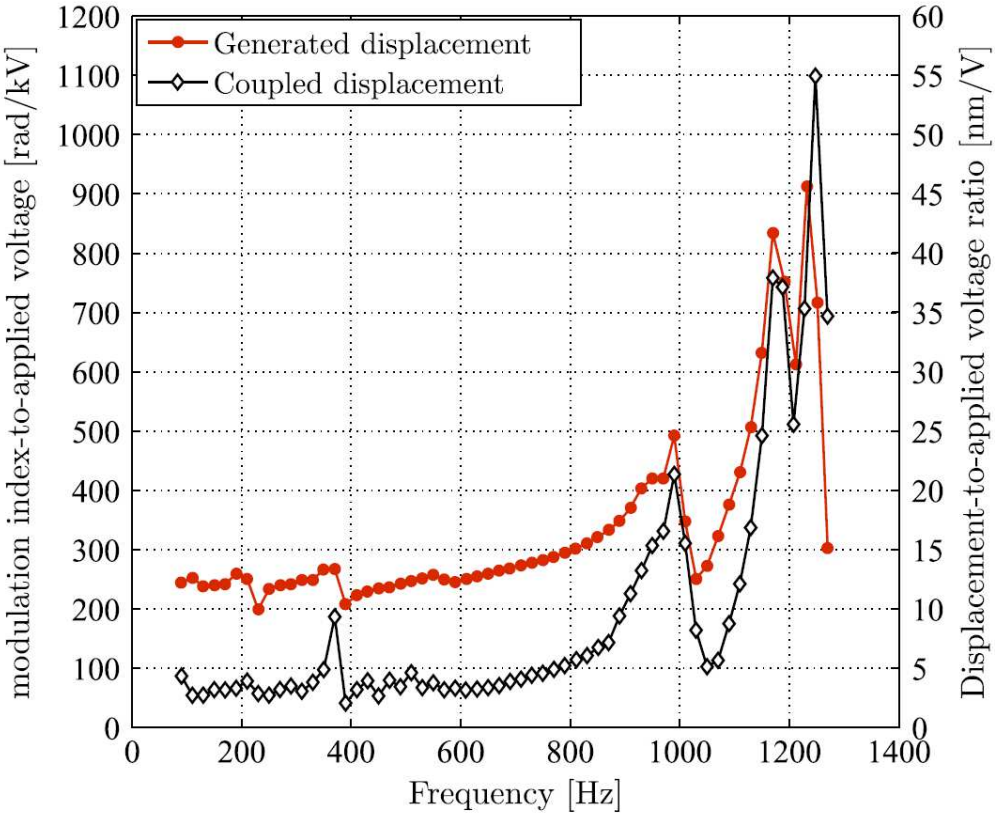
$$S_{yx} = \frac{\Delta X}{\Delta Y}. \tag{7}$$

Galeti et al. (2013) publicaram um artigo em que se propôs um novo método aplicado à demodulação de fase óptica, onde realizou-se a caracterização do APFMA-XY por meio de interferometria óptica. A Figura 22 ilustra o gráfico de resposta em frequência obtido, indicando a presença de ressonâncias em torno de 230 Hz, 390 Hz, 990 Hz, 1190 Hz e 1230 Hz. No entanto, nenhuma dessas ressonâncias foram previstas no projeto realizado pelo grupo da EPUSP. Conforme será discutido adiante, isto não significa que o novo método que fora proposto estava

errado, pelo contrário. O problema estava no sistema de suporte de fixação do APFMA-XY ao *breadboard*, que gerou todas aquelas ressonâncias espúrias.

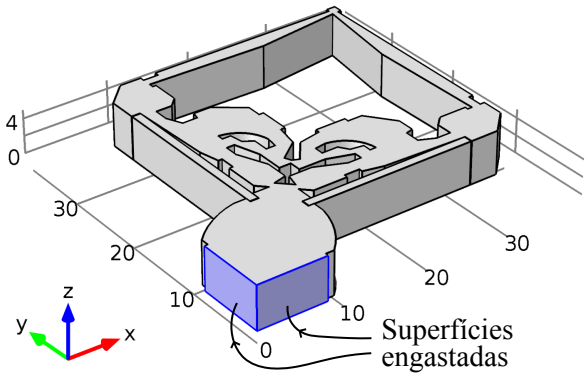
Desta forma, com o objetivo de compreender a origem destas ressonâncias, realizou-se simulações do APFMA-XY por meio do *software* baseado em elementos finitos COMSOL. Nesta simulação utilizou-se uma fixação que seria dada como ideal. Isto foi possível configurando como condição de contorno no COMSOL o travamento mecânico das superfícies destacadas na ilustração da Figura 23.

Figura 22 - Resposta em frequência dos movimentos direto e acoplado obtido por Galeti et al. (2013).



Fonte: (GALETI et al., 2013).

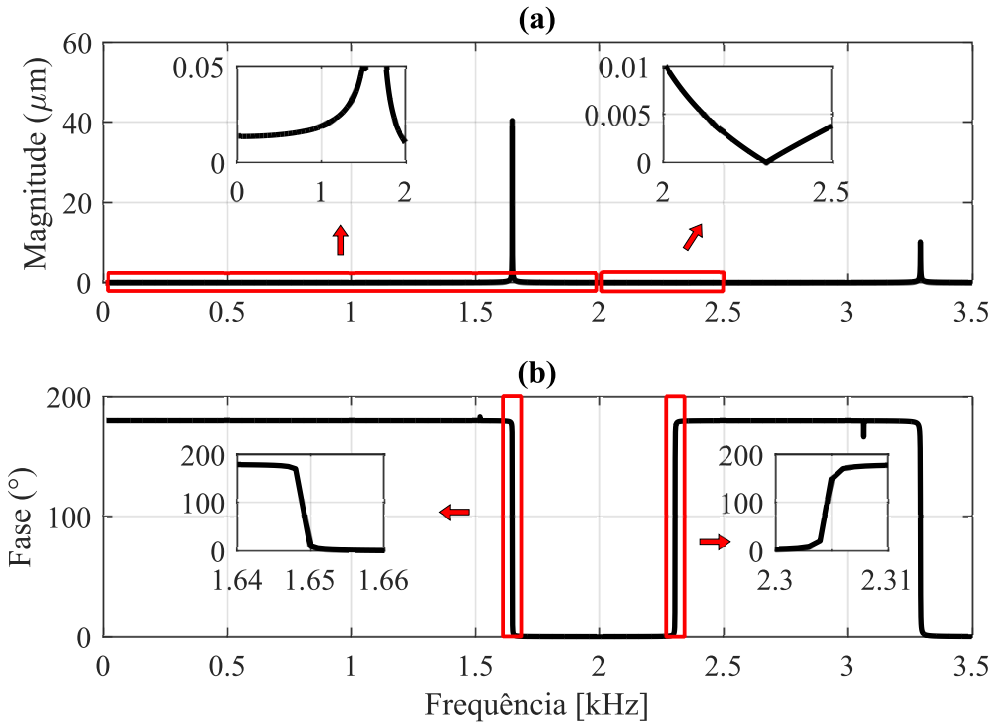
Figura 23 - Fixação ideal para o APFMA-XY.



Fonte: do próprio autor.

Na Figura 24 observa-se o gráfico de resposta em frequência para deslocamento do APFMA-XY quando fixado de forma ideal. Somente a piezocerâmica PZT-X foi excitada, e apenas o deslocamento direto foi simulado. Este gráfico contém apenas as ressonâncias provenientes das piezocerâmicas da estrutura flexível de alumínio do APFMA (ou seja, não contém ressonâncias geradas por elementos externos), logo, será utilizado como base de comparação com outras simulações e medidas interferométricas realizadas neste trabalho. Os resultados da simulação indicam a presença de duas ressonâncias predominantes em 1650 Hz e 3295 Hz, duas micro-ressonâncias em 1518 Hz e 3064 Hz (as quais só podem ser percebidas pelo espectro de fases) e uma anti-ressonância em 2304 Hz.

Figura 24 - Resposta em frequência obtida pelo COMSOL utilizando uma fixação ideal. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

Constata-se, que as diversas ressonâncias observadas por Galeti et al. (2013) são oriundas de estruturas externas ao APFMA, porém, acopladas mecanicamente a ele. Ou seja, a geometria e o material da estrutura de fixação de um APFMA (*holder*, ajuste e poste) podem alterar sua resposta em frequência, um a vez que a sua massa, rigidez e amortecimento influenciam nas frequências de ressonância do sistema (CAI et al., 2002; NADER, 2002).

3 INTERFEROMETRIA ÓPTICA

Neste capítulo serão discutidos os conceitos básicos sobre o interferômetro de Michelson, o método de detecção e o sistema de realimentação utilizado.

3.1 Interferômetro de Michelson

Albert Abraham Michelson propôs, no final do século XIX, uma configuração de interferômetro, que acabou sendo denominada de interferômetro de Michelson, sendo uma das configurações mais usuais de interferômetro volumétrico de dois feixes (BORN; WOLF, 1999; HECHT; ZAJAC, 2002).

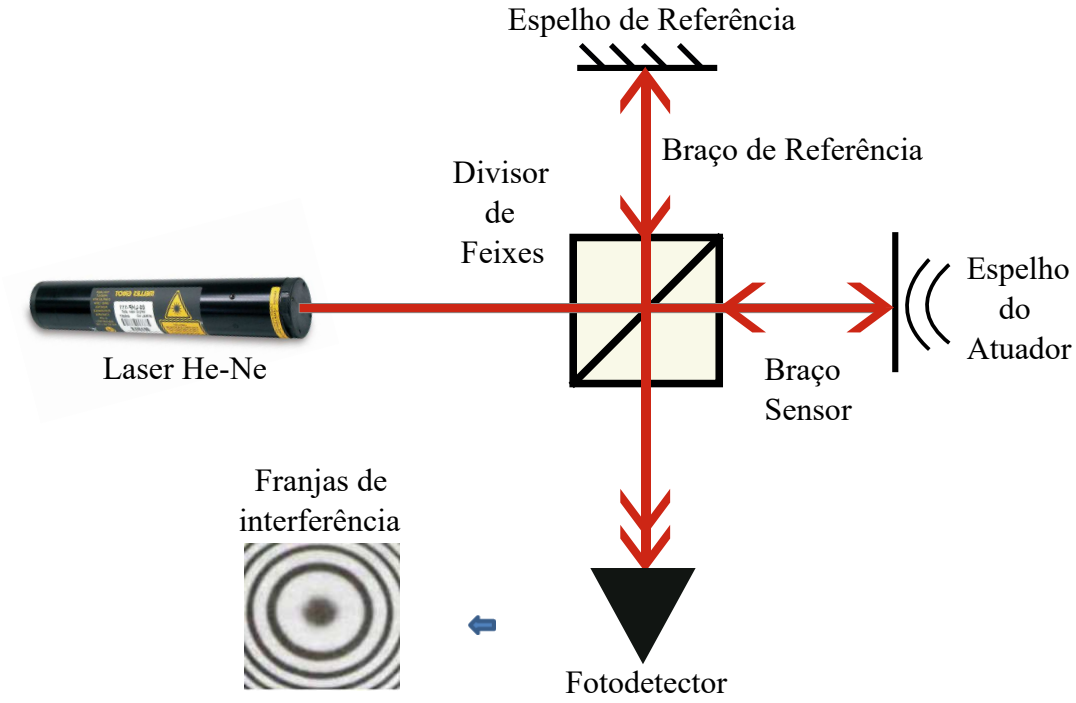
Esta configuração é muito utilizada para medição de vibrações mecânicas (PAN; CROSS, 1989), e por este fato, foi utilizada para realização deste trabalho. Sua configuração geral é mostrada na Figura 25. A potência do laser é dividida em duas partes no divisor de feixes, onde o feixe refletido constituirá o braço de referência do interferômetro, enquanto o outro, o braço sensor. Ambos aos feixes viajam em direção aos seus respectivos espelhos e são refletidos de volta para o divisor de feixe, onde eles são sobrepostos na área do fotodetector. O espelho no braço de referência permanece estático, no entanto, o espelho no braço do sensor é ligado à superfície da amostra de vibração, e modula a fase óptica neste braço. O fotodetector fornece a conversão de deslocamentos de fase relativos entre os braços, do domínio óptico para o domínio elétrico.

A tensão foto detectada pode ser escrita como na equação (8) (UDD; SPILLMAN JR, 2011):

$$v(t) = A[1 + V\cos(\phi(t) + \phi_0)], \tag{8}$$

onde $\phi(t)$ é a mudança de fase relacionada ao deslocamento gerado pelo APF de estudo e ϕ_0 é a diferença de fase quase estática entre os braços do interferômetro. O parâmetro V é a visibilidade da franja e a constante A depende da potência do laser, da responsividade do fotodetector e do ganho do sistema de aquisição.

Figura 25 - Representação do Interferômetro de Michelson.



Fonte: do próprio autor.

Ressalta-se que a equação (8) corresponde à expressão de uma modulação de fase (*Phase Modulation*, PM) sem portadora (CARLSON; CRILLY; RUTLEDGE, 2002) e que o deslocamento mecânico pode ser determinado pela equação (9) (UDD; SPILLMAN JR, 2011):

$$\Delta L(t) = \frac{\lambda}{4\pi}\phi(t), \tag{9}$$

sendo λ o comprimento de onda do laser.

3.2 Desvanecimento do sinal interferométrico

Os atuadores piezoelétricos flextensionais têm como característica a geração de micro ou nano deslocamentos. No entanto, quanto menor a ordem de grandeza a ser analisada maior é a influência de perturbações externas sobre a medição desses deslocamentos.

O termo de fase ϕ_0 estabelecido em (8) está relacionado a variações espúrias no sinal interferométrico, devido a perturbações no meio em que o interferômetro se encontra instalado, tais como, variações de temperatura, ondas sonoras de voz e pequenas turbulências do ar. Este

problema causa o desvanecimento do sinal interferométrico (SHEEM; GIALLORENZI; KOO, 1982).

Similarmente à expressão (9), pode-se determinar uma expressão para ϕ_0. Na ausência de sinal de excitação, tem-se:

$$\phi_0 = \frac{(4\pi\Delta L_0)}{\lambda}, \tag{10}$$

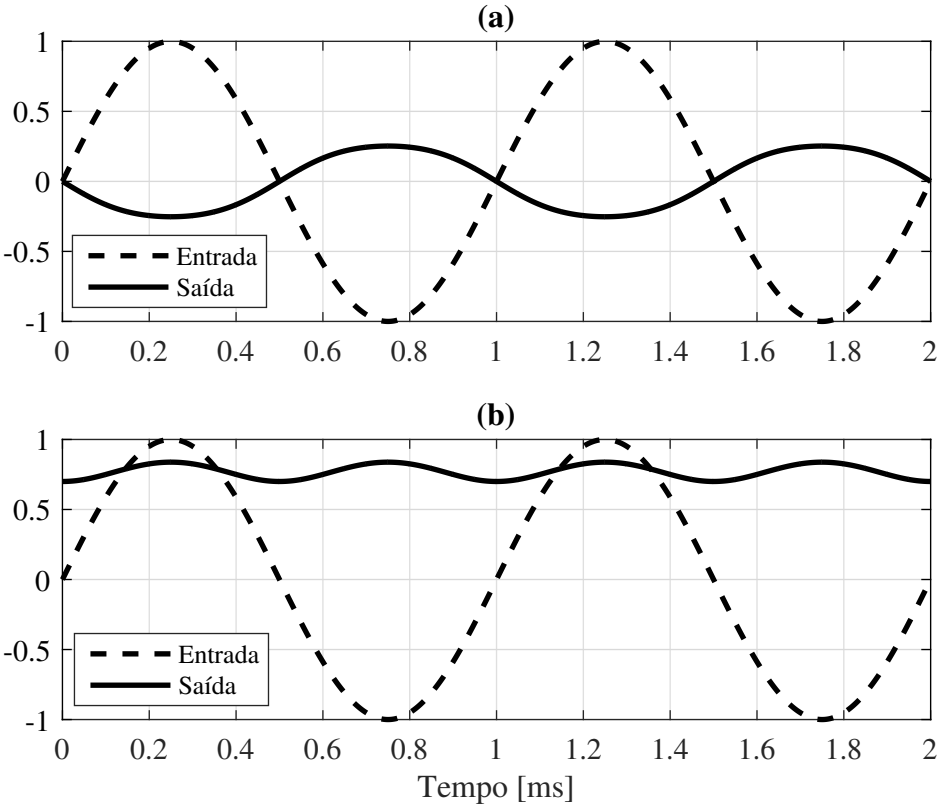
sendo ΔL_0 a diferença de caminho óptico entre os braços do interferômetro quando o sinal de excitação é nulo ou constante. A grande magnitude na deriva de ϕ_0 se deve ao valor da grandeza λ presente no denominador em (10). Em frequências ópticas, λ é da ordem de 1 μm, e assim, $1/\lambda$ é da ordem de 1 milhão, o fator que multiplica $4\pi\Delta L_0$. Portanto, mesmo uma pequena variação de $\Delta L_0 = 0,5$ μm, por exemplo, pode conduzir ϕ_0 a 2π rad, um desvio de fase exageradamente grande. O problema surge porque ϕ_0 varia de forma aleatória, e o sinal de informação $\phi(t)$ pode estar a 3 ou 4 ordens de grandeza abaixo (GALETI, 2012).

Na Figura 26, observa-se a simulação dos sinais de entrada e saída do interferômetro para amplitude de entrada inferior à $\pi/2$, ou seja, sob baixo índice de modulação. O *software* utilizado na simulação foi o Matlab. Ao se variar ϕ_0 de $\pi/2$ rad para π rad, o sinal interferométrico (8) desvanece, minimizando a amplitude do sinal e distorcendo a sua forma.

Para amplitudes $\phi(t) >> \pi/2$, os sinais de saída $v(t)$ não são mais proporcionais a $\phi(t)$ e o desvanecimento não minimiza a amplitude pico-a-pico do sinal de saída. Porém, esse comportamento geralmente leva a um processo não trivial de extração do sinal de interesse, devido a necessidade de técnicas mais complexas para realizar o processo de demodulação do sinal.

Em busca da superação dessas questões, várias técnicas de demodulação de sinais e minimização do desvanecimento foram desenvolvidas, tais como técnicas homódinas e heteródinas (SUDARSHANAM; SRINIVASAN, 1989; BARBOSA et al., 2010; CHEN et al., 2014) com métodos espectrais ou temporais, em malha aberta ou em malha fechada.

Figura 26 - Sinais simulados. (a) $\phi_0 = \pi/2$ rad. (b) $\phi_0 = \pi$ rad.



Fonte: (do próprio autor).

3.3 Demodulação de Sinais Interferométricos

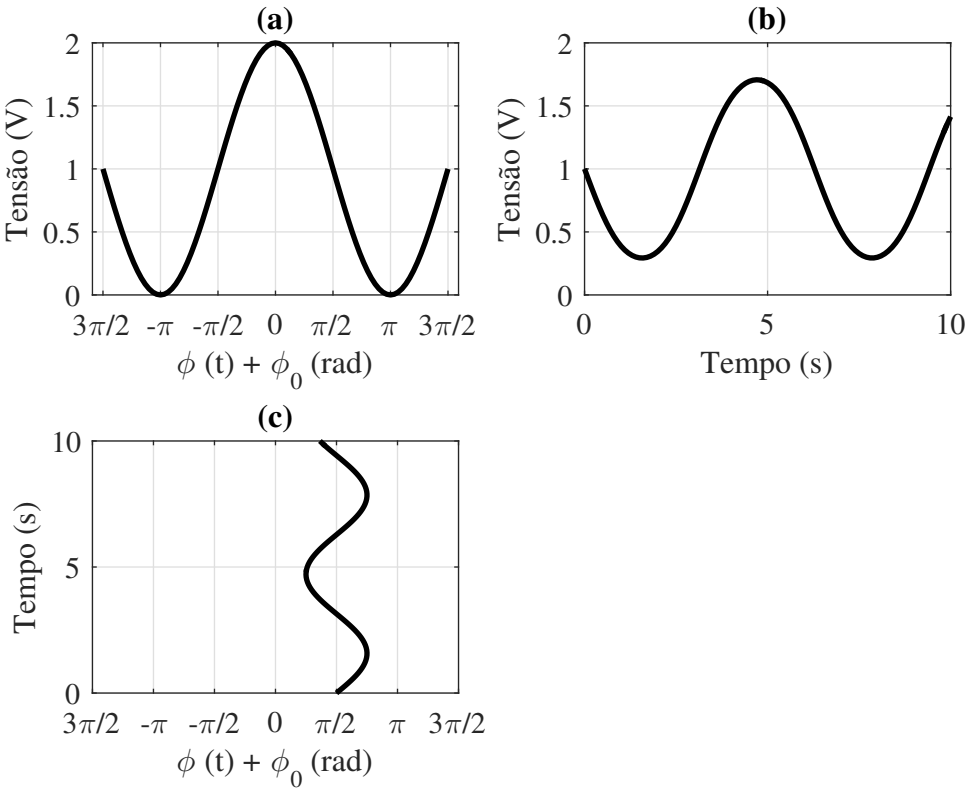
Neste trabalho utilizou-se dois métodos temporais de demodulação de fase óptica baseados na inversão de funções trigonométricas: um utilizado para sinais em baixo índice de modulação, ou seja, com amplitude de $\phi(t)$ inferior a $\pi/2$, e outro, para sinais em alto índice de modulação, com amplitude de $\phi(t)$ superior a $\pi/2$.

3.3.1 Sinais com Baixo Índice de Modulação

O método utilizado neste trabalho para esta categoria de sinais é de simples implementação e extrai a fase óptica de forma direta, porém exige que a variação de fase total $\phi(t) + \phi_0$ esteja compreendida entre 0 rad a π rad, ou, entre $-\pi$ rad a 0 rad da curva de transferência do interferômetro. Ou seja, necessita de um sistema de realimentação, em malha fechada. Para elucidar este problema realizou-se uma simulação, conforme ilustram as Figuras 27, 28 e 29. O *software* utilizado na geração destas figuras foi o Matlab e, por simplicidade, foi adotado $A = 1$

e visibilidade $V = 1$.

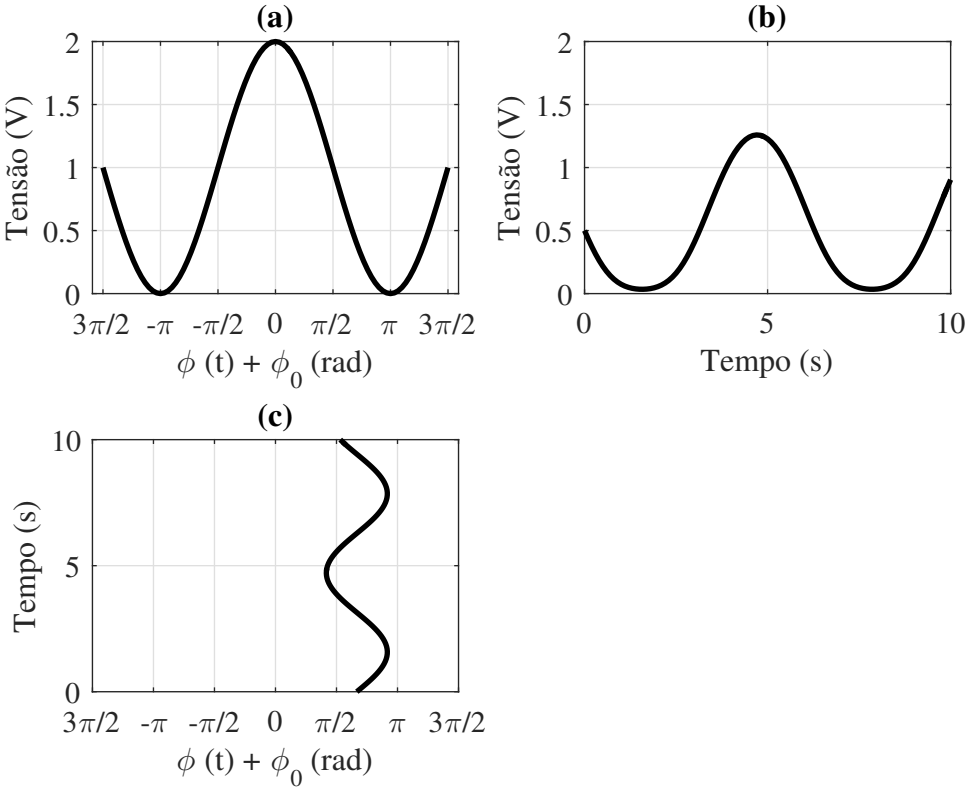
Figura 27 - Gráficos da característica entrada-saída (a), e, dos sinais de saída (b) e entrada (c) do interferômetro. Com $\pi/4 < \phi(t) + \phi_0 < 3\pi/4$ rad e $\phi_0 = \pi/2$ rad.



Fonte:do próprio autor.

Quando a variação de fase quase estática ϕ_0 equivale a $n\pi/2$ rad, onde $n = \pm(1,3,5...)$ salienta-se que o interferômetro está em quadratura de fase e o sinal de saída não apresenta grandes distorções em relação ao sinal de entrada. Isto corresponde aos gráficos mostrados na Figura 27, na qual se observa que o sinal de saída é uma réplica fiel do sinal de entrada, a menos de uma fase de 180^{o}.

Figura 28 - Gráficos da característica entrada-saída (a), e, dos sinais de saída (b) e entrada (c) do interferômetro. Com $5\pi/12 < \phi(t) + \phi_0 < 11\pi/12$ rad e $\phi_0 = 2\pi/3$ rad.

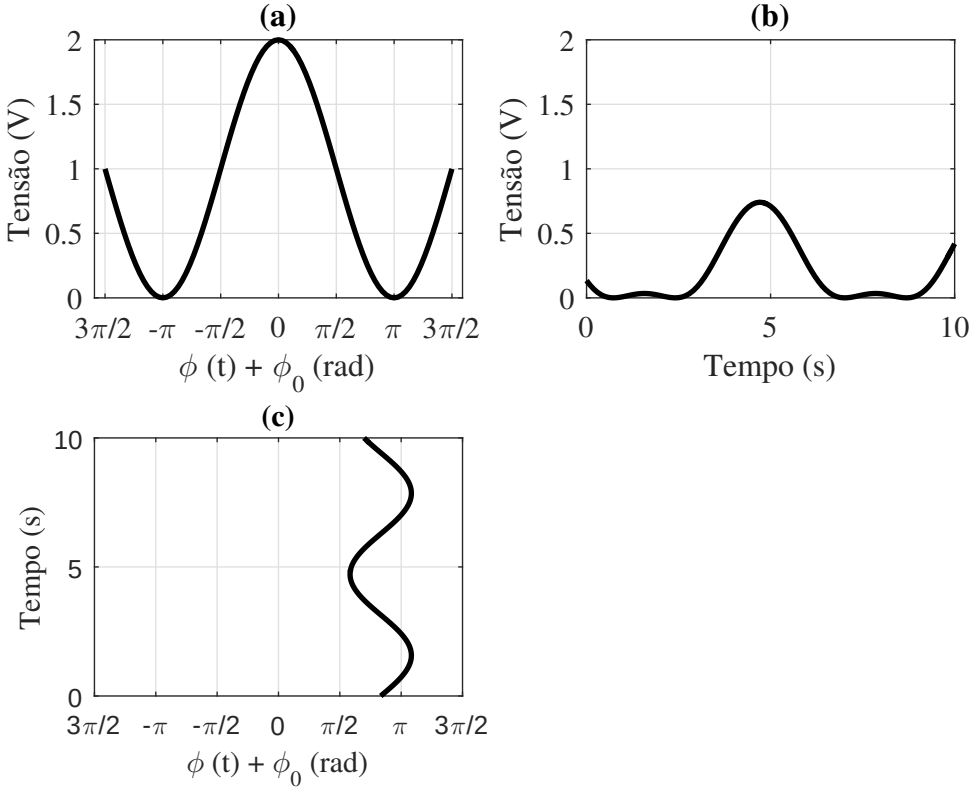


Fonte: do próprio autor.

Na Figura 28, o sinal de entrada é o mesmo da Figura 27, porém ϕ_0 é diferente. No gráfico da Figura 28 (b) nota-se uma distorção no sinal de saída do interferômetro devido à influência da nova fase quase estática ϕ_0. No entanto, a variação de fase total $\phi(t) + \phi_0$ ainda está contida no intervalo de operação, $0 < \phi(t) + \phi_0 < \pi$ rad.

Já na Figura 29, em que $\phi(t) + \phi_0$ ultrapassa π rad, há a formação de uma reentrância no sinal de saída do interferômetro, havendo assim a necessidade de uma técnica que realize o "desdobramento" (*unwrapping*) dessa reentrância.

Figura 29 - Gráficos da característica entrada-saída (a), e, dos sinais de saída (b) e entrada (c) do interferômetro. Com $7\pi/12 < \phi(t) + \phi_0 < 13\pi/12$ rad e $\phi_0 = 2,7$ rad.



Fonte: do próprio autor.

O método de demodulação para sinais de baixo índice parte da expressão do sinal fotodetectado definido na equação (8). Desta forma, a constante A e o parâmetro V devem ser determinados previamente, e, a partir daí obtém-se um sinal auxiliar $v_n(t)$ dado pela equação (11):

$$v_n(t) = \frac{v(t) - A}{AV} = \cos(\phi(t) + \phi_0)\,, \tag{11}$$

logo,

$$\phi(t) + \phi_0 = \arccos(v_n(t))\,. \tag{12}$$

Como mencionado anteriormente, ϕ_0 é uma das componentes da variação total da fase óptica e que pode ser considerada constante em relação ao sinal de interesse $\phi(t)$ desde que o tempo de aquisição de dados seja pequeno comparado ao período desse sinal. Logo, seu valor recuperado $\phi_{0_{rec}}$ corresponde à componente DC da equação (12). O sinal de interesse $\phi(t)$ é

dado pela equação (13)

$$\phi(t) = \arccos(v_n(t)) - \phi_{0_{rec}}\,. \tag{13}$$

No interferômetro, uma variação de fase corresponde a uma variação do deslocamento mecânico gerado pelo APF (ou APFMA) , e, de acordo com as equações (9) e (13), tal deslocamento pode ser descrito por:

$$\Delta L = \frac{\lambda}{4\pi}(\arccos(v_n(t)) - \phi_{0_{rec}})\,. \tag{14}$$

Sendo o laser utilizado neste trabalho o de He-Ne, que possui comprimento de onda $\lambda = 632,8\ n$m, (14) conduz a:

$$\Delta L = 50,36(\arccos(v_n(t)) - \phi_{0_{rec}})[nm]\,. \tag{15}$$

3.3.2 Sinais com Alto Índice de Modulação

Em princípio, para determinar grandes valores $\phi(t)$ bastaria apenas aplicar o método direto estabelecido em (13), entretanto, uma vez que a função $\arccos(x)$ é restrita ao intervalo $0 < x < \pi$ rad, haverá o problema da ambiguidade de fase e, portanto, a necessidade de um algoritmo para desdobrar a fase. Algumas publicações já chegaram a propor soluções para este problema (PANG et al., 2007; ZHANG et al., 2009; KITAGAWA, 2012; CHEN et al., 2014). No entanto, esses métodos (nem sempre devidamente explicados) são muito complicados ou apresentam uma pequena faixa dinâmica. Já o método utilizado neste trabalho possui a vantagem de ser simples, não necessita da condição de quadratura de fase, é auto consistente, possui grande faixa dinâmica e é imune ao desvanecimento (GALETI, 2012). Considera-se a seguinte variação de fase no tempo discreto:

$$\Psi(mT_0) = \phi(mT_0) + \phi_0 + \frac{\pi}{2}, \tag{16}$$

onde mT_0 indica o tempo discreto, sendo m o valor da amostra e T_0 a taxa de amostragem. De forma similar a equação (13), obtém-se:

$$\Psi(mT_0) = \pm\arcsin(v_n(mT_0)) \pm n\pi \tag{17}$$

para $n = 1,2,3,...$

A parcela $\pm n\pi$ é a responsável por extinguir o problema da ambiguidade de fase das fun-

ções trigonométricas. Os valores e sinais do inteiro n, positivo e negativo, são estabelecidos de acordo com o número de máximos e mínimos locais do sinal fotodetectado, determinados em cada ciclo de sinal de tensão que aciona o APFMA (GALETI, 2012). Quanto maior o profundidade de modulação de fase, mais valores de n são necessários. De forma análoga ao método anterior, o valor $\phi_0 + \pi/2$ corresponde à parcela DC da equação (16).

Uma versão detalhada deste técnica e sua aplicação em vibrometria está sendo escrita para ser submetida para publicação em revista científica.

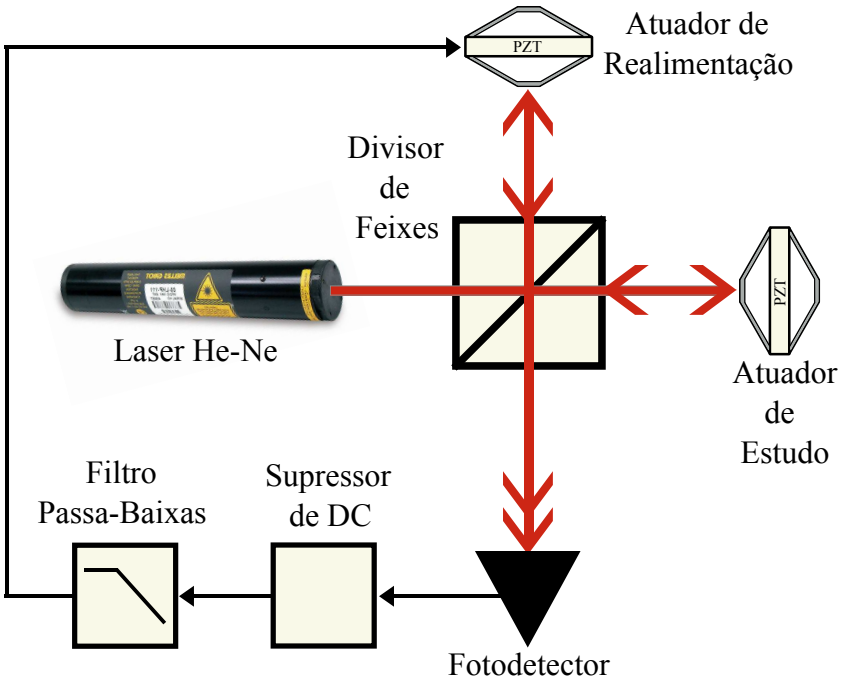
3.4 Malha de Realimentação

Métodos de controle têm sido empregados regularmente para estabilizar interferômetros e estimar com precisão a variação de fase óptica (SASAKI; SASAZAKI; SUZUKI, 1991; TAKAMASA et al., 1997; BARNES et al., 2002; GALETI; KITANO; CONNELLY, 2015a; MARTIN et al., 2017), sejam estes voltados à linearização da curva característica do interferômetro, ou, voltados para estabilização do sinal de polarização ϕ_0 que causa desvanecimento do sinal fotodetectado.

A necessidade do uso de um sistem de realimetação neste trabalho se deve ao fato de haverem medições interferométricas em que a condição de baixo índice de modulação foi atingida, em vista de que o mesmo não é necessário no método do item 3.3.2 . Ou seja, foi utilizada apenas para manter a saída interferométrica no intervalo de operação do método utilizado para sinais de baixo índice de modulação, $0 < \phi(t) + \phi_0 < \pi$ ou $-\pi < \phi(t) + \phi_0 < 0$.

As flutuações de fase relativas ϕ_0 em interferômetros de dois feixes ocorrem na faixa de baixa frequência, tipicamente abaixo de 5 Hz. Desta forma, uma das técnicas mais comumente utilizadas na demodulação homódina ativa consiste em inserir o APF (ou APFMA) de estudo em um ramo (braço) do interferômetro e, no outro ramo aplica-se uma retroalimentação, por meio de outro APF, para estabilizar o interferômetro na condição de quadratura. Assim, o sitema de realimentação utilizado no presente trabalho se baseia no mesmo utizado por (GRAY et al., 1999) , e pode se observar uma ilustração deste sistema na Figura 30. Ou seja, por meio de um filtro passa-baixas, os sinais detectados são realimentados para comandar a ação do atuador de realimentação. Assim, o interferômetro é estabilizado em um ponto de operação predeterminado, durante o período de tempo necessário para realizar as medições. Este sistema de modulação de fase em malha fechada serve para mitigar as perturbações ambientais externas, de variação lenta, e mantém o interferômetro o mais próximo possível de seu ponto de operação em quadratura de fase (GALETI, 2016).

Figura 30 - Esquema do interferômetro realimentado.



Fonte: do próprio autor.

O circuito supressor de DC deve operar de forma a suprimir a componente A do sinal fotodetectado (8) e o circuito passa-baixas deve ser ajustado para uma frequência de corte que contenha as frequências da deriva ambiental, ou seja, em torno de 5 Hz. Desta forma, o sinal aplicado ao atuador de realimentação esta associado à componente ϕ_0 da variação de fase total entre os braços do interferômetro, e assim, o sinal fotodetectado se manterá próximo ao ponto de quadratura de fase.

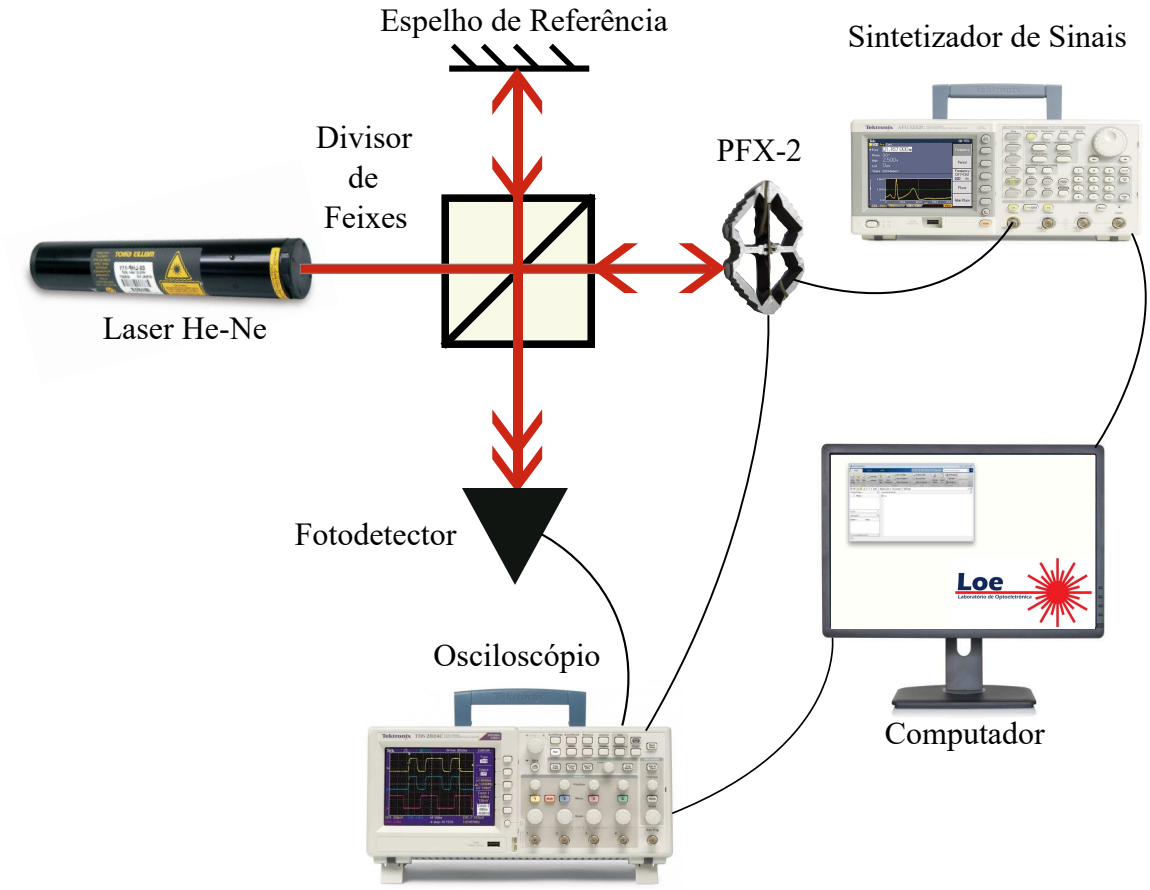
4 ARRANJO EXPERIMENTAL

Neste capítulo são exibidos os arranjos interferométricos utilizados neste trabalho, e os sistemas de realimentação e instrumentação.

4.1 Interferômetro de Michelson para APF Monocerâmica

O levantamento da resposta em frequência do APF-2, gráfico da Figura 19, foi realizado utilizando-se um interferômetro homódino volumétrico na configuração de Michelson, em malha aberta. Utilizou-se o método para sinais de alto índice de demodulação, que é imune à variação de fase ϕ_0. Na Figura 31 ilustra-se o arranjo experimental empregado.

Figura 31 - Esquema do sistema de aquisição para APF monocerâmica.

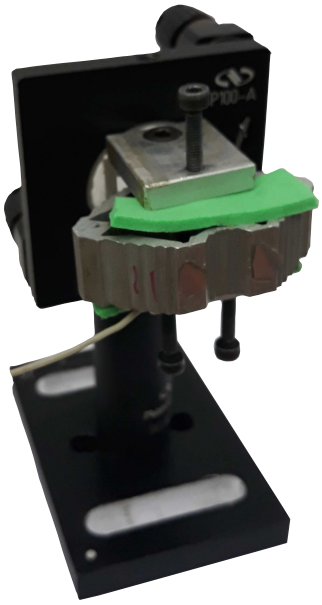


Fonte: do próprio autor.

Um sintetizador (gerador) de sinais, programado pelo computador, alimenta o APF com sinais de diferentes frequências e amplitudes. Um osciloscópio digital monitora o sinal de entrada aplicado ao APF e o sinal de saída do fotodetector, bem como, transmite esses dados ao computador para pós-processamento.

Destaca-se que o PFX-2 é fixado ao *holder* através de três parafusos que prendem a piezocerâmica na direção 2, permitindo vibrações nas direções 1 e 3. Dessa forma, o contato entre o *holder* e o atuador deve ser minimizado de modo a evitar danos permanentes à piezocerâmica. O uso da espuma EVA (sigla em inglês de *Ethylene Vinyl Acetate*) entre o ponto de apoio do *holder* com a cerâmica garante sua integridade, além de contribuir com o desacoplamento mecânico do APF com o suporte, como pode ser visto na fotografia da Figura 32. Outro fator que contribui positivamente, de forma a evitar as ressonâncias espúrias causada pelo suporte, é a presença da simetria dos deslocamentos gerados em relação aos seus pontos de fixação, Figura 33.

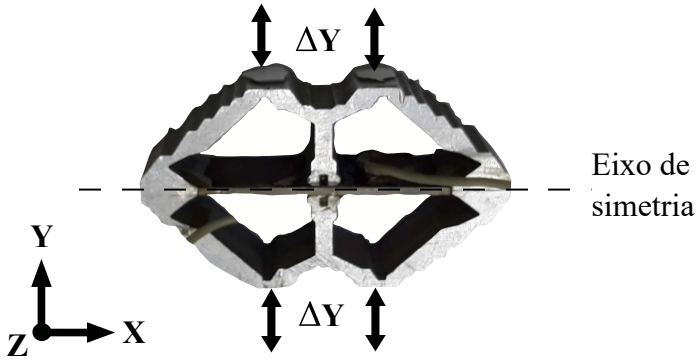
Figura 32 - Fotografia do PFX-2 preso ao suporte.



Fonte: do próprio autor.

Em vista de que a resposta em frequência obtida experimentalmente para o atuador PFX-2 (ver Figura 19) ficar em concordância com a previsão usando o COMSOL (ver Figura 18), bastando para isso providenciar o desacoplamento através do EVA, o objetivo desta seção foi essencialmente justificar o resultado da seção 2.4. Assim, medições adicionais com o PFX-2 não serão tratadas nos próximo capítulo (embora tenham sido executadas), uma vez que a ênfase dessa dissertação é o estudo do posicionador XY (ver Figura 20) e sua viabilidade como motor piezoelétrico.

Figura 33 - Fotografia do PFX-2 ilustrando seu eixo de simetria.



Fonte: do próprio autor.

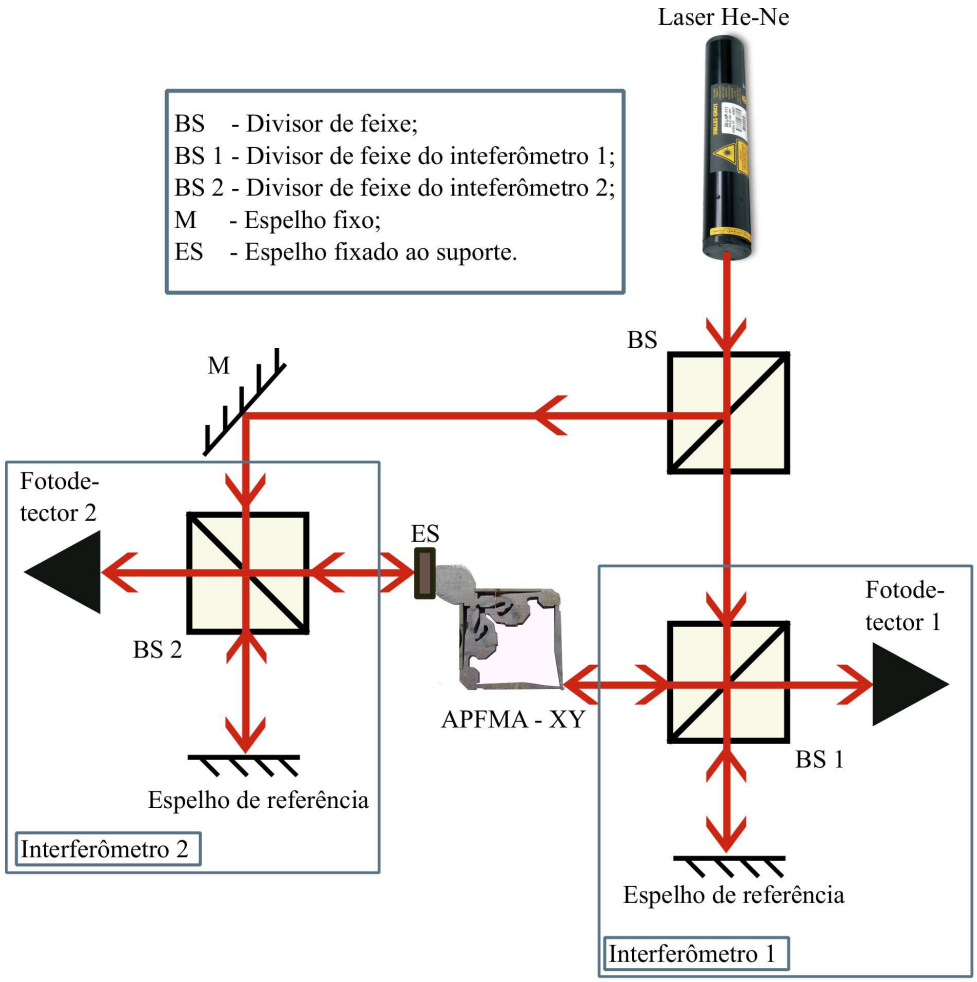
4.2 Interferômetro de Michelson duplo para o APFMA-XY

O interferômetro de Michelson duplo é composto por dois interferômetros de Michelson, possibilitando ao feixe óptico interrogar duas superfícies espelhadas simultaneamente. Esta configuração foi empregada de duas maneiras diferentes: (i) interrogar as vibrações geradas pelo APFMA-XY e as vibrações do suporte de fixação; (ii) interrogar as vibrações ΔX e ΔY geradas pelo APFMA-XY simultaneamente.

Na Figura 34 ilustra-se o interferômetro de Michelson duplo na configuração (i), empregada para monitorar tanto as vibrações geradas no APFMA quanto no suporte usado para sua fixação à mesa óptica.

Partindo do laser de He-Ne, o raio óptico incide sobre o divisor de feixes BS e é dividido em duas porções de igual potência: uma é refletida em direção ao espelho M e outra é transmitida em direção ao outro divisor de feixes BS 1. Este último dá origem ao primeiro interferômetro de Michelson (interferômetro 1), responsável por medir as vibrações geradas pelo APFMA. Prosseguindo, o feixe que incide no divisor de feixes BS 1 é repartido, sendo que a porção refletida é dirigida ao APFMA para interrogá-lo, enquanto a porção transmitida segue adiante até seu respectivo espelho de referência. Ambos os feixes são refletidos de volta ao divisor de feixes BS 1, e se superpõem sobre o fotodetector 1.

Figura 34 - Esquema do interferômetro de Michelson duplo, configuração (i).



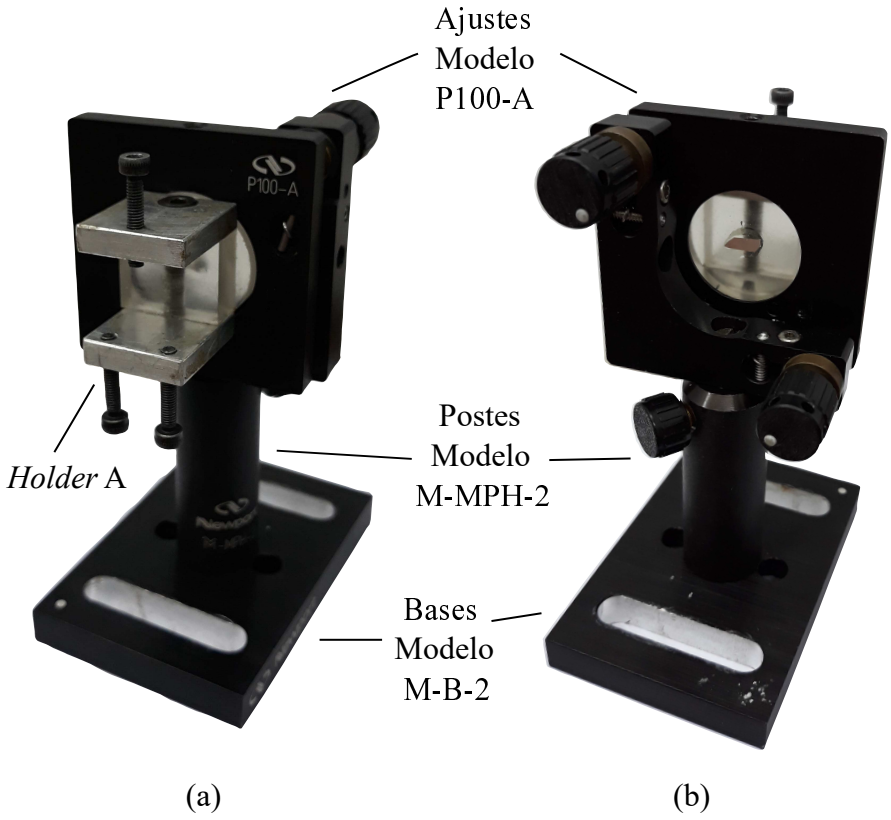
Fonte: do próprio autor.

Por sua vez, o feixe refletido pelo divisor de feixes BS é refletido pelo espelho fixo M, seguindo em direção ao divisor de feixes BS 2. Ali se origina o segundo interferômetro de Michelson (interferômetro 2), responsável por medir as vibrações induzidas no suporte de fixação do APFMA: o divisor de feixes BS 2 reflete o raio que interroga a vibração do suporte ES, enquanto o feixe transmitido é dirigido ao espelho de referência. Ambos os feixes são refletidos de volta ao divisor de feixes BS 2, e são direcionados ao fotodetector 2.

Essa configuração teve como principal objetivo constatar a influência dos suportes sobre a resposta em frequência dos APFs. Para estes experimentos testaram-se dois suportes tradicionalmente usados em montagens interferométricas, sendo chamados neste trabalho como suportes A e B. Nas Figuras 35 e 36 podem ser observadas as fotografias dos suportes A e B, respectivamente. Os suportes A e B são compostos pelos mesmo tipo de poste e ajuste (*tilts*),

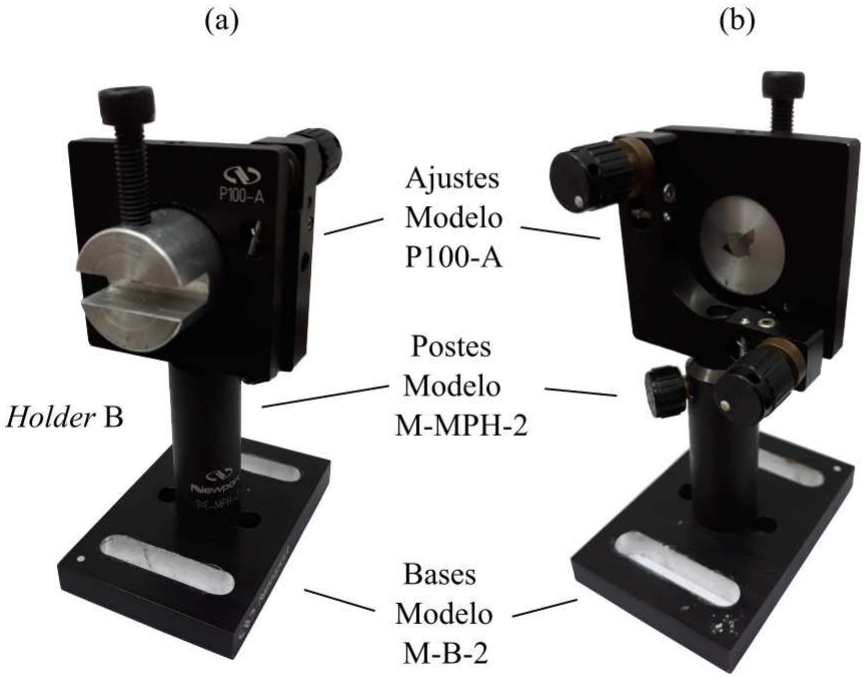
diferenciando-se apenas por seus *holders*.

Figura 35 - Fotografia do suporte A. (a) Vista frontal. (b) Detalhe do espelho fixado ao suporte.



Fonte: do próprio autor.

Figura 36 - Fotografia do suporte B. (a) Vista frontal. (b) Detalhe do espelho fixado ao suporte.



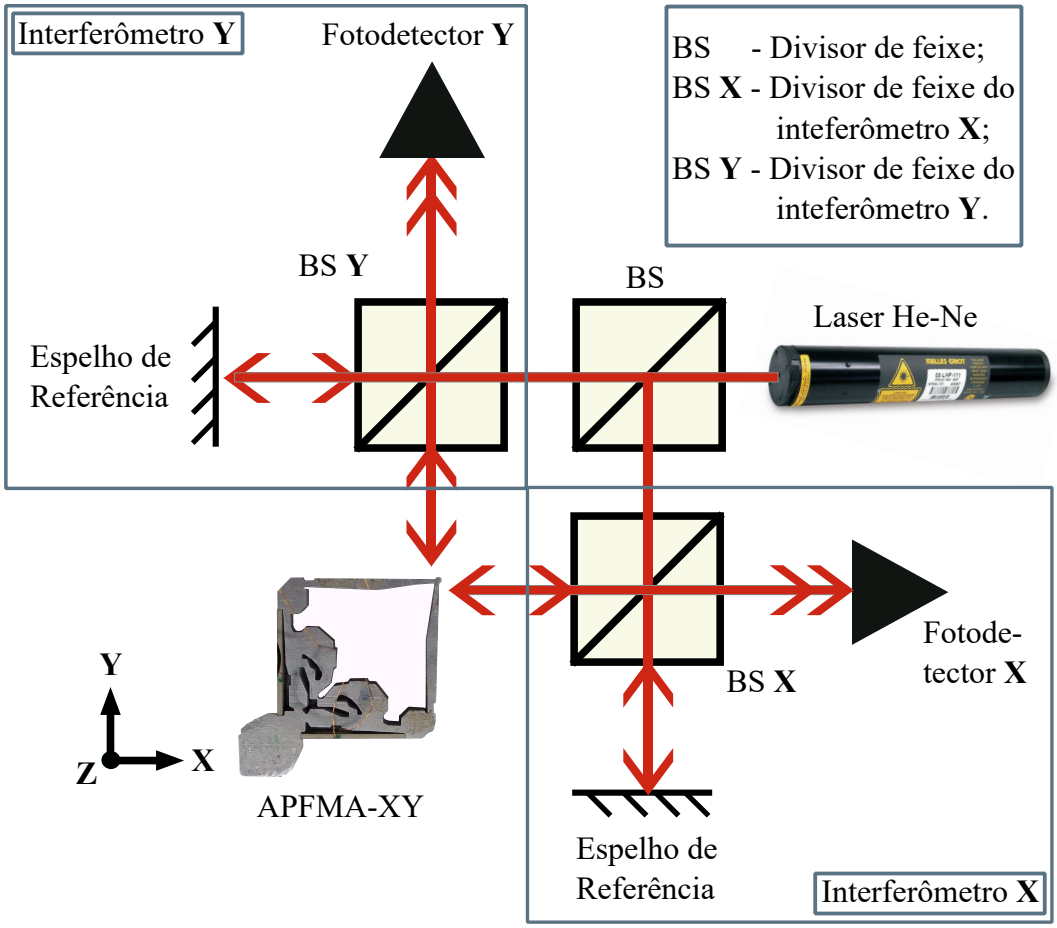
Fonte: do próprio autor.

O *holder* do suporte A é composto por duas chapas de alumínio parafusadas a uma estrutura de acrílico [Figura 35 (a)]. Na parte posterior, em acrílico, foi fixado um espelho delgado para a medição do suporte [Figura 35 (b)]. As medições de resposta em frequência com esse suporte indicaram a presença de diversas ressonâncias espúrias não previstas nas simulações. Estes gráficos de resposta em frequência serão esboçados e discutidos no capítulo a seguir.

O *holder* do suporte B foi torneado de maneira a possuir maior massa e robustez. Foi usinado a partir de um bloco único alumínio de maneira a possuir somente um parafuso de aço como parte móvel. A escolha do aumento da massa deve-se ao aumento da inércia do *holder*. No entanto, os resultados com esta configuração de suporte também não foram satisfatórios, como será visto no próximo capítulo.

A segunda configuração do interferômetro de Michelson duplo, ou configuração (ii), utilizada para medições simultâneas das vibrações ΔX e ΔY, pode ser observada na ilustração da Figura 37. De maneira semelhante ao interferômetro 1 da Figura 34, o feixe proveniente do laser é dividido em duas partes de potência igual, sendo uma refletida em direção ao divisor de feixes BS X que dá origem ao interferômetro X, responsável por medir as vibrações ΔX geradas pelo APFMA-XY. A parte transmitida para o divisor de feixes BS Y dá origem ao interferômetro Y, responsável por medir as vibrações ΔY geradas pelo APFMA-XY. Assim, o interferômetro duplo permite a medição simultânea dos movimentos direto e acoplado do posicionador XY.

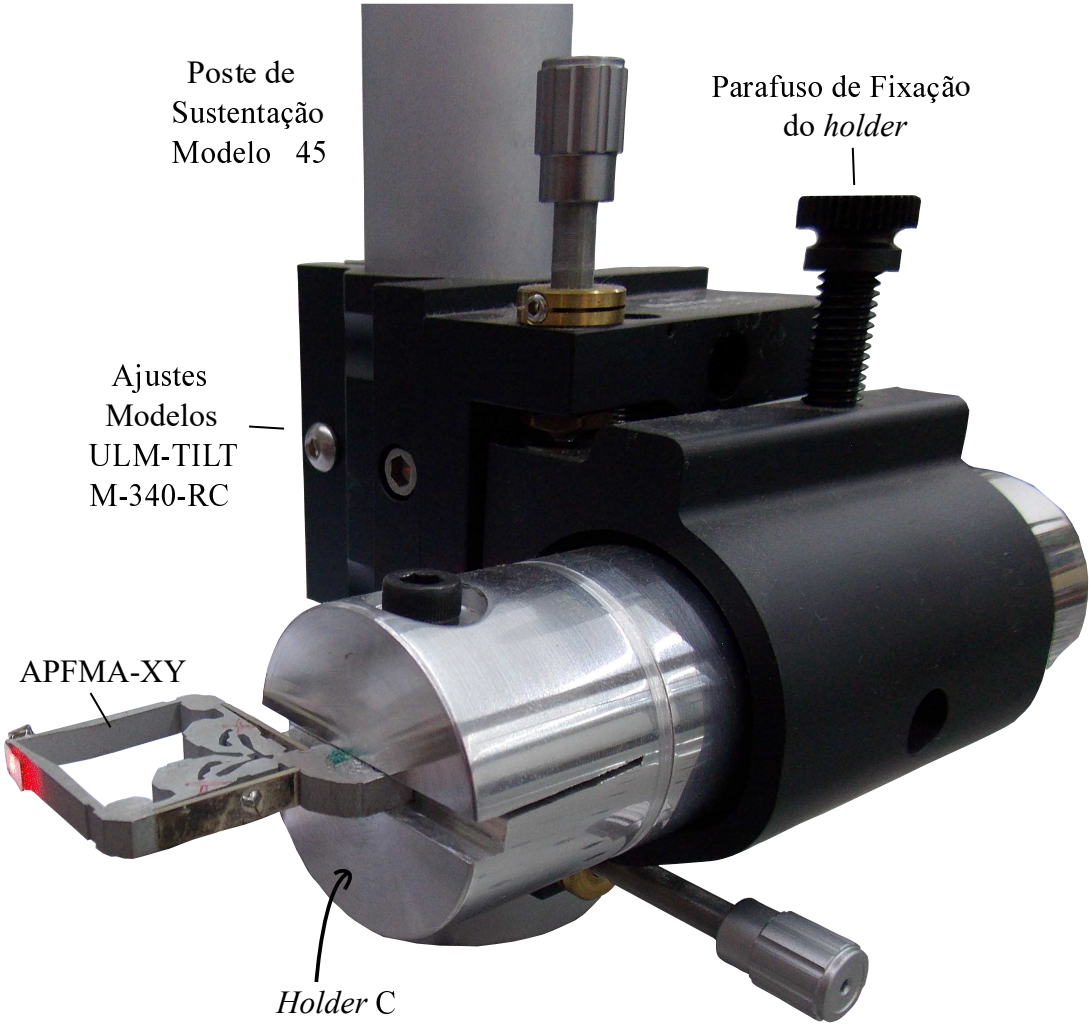
Figura 37 - Esquema de montagem do interferômtro de Michelson Duplo, configuração (ii).



Fonte: do próprio autor.

Para esta última configuração utilizou-se um novo suporte para o APFMA-XY: poste da Newport modelo 45, ajuste composto por um Tilt modelo ULM-TILT e um fixador M-340-RC, e, um *holder* usinado em aço. A fotografia deste suporte pode ser observada na Figura 38.

Figura 38 - Fotografia do Suporte C.



Fonte: do próprio autor.

Este último *holder* (chamado *holder* C) foi usinado em aço, devido à sua maior rigidez e massa inercial, objetivando minimizar os efeitos ressonantes que pode causar sobre o APFMA. O novo poste também se torna menos suscetível a vibrações devido as suas maiores dimensões. Na Tabela 3 pode ser observado o diâmetro, comprimento e a massa dos três *holders* propostos no trabalho.

Tabela 3 - Dimensões e massas dos *holders*.

Holder	Diâmetro [*mm*]	Comprimento [*mm*]	Massa [*g*]
A	-	-	22
B	25	32	35
C	45	154	653

Fonte: do próprio autor.

Os interferômetros são montados sobre uma mesa óptica típica, denominada de *breadboard*, que isola sismicamente os dispositivos montados sobre a mesma de grande parte das vibrações ambientais. A superfície da estrutura possui furações para fixação dos elementos ópticos. Uma fotografia do interferômetro é mostrada na Figura 39.

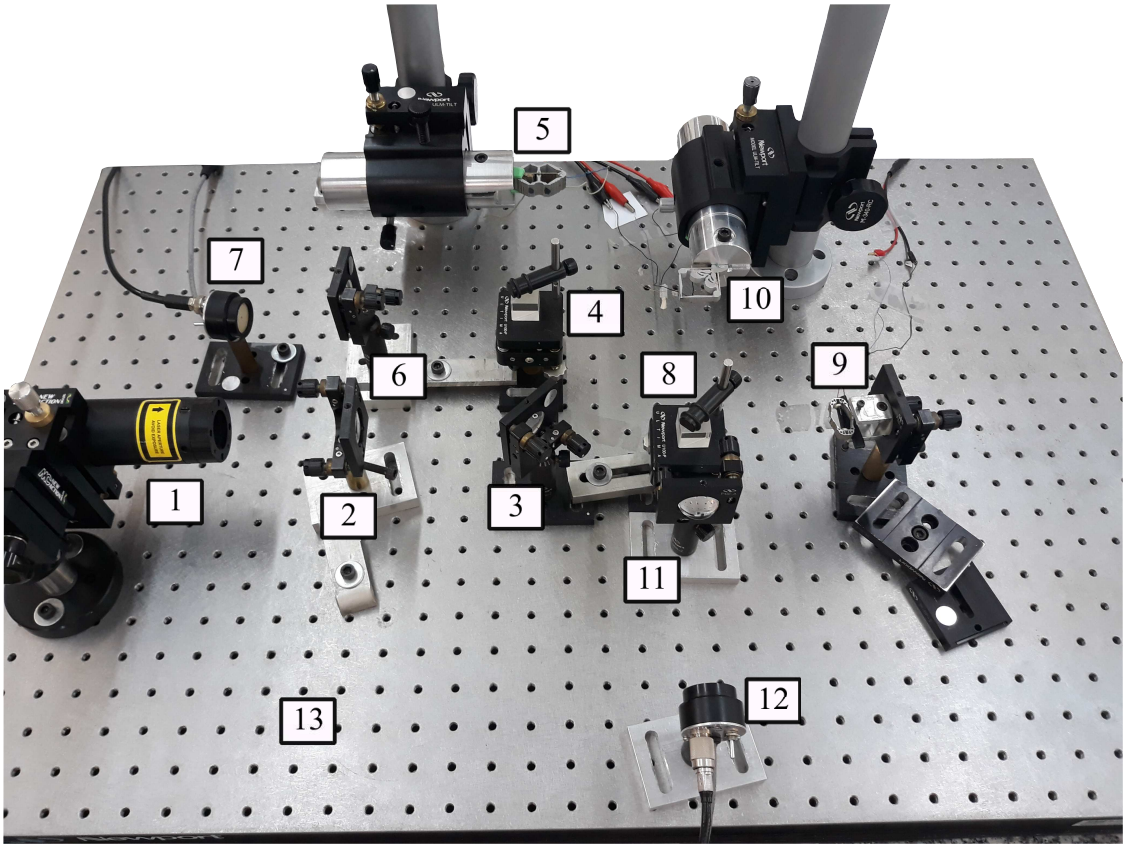
Os materiais utilizados, especificados pelos números de 1 a 13 na Figura 39, correspondem a:

1. Laser de Hélio Neônio (He-Ne) (Ealing Eletrooptics, 15 mW), operando no comprimento de onda de 632,8 nm;
2. Lente expansora;
3. Divisor de feixes neutro (BS), com taxa de 50/50 %;
4. Divisor de feixes neutro (BS X), com taxa de 50/50 %;
5. APF de realimentação (PFX-2);
4. Divisor de feixes neutro (BS1), com taxa de 50/50 %;

5.Espelho fixo (M1);

6. Lente expansora;
7. Fotodetector de lei quadrática do tipo PIN, de silício, modelo PDA 55 (da Thorlabs);
8. Divisor de feixes neutro (BS Y), com taxa de 50/50 %;
9. APF de realimentação (PFX-Pilha);
10. APF de estudo (APFMA-XY);
11. Lente expansora;
12. Fotodetector de lei quadrática do tipo PIN, de silício, modelo PDA 55 (da Thorlabs);
13. *Breadboard*;

Figura 39 - Fotografia da montagem do interferômtro de Michelson duplo realimentado.



Fonte: do próprio autor.

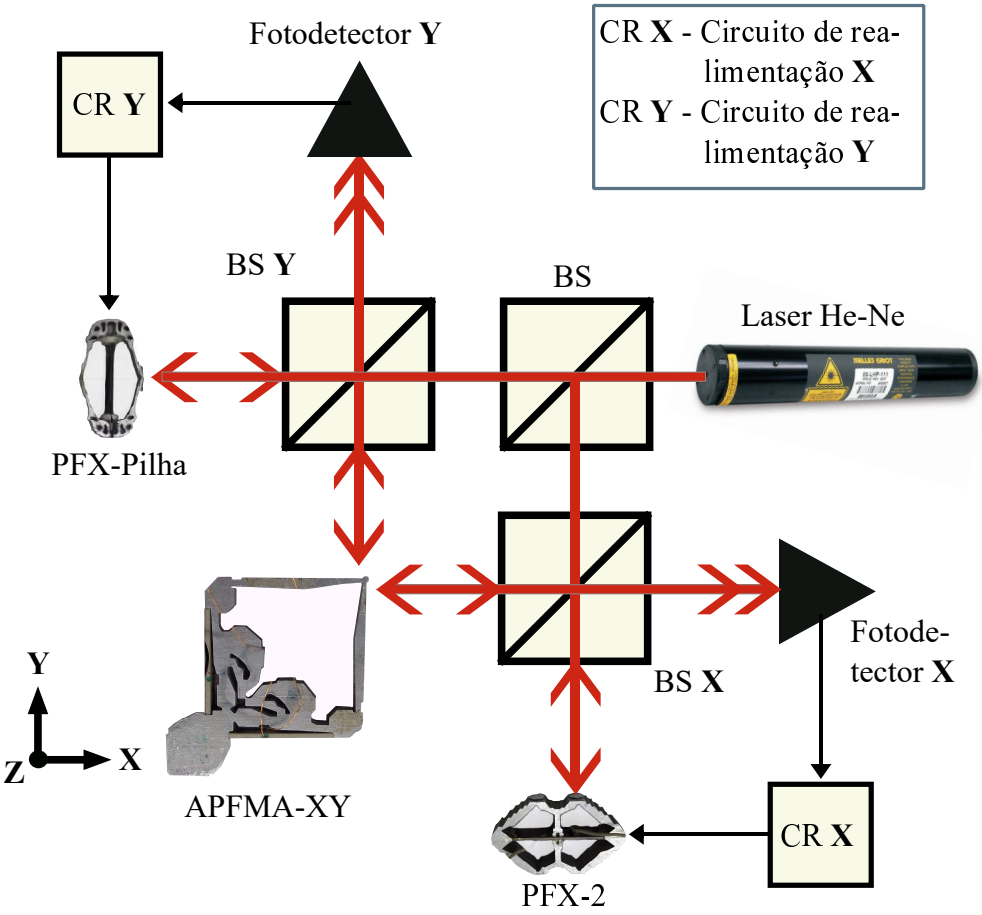
4.3 Sistema de Realimentação Junto ao Interferômetro de Michelson Duplo

Por se tratar de dois interferômetros, o interferômetro de Michelson duplo necessita de duas malhas de realimentação, uma para o interferômetro X e outra para o interferômetro Y, conforme ilustradas na Figura 40.

O circuito de realimentação X é composto pelo circuito supressor de DC e um filtro passa-baixas, de acordo com o esquema da Figura 30. No entanto, utilizou-se o PFX-2 (descrito em detalhe em (SAKAMOTO, 2006)) como atuador de realimentação desta malha, tornando-se necessário o uso de um amplificador linear com ganho de 20 V/V, uma vez que este APF possui uma relação entrada saída (ganho) relativamente baixa, igual a 1,6 nm/V.

Já o circuito de realimentação Y não necessitou de um amplificador linear adicional, pois o atuador PFX-Pilha (descrito em detalhes em (GALETI, 2012)) possui um ganho de aproximadamente 70 nm/V.

Figura 40 - Esquema de montagem do interferômtro de Michelson duplo realimentado.



Fonte: do próprio autor.

4.4 Sistema de Automatização da Instrumentação Eletrônica

Para as configurações de interferômetros descritas, utilizou-se um sistema de aquisição de dados baseado no esquema da Figura 31.

Desenvolveu-se um conjunto de algoritmos no Matlab para controlar a instrumentação descrita anteriormente e adquirir os dados de entrada e saída do interferômetro. Este *software* controla o osciloscópio (Tektronix, TDS 2024C) e o gerador de funções (Tektronix, AFG 3021C) através de uma interface USB.

São executados cinco passos:

a) Inicialmente, interagindo com o usuário, solicita-se a entrada do parâmetro para a tensão de entrada do interferômetro: valor de pico. De forma análoga, solicitam-se os valores das frequências da entrada do interferômetro. O *software* inicia com os parâmetros máximos de

frequência e vai decrementando até a frequência mais baixa.

b) O software também programa o gerador de funções, com a tensão e a frequência inicial, ajustando a escala de amplitude e a escala de tempo dos dois canais do osciloscópio, ligados à entrada e às saídas dos interferômetros. O ajuste da escala de tempo é feita de forma a facilitar a visualização do sinal pelo usuário. Dois ciclos do sinal de entrada e seu correspondente sinal de saída ficam perfeitamente ajustados à tela do osciloscópio. Após este ajuste, solicita-se do usuário uma aprovação para que sejam iniciadas as medições.

c) O osciloscópio é programado para medir a frequência do sinal de entrada, e, ajusta-se a escala de tempo para conter 1,8 ciclos desse sinal para ambos os canais. Isto equivale a dizer que a frequência de amostragem é otimizada para conter pelo menos um ciclo e meio do sinal de saída na janela de 2500 pontos, em diferentes condições de sincronismo.

d) Os sinais de entrada e saídas dos interferômetros são adquiridos em vetores com 2501 pontos, onde o primeiro ponto corresponde ao intervalo de amostragem que, no caso, é constante para cada sinal adquirido. Os demais 2500 pontos contêm as amostras de tensão do sinal, que podem ser da entrada ou das saídas. Para cada situação de tensão e frequência, geram-se três vetores, um com o sinal de entrada e os outros dois com os sinais de saída. Os vetores de entrada são combinados em uma matriz, e, os de saída em outras duas matrizes. Ao fim de cada conjunto de medidas os dados são gravados para posterior processamento.

5 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Os resultados experimentais serão apresentados em duas partes: a primeira empregando o interferômetro de Michelson na configuração (i), onde se utilizaram os suportes denominados de A e B sustentados com o mesmo poste e sistema de ajuste, e a segunda parte utilizando o interferômetro de Michelson na configuração (ii), onde se utilizou o suporte denominado neste trabalho como suporte C, mostrado na Figura 38.

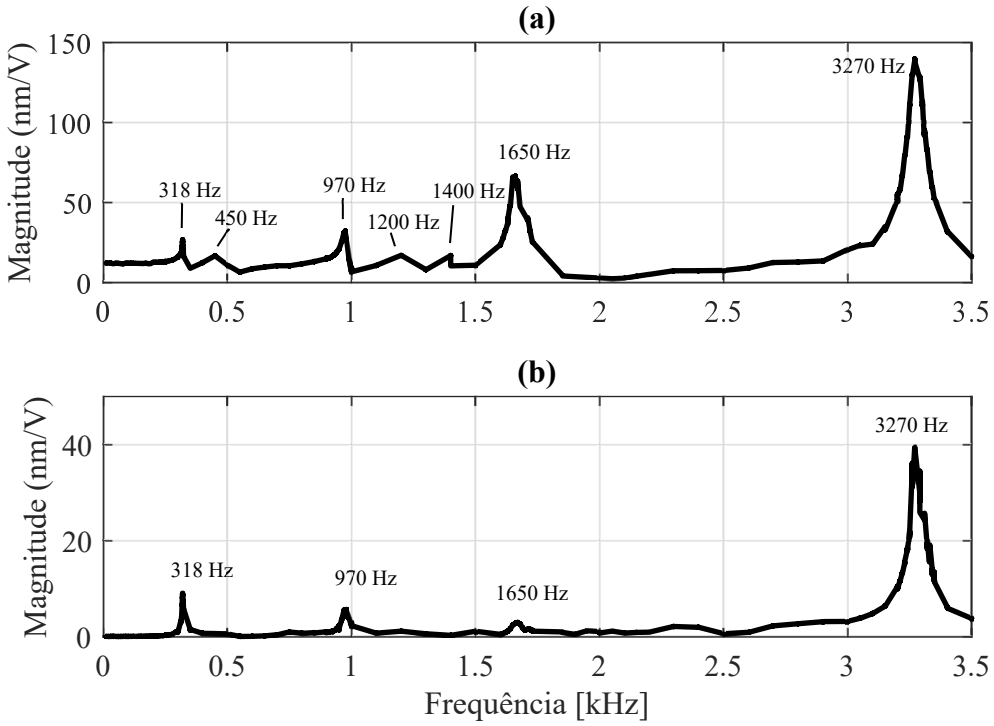
5.1 Resposta em Frequência utilizando o Suporte A

O APFMA-XY é um atuador piezoelétrico multi atuado que tem como principal objetivo atuar em duas direções, ou seja, pode operar como um posicionador XY. Como visto no capítulo 2, esta estrutura possui dois mecanismos de geração de deslocamentos, direto e acoplado. Neste primeiro experimento realizou-se medidas apenas do movimento direto ΔY, ou seja, aplicou-se tensão apenas na cerâmica PZT-Y.

Para o levantamento da resposta em frequência realizaram-se aquisições do sinal de entrada e das saídas de cada interferômetro. As medições dos três sinais foram realizadas simultaneamente, com tensões variando de 1,6 V a 42 V, e frequências variando de 10 Hz a 3500 Hz. O método de detecção de fase usado no atuador foi o do GALETI (2012).

Para cada conjunto de dados de entrada e saída dos interferômetros obtêm-se relações entre a tensão aplicada no APFMA e os valores de deslocamento mecânico do APFMA propriamente dito e do *holder* em uma determinada frequência. A Figura 41 (a) registra o espectro de magnitudes, em termos da inclinação em nm/V versus frequência, apresentado pelo APFMA, e, na Figura 41 (b), o espectro para o *holder*. As principais frequências de ressonâncias do APFMA localizam-se em 970 Hz, 1650 Hz e 3270 Hz, enquanto suas primeiras microrresonâncias localizam-se em 318 Hz, 450 Hz, 1200 Hz e 1400 Hz. Na Figura 41 (b) pode ser observado o espectro de magnitude do deslocamento sofrido pelo *holder* A durante as medições. Para o levantamento deste último gráfico utilizou-se um procedimento semelhante ao gráfico usado na obtenção do atuador, porém, utilizando o método de demodulação de sinais com baixo índice de modulação. Cada gráfico da Figura 41 contém 962 pontos.

Figura 41 - Resposta em frequência com o suporte A. (a) Deslocamento do APFMA-XY. (b) Deslocamento do *holder*



Fonte: do próprio autor.

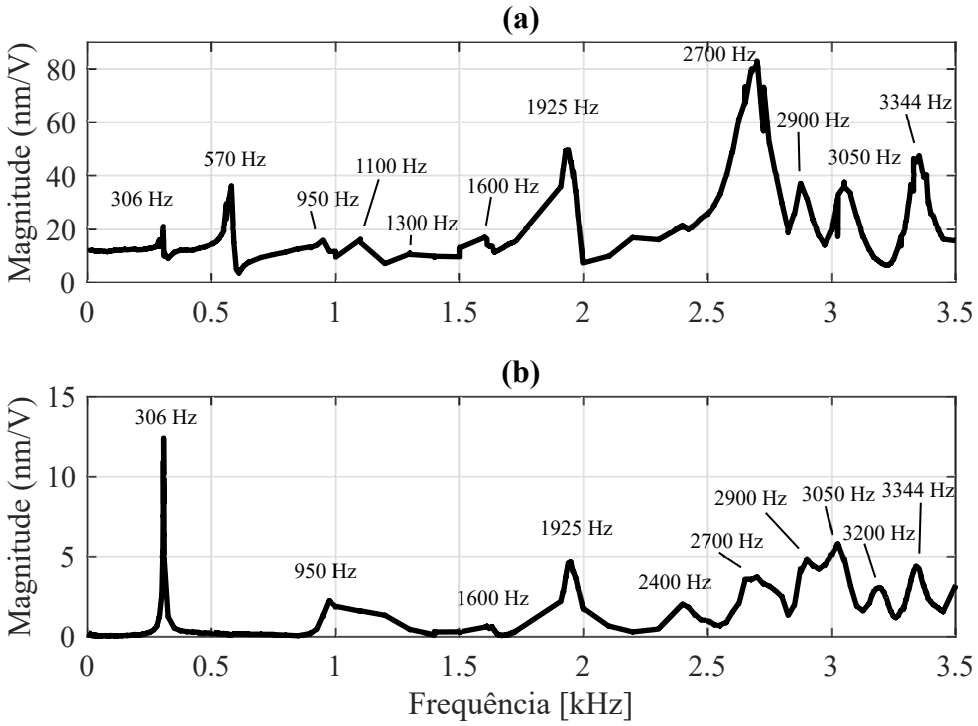
Dos gráficos da Figura 41 infere-se que o suporte possui deslocamentos induzidos mais significativos nas mesmas frequências de ressonância do APFMA, mais especificamente, nas frequências de 318 Hz, 970 Hz, 1650 Hz e 3270 Hz. As demais, embora muito atenuadas, também estão presentes. Contudo, comparando-se com o resultado simulado na Figura 24, somente as ressonâncias em 1650 Hz e 3270 Hz seriam próprias do atuador. Estima-se que todas as demais são produzidas por ressonâncias de elementos externos. A vibração conjunta possivelmente se deve à flexibilidade do suporte, possibilitando a vibração de ambos. Essa vibração conjunta, do APFMA com o *holder*, reforça a hipótese inicial de que essas ressonâncias não são exclusivas do APFMA e sim do conjunto APFMA e *holder*. Ressonâncias em frequências da ordem de algumas centenas de hertz estão associadas à modos de vibração em estruturas de dimensões maiores que a do APFMA. Lembrando-se que cada suporte é estabelecido pelo conjunto *holder* + *tilt* + poste (ver Figuras 35 e 36) e, como não foram geradas ressonâncias extras na região das ressonâncias próprias do atuador, provavelmente as ressonâncias de baixas frequências não se devem ao *holder*, cujas dimensões são similares as dos atuador, mas sim ao conjunto *tilt* + poste.

5.2 Resposta em Frequência utilizando o Suporte B

Para o levantamento da resposta em frequência para o suporte B, realizaram-se aquisições do sinal de entrada e da saída de cada interferômetro mostrado na Figura 34. As medições do sinal de entrada e dos dois sinais de saída foram realizadas simultaneamente, com tensões variando de 6,3 V a 51 V, e frequências variando de 10 Hz a 3500 Hz.

Analogamente ao processo de levantamento da curva de resposta em frequência na seção 5.1, para cada aquisição obtém-se uma relação entre a tensão de entrada e o deslocamento gerado (nm/V) em uma determinada frequência. As Figuras 42 (a) e (b) registram os gráficos destas relações (nm/V), em função da frequência, apresentada pelo APFMA e pelo *holder* B, respectivamente.

Figura 42 - Espectro de magnitude do APFMA-XY (a) e do *holder* (b) do suporte B.



Fonte: do próprio autor.

Nota-se um aumento significativo do número de ressonâncias espúrias de baixas frequências, e também, de ressonâncias de altas frequências, na banda das ressonâncias mecânicas do próprio APFMA-XY, localizadas em 570 Hz, 1925 Hz, 2700 Hz, 2900 Hz, 3050 Hz e 3344 Hz, bem como microrresonâncias em 306 Hz, 950 Hz, 1100 Hz, 1330 Hz e 1600 Hz. [Figura 42 (a)]. Quanto ao *holder*, acrescente-se pequenas ressonâncias em 2400 Hz e 3200 Hz.

As ressonâncias próprias do APFMA , próximas a 1650 Hz e 3295 Hz, não puderam mais ser identificadass. Dessa forma, o uso de um suporte inadequado pode gerar ressonâncias espúrias tanto em baixas frequências quanto nas faixas das frequências das ressonâncias próprias do APFMA. O aumento da massa e redução da flexibilidade do novo *holder* conduziu a um resultado inesperado, pois o aumento da inércia do sistema deveria ser capaz de absorver as vibrações espúrias produzidas pelo APFMA. Observa-se que foi mantido o mesmo sistema de ajuste *tilt* e poste utilizado antes. Algo diferente foi o grande parafuso de fixação do *holder* B (ver Figura 36), o qual possui dimensões próximas às do APFMA.

Estima-se que, em ambos os suportes, A e B, o responsável pela transmissão das vibrações do APFMA ao poste seja o estágio de ajuste de *tilt*, o qual contém molas (proporcionando flexibilidade). Além disso, ao contrário do conjunto *holder* + APFMA, o conjunto *tilt* + poste possui dimensões físicas grandes e, portanto, ressonâncias próprias em frequências mais baixas.

O fato dos suportes A e B possuírem em comum o sistema de ajuste de *tilt* + poste, permite conjecturar que as ressonâncias de baixas frequências foram geradas por tal plataforma: as ressonâncias em torno de 306 Hz, 570 Hz, 950 Hz, 1100 Hz e 1300 Hz do suporte B, estão próximas às do suporte A, em 318 Hz, 450 Hz, 970 Hz, 1200 Hz e 1400 Hz, respectivamente. Obviamente, a natureza do novo *holder* contribui para as discrepâncias apresentadas. Por outro lado, diferentemente do suporte A, ressonâncias espúrias na faixa de ressonâncias próprias do APFMA-XY foram geradas, inclusive, com a supressão destas últimas (que deveriam estar em 1650 Hz e 3270 Hz). Interpreta-se que estas ressonâncias são produzidas por elementos com dimensões similares às do atuador, quais sejam, o parafuso e o *holder* monobloco propriamente dito. Estima-se, inclusive, que o bloco *holder* + parafuso + atuador passou a constituir um novo atuador, com suas próprias frequências de ressonâncias. Contribui para isto, a rigidez do *holder* de alumínio (ao contrário do *holder* do suporte A, que continha acrílico, um material flexível), o mesmo material da estrutura flexível do APFMA-XY.

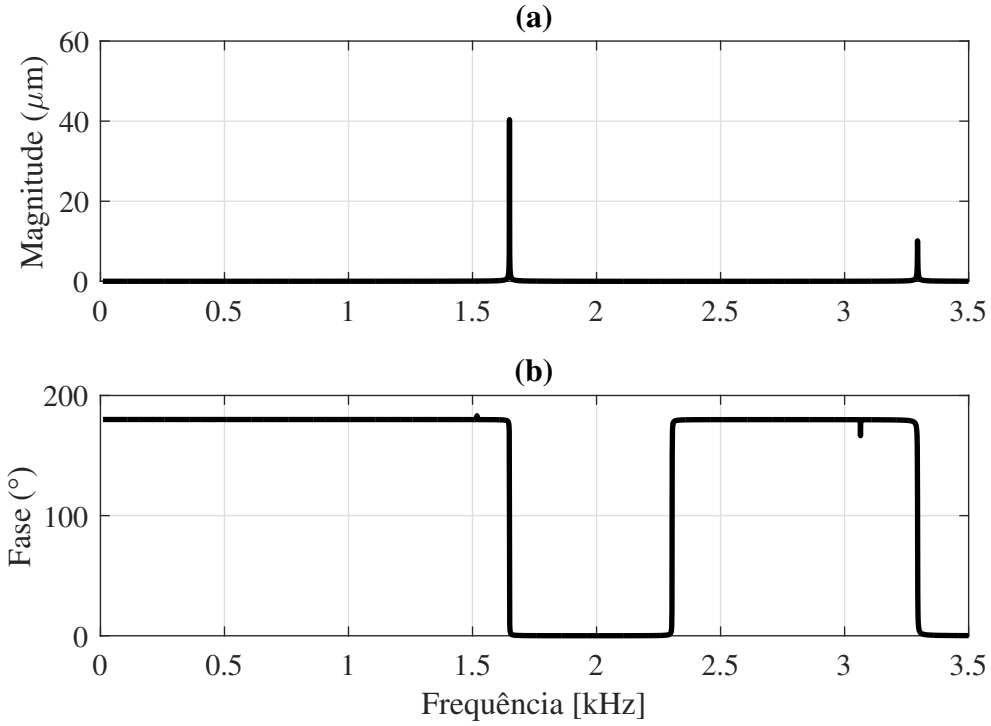
Baseado nestas conjecturas, o autor da dissertação propôs como estratégia aumentar sensivelmente a massa inercial do suporte, utilizando-se postes e *holders* metálicos de grandes dimensões, a fim de proporcionar um amortecimento superior ao crítico e, consequentemente, maior absorção sísmica. Dessa forma, toda a estrutura do suporte deve possuir mais massa e robustez, conforme é abordado nas próximas seções.

5.3 Simulações de Resposta em Frequência

Por meio da proposta de engastamento objetivando uma fixação ideal do APFMA-XY ao *breadboard*, apresentada no Capítulo 2, obteve-se a resposta em frequência para deslocamento aplicando tensão elétrica na cerâmica PZT-X. A tensão aplicada foi de 1 V e a faixa de frequência foi de 10 Hz a 3500, Hz com um passo de 1 Hz, totalizando 3451 pontos. Os gráficos de

resposta em frequência dos deslocamentos direto e acoplado são exibidos nas Figuras 43 e 44, respectivamente, ambas geradas no COMSOL.

Figura 43 - Amplitude do deslocamento direto ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

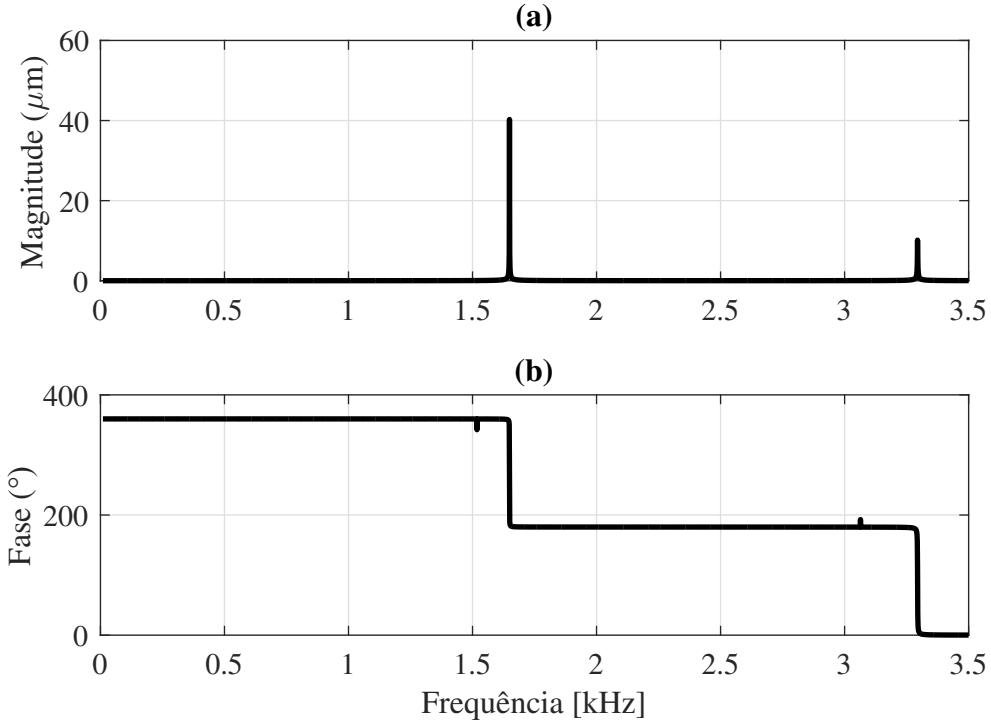
Como já observado, o APFMA-XY apresenta duas ressonâncias predominantes, em 1650 Hz e 3295 Hz, e duas micro-ressonâncias, em 1518 Hz e em 3064 Hz (as quais só podem ser observadas pelo espectro de fase). A magnitude do deslocamento direto é negativa em frequências bem abaixo da ressonância em 1650 Hz (fase igual a 180°), torna-se muito grande próximo à ressonância (fase em torno de 90°), abruptamente positiva após a ressonância (fase igual a 0°) e retorna a ser negativa após a anti-ressonância (fase igual a 180°). A anti-ressonância em 2304 Hz só pode ser notada na Figura 43 pelo gráfico de fase do deslocamento direto ΔX.

Conforme revela a Figura 44 (a), nas ressonâncias, os deslocamentos acoplados possuem amplitudes tão grande quanto as do deslocamento direto, algo previsível, em vista da estrutura ressoar como um todo.

As Figuras 45 (a) e (b) exibem os gráficos com *zoom* das magnitudes dos deslocamentos direto e acoplado, respectivamente. Esses gráficos revelam que, aproximando-se de 2304 Hz, o deslocamento direto do APFMA decai até zerar o módulo do deslocamento na direção X, acarretando cruzamento de zero no gráfico, o que caracteriza uma anti-ressonância. Contudo, o

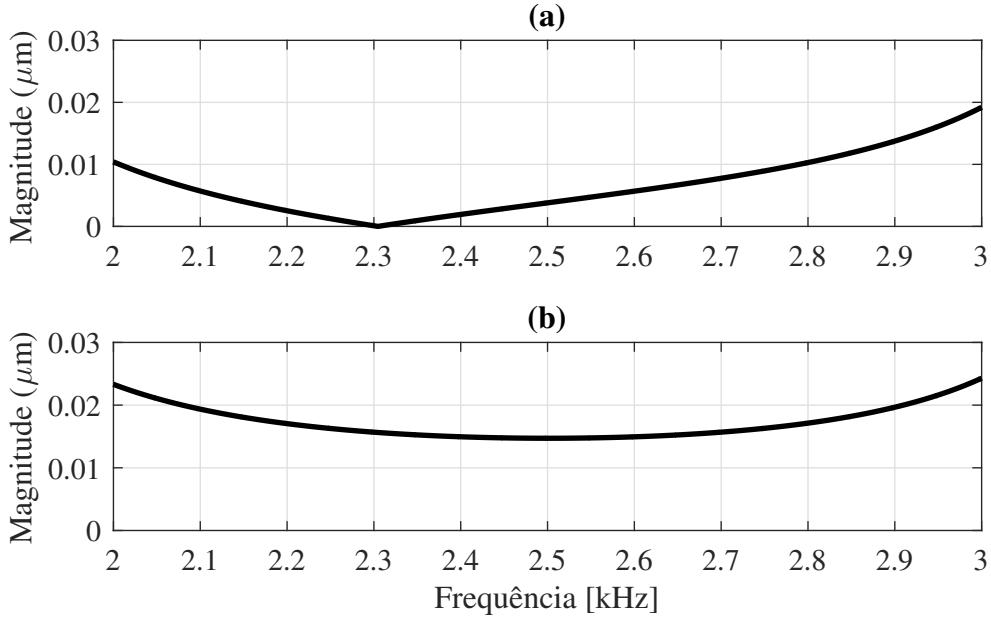
deslocamento acoplado é positivo para baixas frequências (fase igual a 360° na Figura 44 (b)), torna-se muito grande próximo a ressonância em 1650 Hz (fase em torno de 270°), abruptamente fica negativo após tal ressonância (fase igual a 180°), e assim permanece até a próxima ressonância, sem cruzar o zero em momento algum. Assim, a anti-ressonância não exibe passagem pela amplitude igual a zero.

Figura 44 - Amplitude do deslocamento acoplado ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

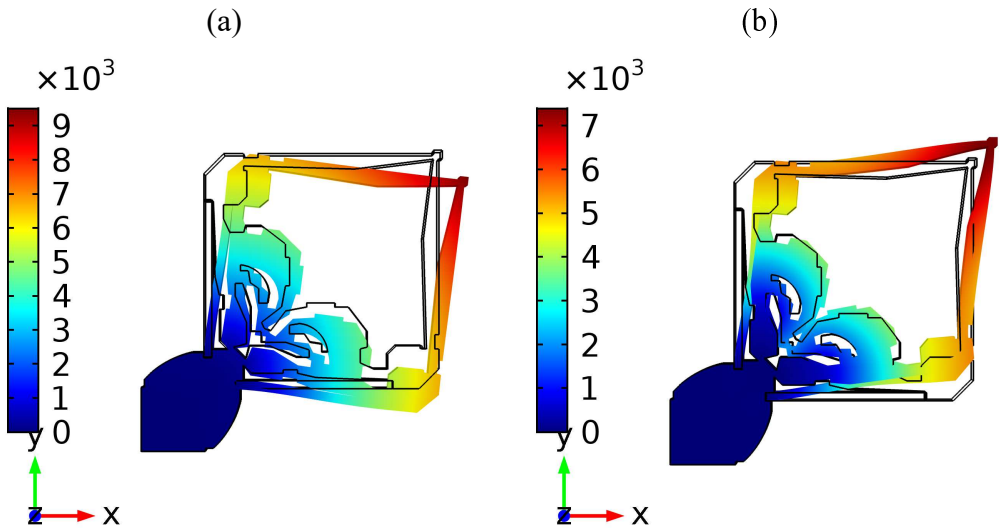
Figura 45 - Amplitude dos deslocamentos. (a) Direto ΔX. (b) Acoplado ΔY.



Fonte: do próprio autor.

As Figuras 46 (a) e (b) exibem as deformações mecânicas sofridas pelo APFMA em ressonâncias, nas frequências de 1650 Hz e 3295 Hz, respectivamente. Para que as deformações pudessem ser observáveis utilizou-se um fator de escala de 500 vezes. Destas ilustrações infere-se que as duas ressonâncias principais possuem dinâmicas de vibração diferentes, ou seja, modos de vibração diferentes. Este fato já era esperado, uma vez que os modos de vibração de uma estrutura dependem das dimensões e da frequência de excitação dessa estrutura, ou seja, cada ressonância de uma estrutura possui um modo de vibração diferente. Em 1650 Hz, a ressonância produz um deslocamento lateral (ou de rotação em torno do ponto de engaste) do vértice do APFMA-XY, enquanto que em 3295 Hz, o movimento é linear, na direção do eixo de simetria do atuador, ambos sobre o plano XY.

Figura 46 - Deformação mecânica (unidade: nm). (a) Em 1650 Hz. (b) Em 3295 Hz.

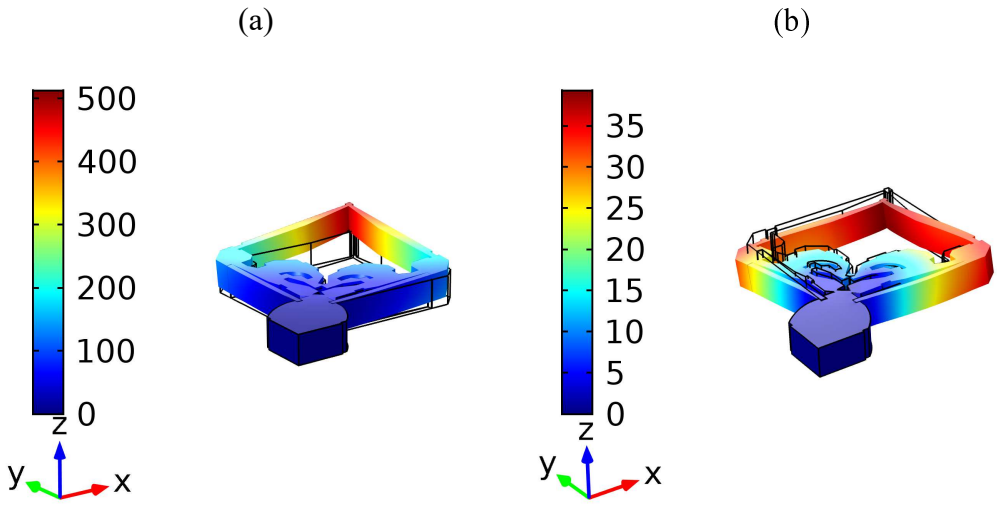


Fonte: do próprio autor.

As ilustrações das Figuras 47 (a) e (b) correspondem, respectivamente, às deformações do APFMA nas frequências de 1518 Hz e 3064 Hz, ou seja, nas micro-ressonâncias. Os fatores de escala utilizados foram de 10 mil e 100 mil vezes, respectivamente. Nota-se que as vibrações ocorrem essencialmente na direção Z, para a frequência de 1518 Hz, justificando as baixas magnitudes dos deslocamento direto ΔX e acoplado ΔY do APFMA no plano XY. O vértice do atuador se curva para baixo. O mesmo fenômeno ocorre com a ressonância em 3064 Hz, na qual o APFMA rotaciona em torno de seu eixo de simetria contido no plano XY, tornando as amplitudes das vibrações nas direções X e Y de pequenas magnitudes quando comparadas às ressonâncias principais. Ou seja, nesta dissertação chamam-se micro-ressonâncias as ressonâncias cujas as vibrações de maior magnitude não estão sobre o plano XY de interesse.

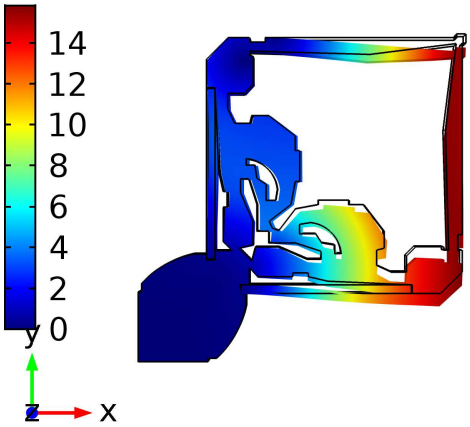
Na Figura 48 pode ser observada a deformação do APFMA na anti-ressonância, em 2304 Hz. O fator de escala utilizado foi de 100 mil vezes. Nesta frequência o APFMA gera deslocamento apenas na direção do movimento acoplado ΔY, conforme previsto pela Figura 45, que informa que na anti-ressonância o deslocamento direto $\Delta X = 0$.

Figura 47 - Deformação mecânica (unidade: nm). (a) Em 1518 Hz. (b) Em 3064 Hz.



Fonte: do próprio autor.

Figura 48 - Deformação mecânica na anti-ressonância de 2304 Hz (unidade: nm).

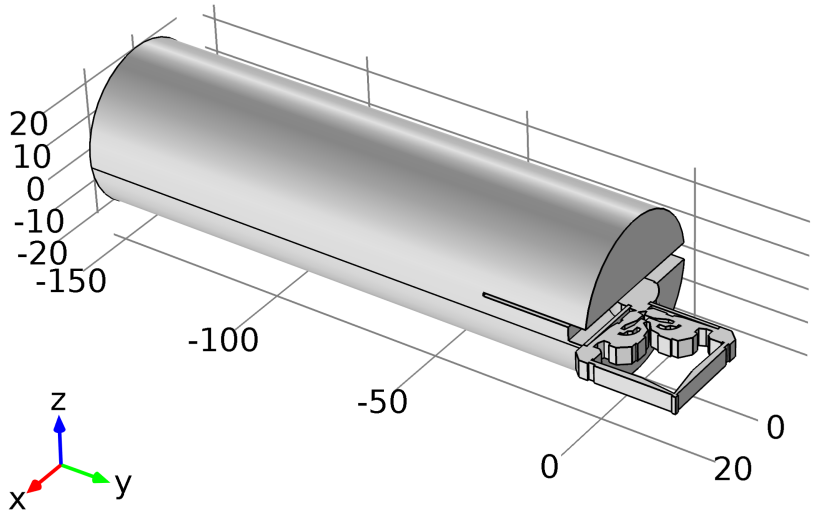


Fonte: do próprio autor.

Para comparação entre os resultados simulados e medidos por interferometria realizou-se simulações do APF fixado ao *holder* C, sendo que a ilustração da Figura 49 exibe o esquema

do protótipo utilizado. Ressalta-se que estas simulações foram realizadas no COMSOL sem nenhuma restrição de deslocamento nulo como condição de contorno, ou seja, o *holder* não possui fixação. Esta decisão foi tomada por considerar-se que este tipo de fixação não se assemelha às condições práticas. As simulações foram realizadas nas frequências de 10 Hz a 3500 Hz, com passo de 1 Hz, e a amplitude da tensão de excitação da piezocerâmica PZT-X foi de 1 V.

Figura 49 - Ilustração do objeto de simulação com o *holder* C (unidade: mm).



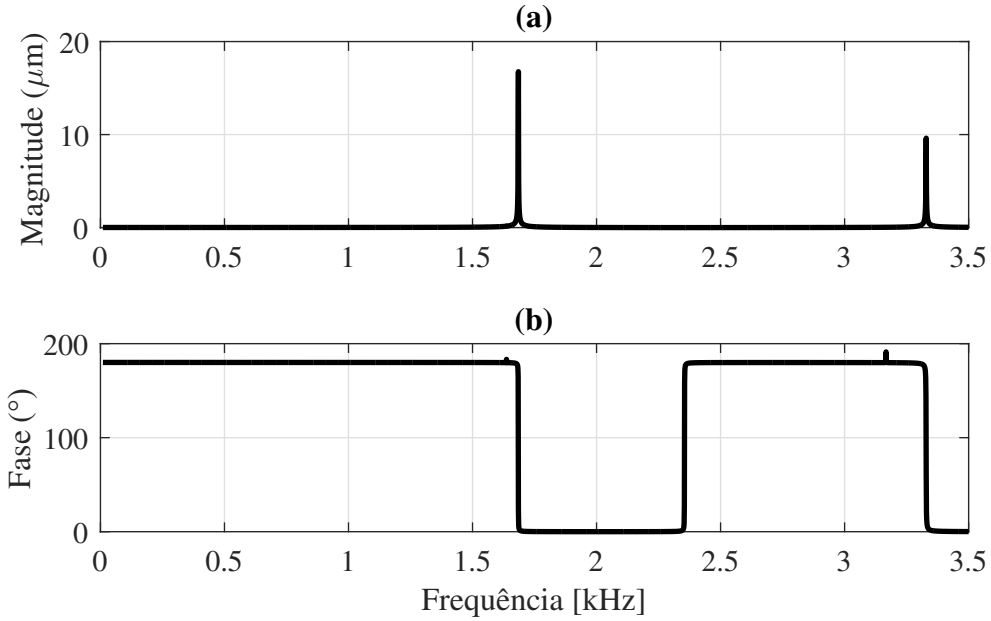
Fonte: do próprio autor.

Nos gráficos das Figuras 50 e 51 observam-se as curvas de resposta em frequência dos deslocamentos direto ΔX e acoplado ΔY, respectivamente. A Figura 50 revela ressonâncias predominantes em 1685 Hz e 3330 Hz, micro-ressonâncias em 1637 Hz e 3167 Hz, e a anti-ressonância em 2355 Hz, valores ligeiramente mais elevados se comparados aos obtidos com a fixação ideal. Nota-se uma atenuação na magnitude da primeira ressonância em 1685 Hz, que antes era de aproximadamente 40 μm e passou a ser aproximadamente 16 μm, enquanto que na ressonância de 3330 Hz não houve uma atenuação expressiva. Isso se deve ao fato da primeira ressonância vibrar de forma rotativa, enquanto que a segunda vibra longitudinalmente. Algo semelhante se observa na Figura 51, exceto pelo fato do movimento acoplado não exibir anti-ressonância.

Essas mudanças nos valores das frequências de ressonâncias já eram esperadas, inclusive de suas amplitudes, uma vez que o *holder* está livre no espaço e vibra conjuntamente com o APFMA. Há dois fatores que devem ser destacados quanto às amplitudes dos deslocamentos do "*tip*"do APFMA: primeiro, este é fixado de forma assimétrica em relação ao *holder*, logo, esperam-se ligeiras diferenças entre os deslocamentos direto e acoplado. Segundo, cada modo

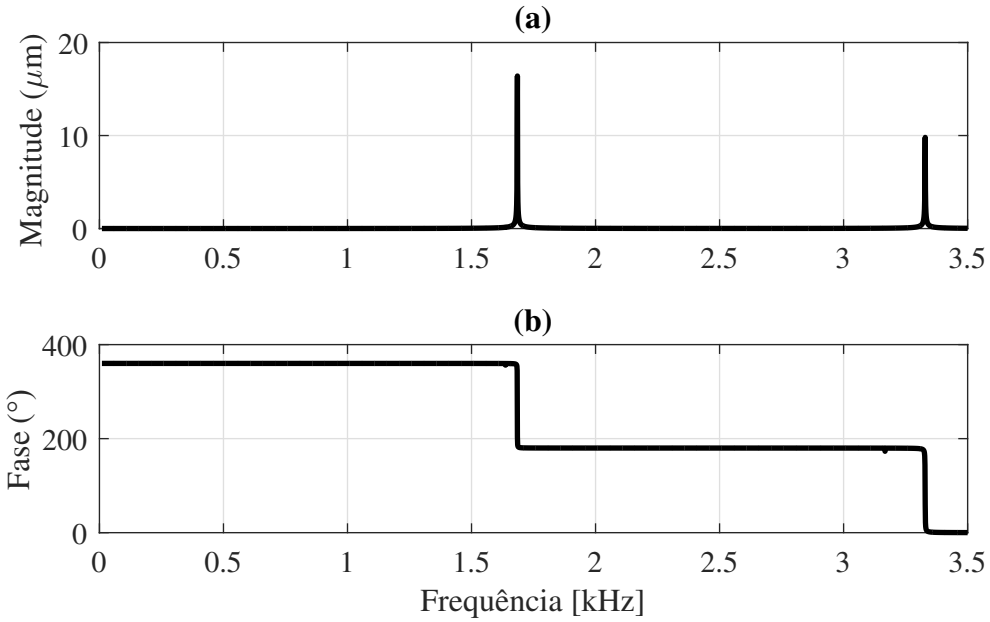
de vibração do APFMA proporciona um momento de inércia diferente ao conjunto *holder* + APFMA.

Figura 50 - Simulaçãop da amplitude do deslocamento direto ΔX por frequência. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

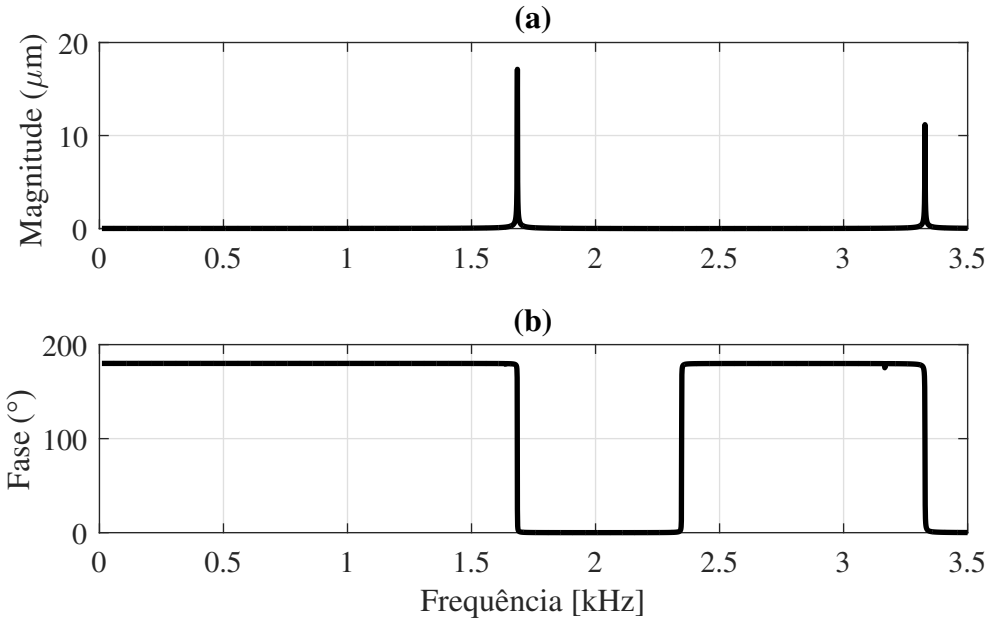
Figura 51 - Simulação da amplitude do deslocamento acoplado ΔY por frequência. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

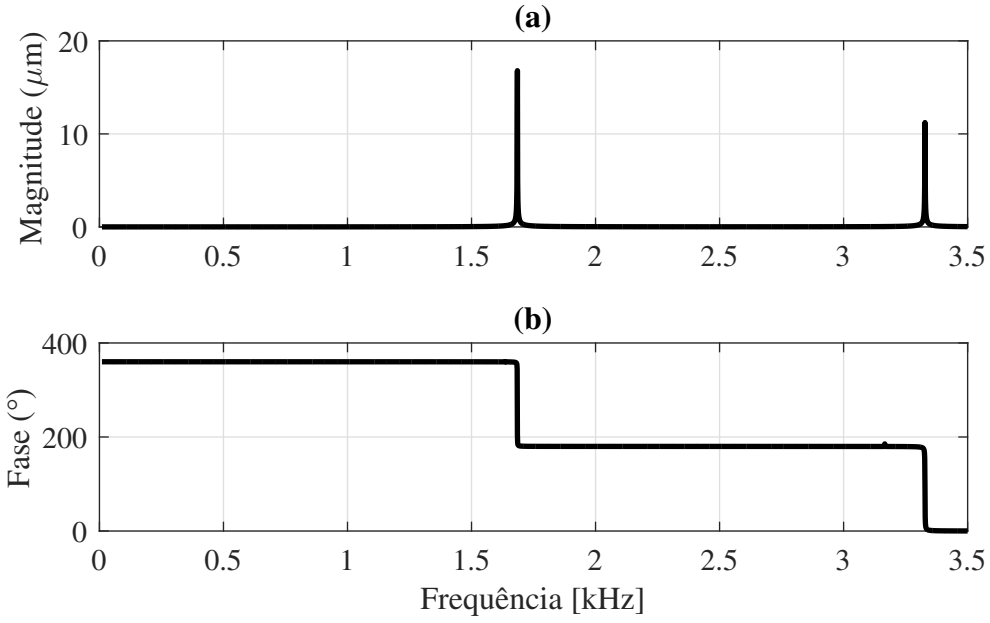
Para a geração dos gráficos das Figuras 52 e 53 excitou-se a outra cerâmica, PZT-Y. Nestes, observam-se as curvas de resposta em frequência dos deslocamentos direto ΔY e acoplado ΔX, respectivamente. Embora o engastamento do *holder* C torne o sistema assimétrico, os resultados obtidos quando se excita PZT-Y permaneceram praticamente idênticos aos obtidos com a excitação de PZT-X.

Figura 52 - Simulação da amplitude do deslocamento direto ΔY por frequência. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

Figura 53 - Simulação da amplitude do deslocamento acoplado ΔX por frequência. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

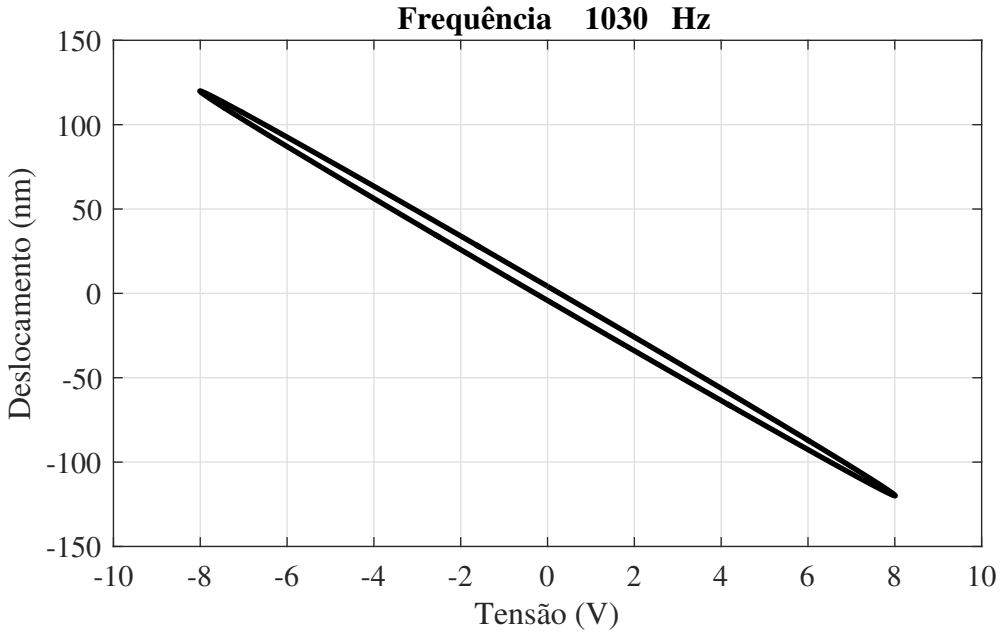
Nos resultados das simulações do APFMA-XY com o *holder* C verificou-se a presença de duas ressonâncias, duas micro-ressonâncias e uma anti-ressonância. Essas ressonâncias também foram verificadas nas simulações do APFMA-XY com fixação ideal. Desta forma, infere-se que a fixação deste atuador realizada somente pelo *holder* C não gera ressonâncias espúrias.

5.4 Resposta em Frequência utilizando o Suporte C - Resultados Experimentais

Para o levantamento da resposta em frequência do APFMA-XY com o suporte C, realizaram-se aquisições do sinal de saída do interferômetro, variando-se a tensão de 0,4 V a 12,2 V e a faixa de frequência de 100 Hz a 3500 Hz, com um passo máximo de 10 Hz. O APFMA-XY foi inserido ao suporte de fixação ao *breadboard* exatamente como mostrado na Figura 38 no qual o parafuso de fixação prende o *holder* C ao estágio *tilt* e poste de sustentação. Note-se que esta forma de fixação é diferente do engastamento ideal, mostrado na Figura 23, ou, através do *holder* do suporte C sem nenhum engaste, como mostrado na Figura 49.

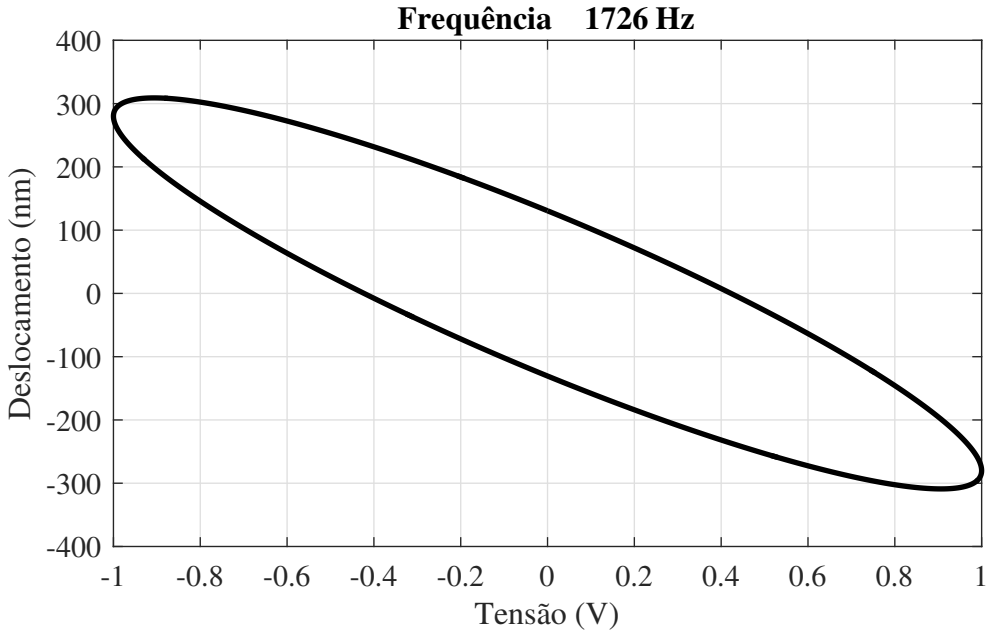
As Figuras 54 e 55 exibem os gráficos com a relação entrada por saída do APFMA nas frequências de 1030 Hz e 1726 Hz, respectivamente.

Figura 54 - Relação de entrada por saída do APFMA na frequência de 1030 Hz.



Fonte: do próprio autor.

Figura 55 - Relação de entrada por saída do APF na frequência de 1726 Hz.



Fonte: do próprio autor.

Dos gráficos da relação entrada-saída do APFMA obtém-se as duas informações necessárias para a confecção do gráfico de resposta em frequência, quais sejam, a relação da amplitude do deslocamento gerado pelo APFMA pela amplitude da tensão de entrada, e a fase entre o deslocamento gerado em relação ao sinal de entrada para cada frequência registrada.

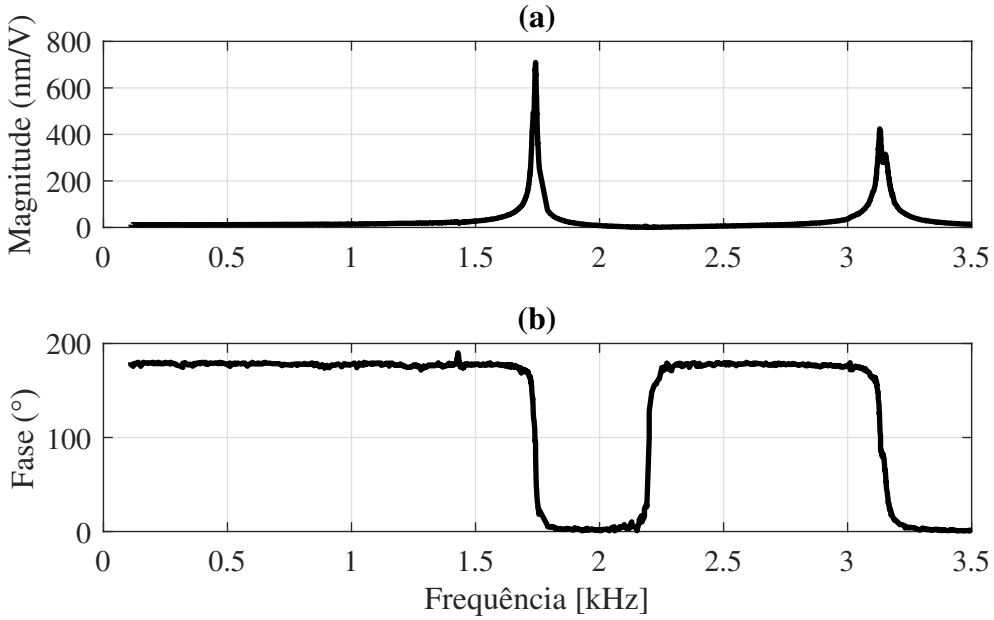
Nos gráficos das Figuras 56 e 57 podem ser observados os espectros de magnitude e fase dos deslocamentos ΔX e ΔY, respectivamente, do APFMA-XY quando fixado com o suporte C. Para o levantamento destes gráficos aplicou-se tensões senoidais na cerâmica PZT-X, com tensões e frequências conforme especificadas no Capítulo 4. Nestes gráficos notam-se as ressonâncias e micro-ressonâncias obtidas pelas simulações, porém, com pequenos desvios nos valores de suas frequências. Nesta configuração as ressonâncias estão presentes em 1740 Hz e 3140 Hz, a anti-ressonância está em 2200 Hz e uma das micro-ressonâncias do APFMA está em 1430 Hz. Nota-se a presença de uma micro-ressonância espúria em aproximadamente 310 Hz a qual está mais evidente na Figura 57 (b). Além disso, a ressonância de 3140 Hz apresenta uma pequena bifurcação indicando que esta é formada por duas ressonâncias próximas entre si. Infere-se que estas anormalidades sejam provenientes de vibrações do poste e/ou do sistema de ajuste do suporte C sendo que, esta hipótese será confirmada adiante.

A variação abrupta de fase nas ressonância, variando de 180° a 0°, ocorre devido à mudança no modo de vibração do APFMA. Esse fenômeno pode ser explicado se fazendo uma analogia com uma onda no espaço. A ressonância corresponde ao pico da onda e o *tip* do APF

corresponde a um ponto parado por onde passa a onda. Nos momentos imediatamente antes e depois da passagem pelo pico das inclinações o *tip* percebem a onda com inclinações de sinais contrários.

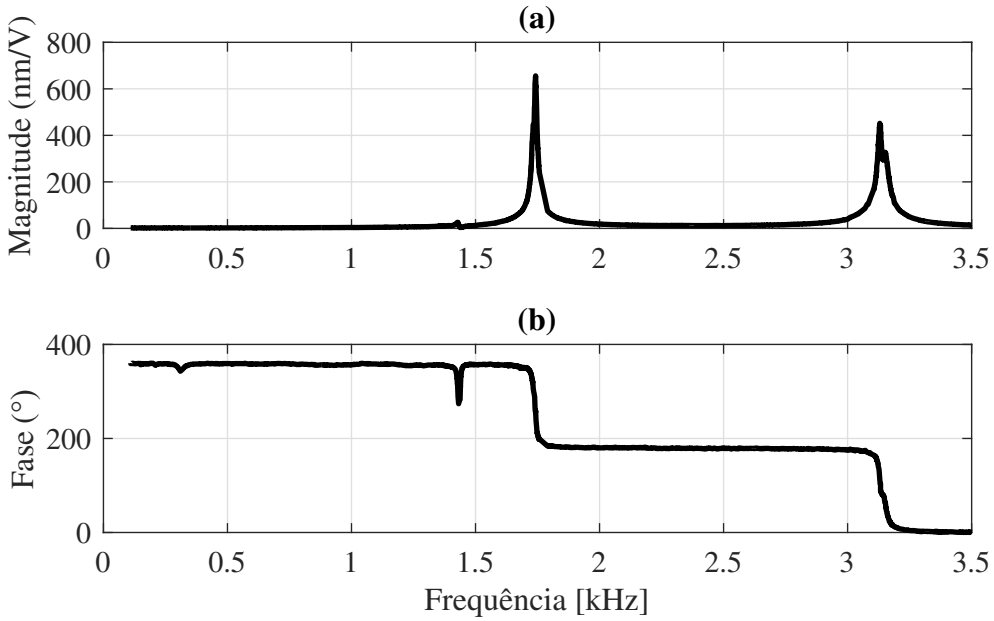
Nos gráficos das Figuras 58 e 59 podem ser observados os espectros de magnitude e fase quando são aplicadas tensões senoidais na cerâmica PZT-Y.

Figura 56 - Amplitude do deslocamento direto ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase.



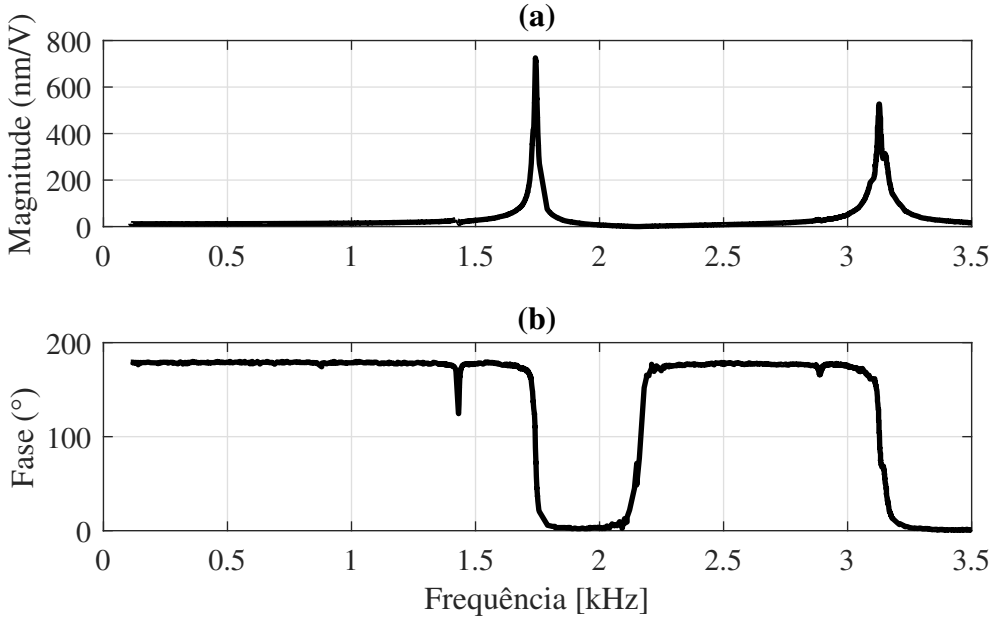
Fonte: do próprio autor.

Figura 57 - Amplitude do deslocamento acoplado ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase.



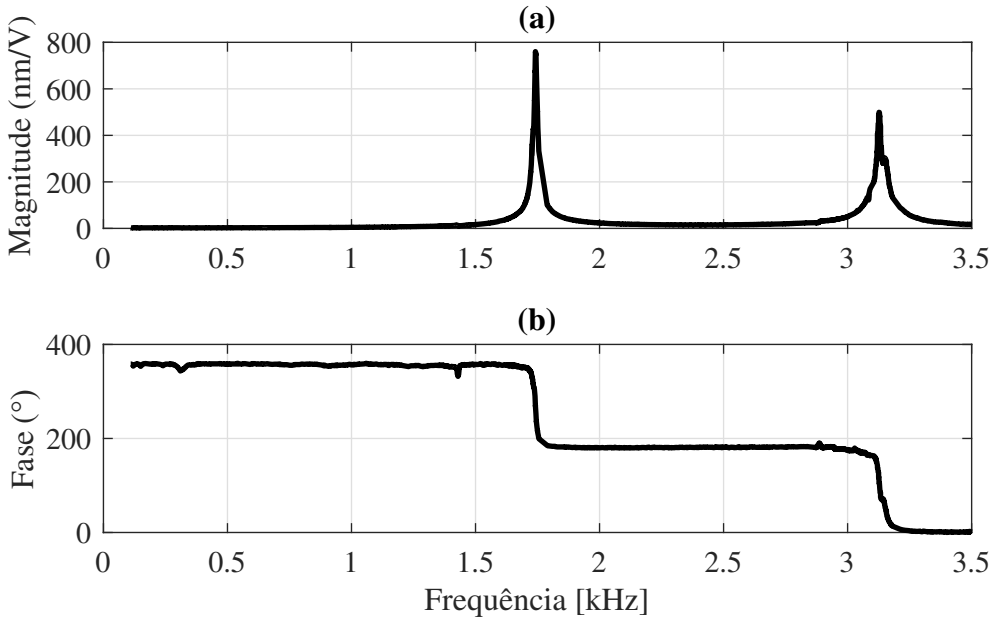
Fonte: do próprio autor.

Figura 58 - Amplitude do deslocamento direto ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

Figura 59 - Amplitude do deslocamento acoplado ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase.

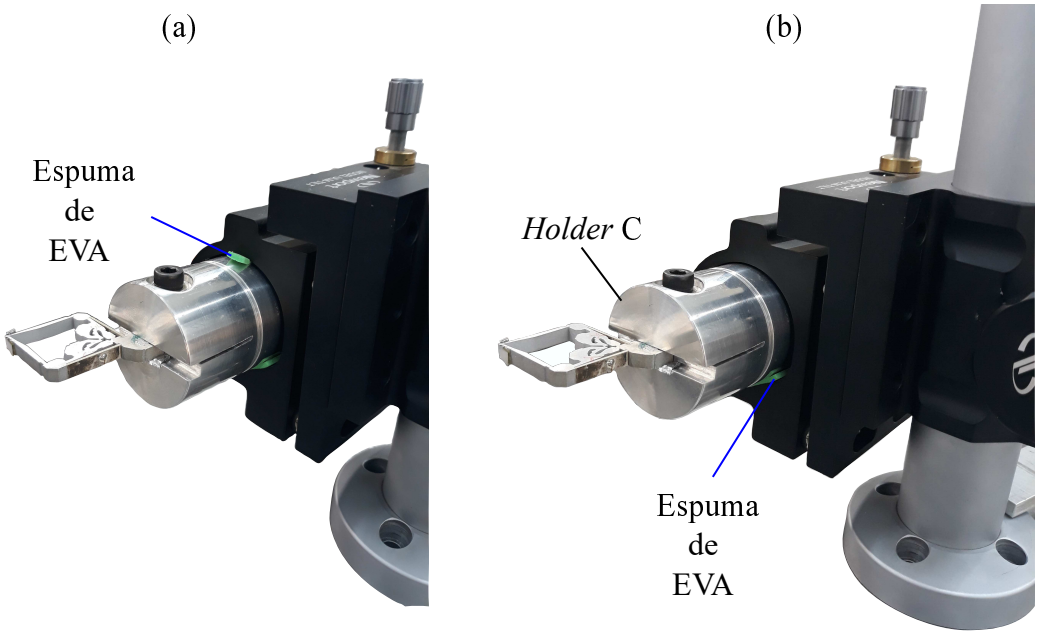


Fonte: do próprio autor.

Os gráficos das Figuras 58 e 59 apresentam as mesmas informações dos gráficos obtidos com excitação da cerâmica PZT-X, com a exceção das amplitudes das ressonâncias possuindo maiores magnitudes, e, a presença da micro-ressonância em 2890 Hz, que não havia sido obtida com a excitação da cerâmica PZT-X. Essas diferenças ocorrem devido à assimetria do APFMA em relação ao *holder*.

Conforme já foi dito, o *holder* C é fixado ao restante do suporte (estágio de ajuste ULM-TILT M-340-RC e poste de sustentação) por meio do contato direto de sua parte inferior com o sistema de ajuste e por meio de um parafuso de fixação, que normalmente é utilizado para fixar um tubo de laser. Levando em conta a suposição de que a micro-ressonância em 310 Hz é causada por uma estrutura externa ao *holder* C realizou-se dois experimentos que visaram minimizar o acoplamento mecânico entre o *holder* e o restante do suporte. Primeiramente retirou-se o parafuso que pressiona o *holder* ao seu sistema de ajuste e inseriu-se espumas de EVAs entre o *holder* e a cavidade do estágio de ajuste, sendo que este sistema pode ser visto na fotografia da Figura 60 (a). No entanto, percebeu-se que havia uma compressão significativa das espumas, e assim, posterior à realização das medidas de resposta em frequência, retirou-se as espumas superiores. Deste modo o *holder* passou a estar apenas apoiado pelas espumas em sua parte inferior, como pode ser visto na fotografia da Figura 60 (b). Ambos os esquemas são discutidos a seguir.

Figura 60 - Fotografias do Suporte C. (a) Fixado por espumas. (b) Apoiado por espumas.



Fonte: do próprio autor.

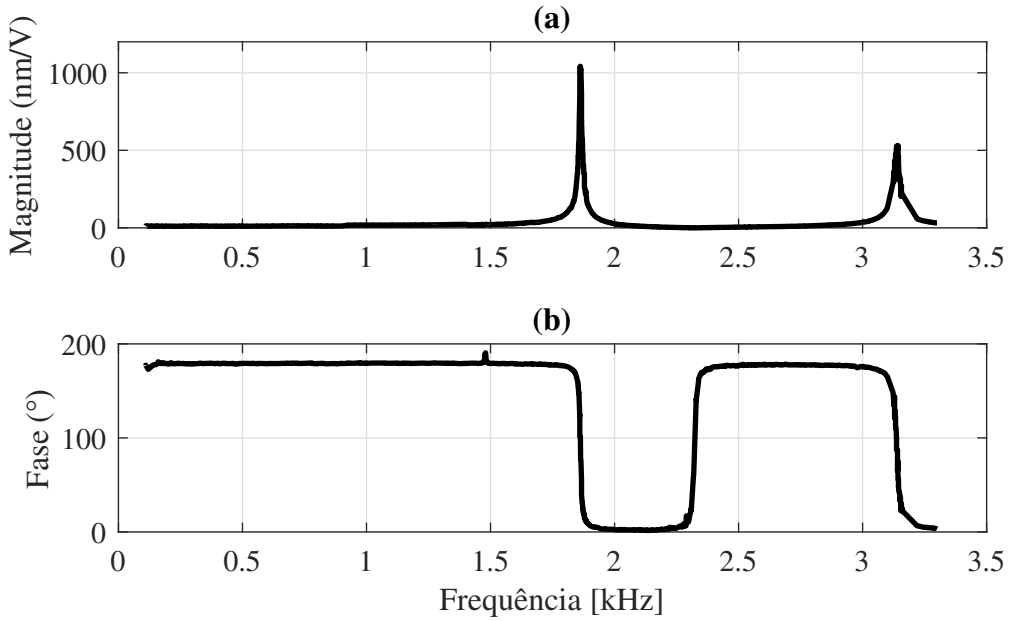
Primeiramente, para o levantamento da resposta em frequência para o suporte C fixado por EVA em cima e em baixo, realizaram-se aquisições do sinal de saída do interferômetro, variando-se a tensão de 0,1 V a 12 V e a faixa de frequência de 100 Hz a 3300 Hz com um passo máximo de 10 Hz. Os gráficos de resposta em frequência utilizando o *holder* fixado por espuma, Figura 60 (a), podem serem observados nas Figuras 61 e 62 excitando-se o PZT-X, e nas Figuras 63 e 64, excitando-se o PZT-Y. Destes gráficos obtém-se as ressonâncias predominantes em 1865 Hz e 3130 Hz, a anti-ressonância em 2300 Hz e as micro-ressonâncias do APF em 1480 Hz e 2982 Hz. Ressalta-se que não há mais a bifurcação na ressonância de 3130 Hz, ou seja, este fenômeno era causado pelo conjunto do poste com o sistema de ajuste do suporte C, provavelmente pelo parafuso de fixação (ver Figura 38) cuja dimensão é da ordem de grandeza dos elementos do atuador.

Da mesma forma que no sistema preso por parafuso, a micro-ressonância em 2982 Hz não pôde ser observada com excitação da cerâmica PZT-X (Figuras 61 e 62), mas apenas com excitação da cerâmica PZT-Y (Figuras 63 e 64).

Por sua vez, a micro-ressonância espúria, que estava em 310 Hz, deslocou-se para frequência de 113 Hz. Este resultado comprova que a esta micro-ressonância é proveniente da estrutura externa ao *holder*, e, como efeito do abatimento do acoplamento mecânico entre este último e o restante do suporte (sistema de ajuste e poste) obteve-se mudanças em todas as frequências de ressonância. Conjectura-se que tal estrutura externa seja o conjunto formado pelo estágio de

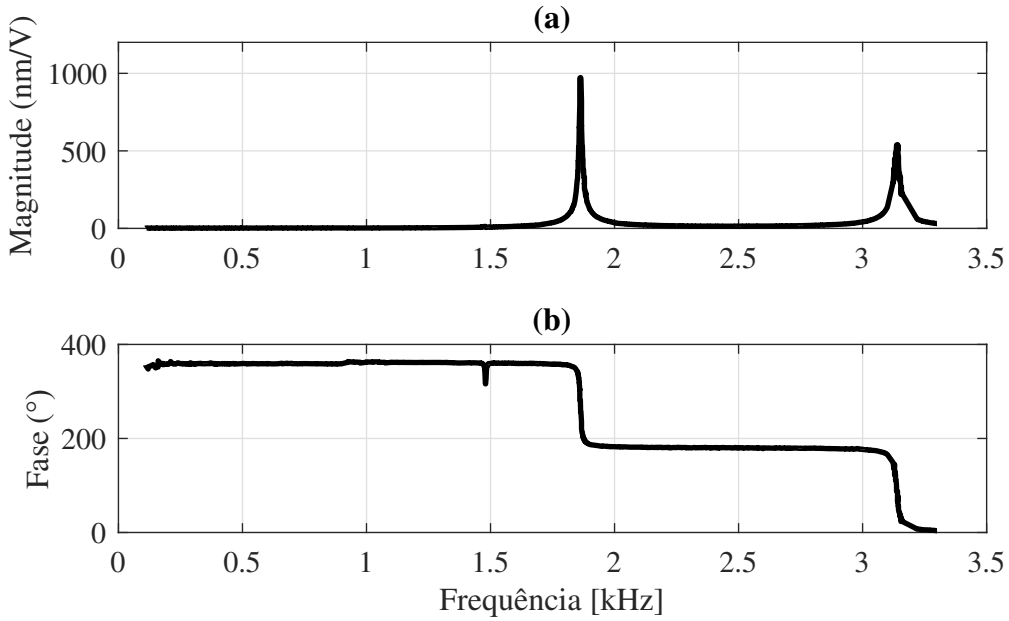
ajuste de *tilt* + poste de sustentação, cujas dimensões são suficientemente grandes para gerar ressonâncias de baixas frequências. A substituição do parafuso pelo EVA na porção superior do *holder* amenizou o problema, mas ainda não eliminou a microrressonância de baixa frequência.

Figura 61 - Amplitude do deslocamento direto ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase.



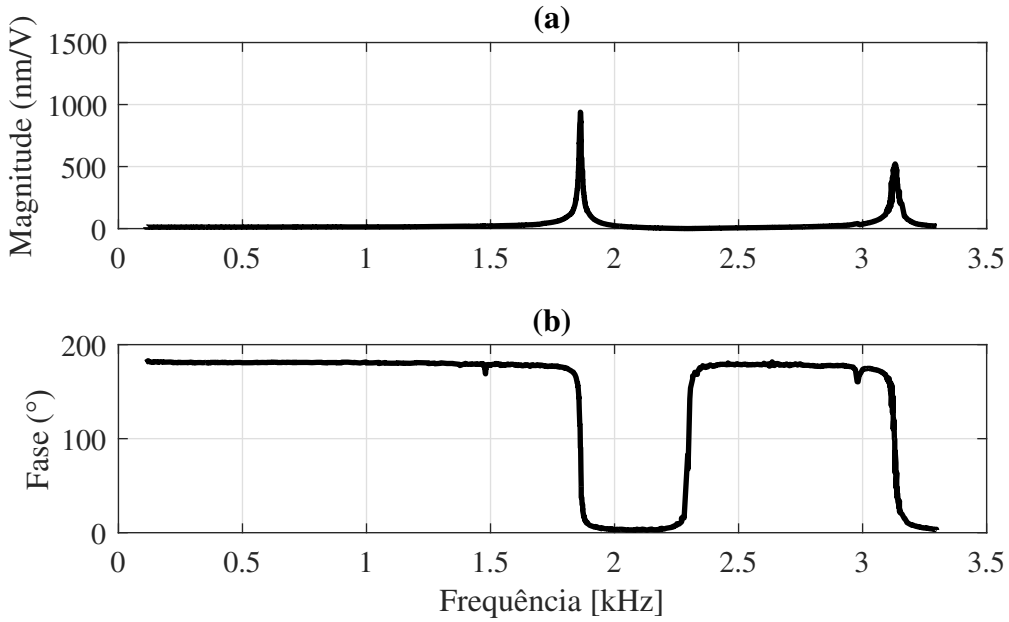
Fonte: do próprio autor.

Figura 62 - Amplitude do deslocamento acoplado ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase.



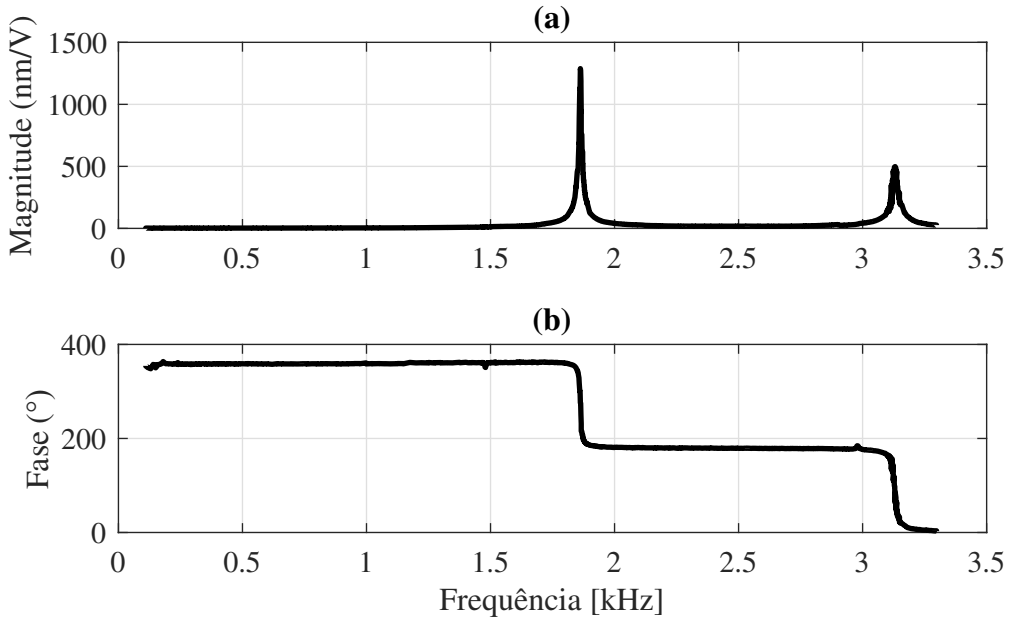
Fonte: do próprio autor.

Figura 63 - Amplitude do deslocamento direto ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

Figura 64 - Amplitude do deslocamento acoplado ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

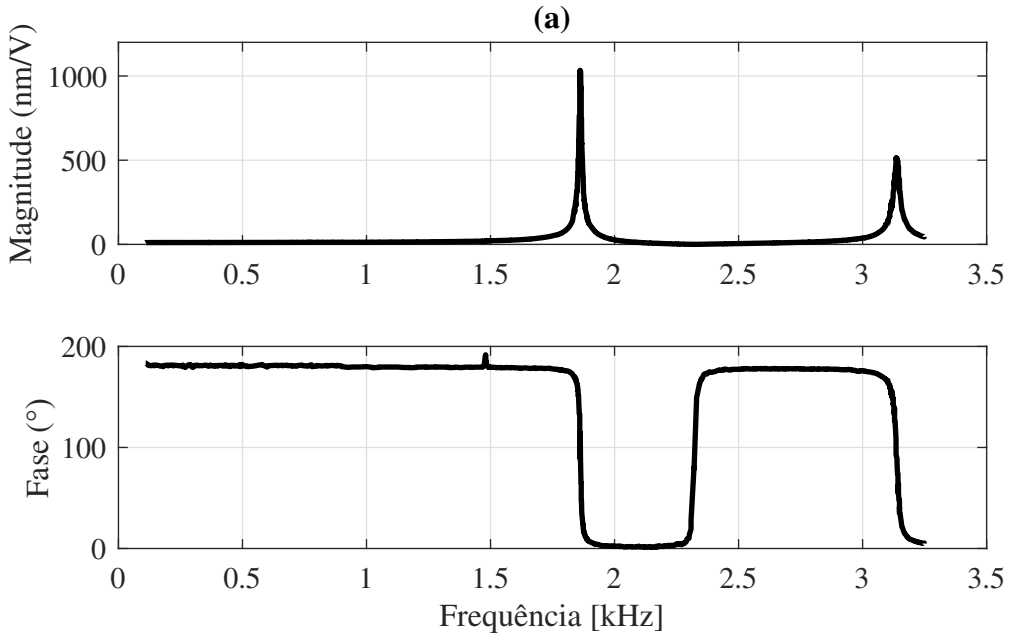
A questão agora é como reproduzir o sistema da Figura 49 na prática. Para isto, testou-se a segunda proposta, da Figura 60 (b), com o *holder* C sustentado pelo EVA na parte de baixo. Como a EVA é muita porosa, má condutora de vibração, esta proposta se assemelha ao da Figura 60 (b).

Para o levantamento da resposta em frequência para o suporte C apoiado por EVA, realizaram-se aquisições do sinal de saída do interferômetro, variando-se a tensão de 0,05 V a 12 V e a faixa de frequência de 100 Hz a 3250 Hz, com um passo máximo de 10 Hz. Novamente, ressalta-se que esta configuração é a que mais se assemelha à simulação realizada com o *holder* C, Figuras 50 a 53, e, dessa forma, esperam-se resultados semelhantes.

Os gráficos de resposta em frequência utilizando o *holder* apoiado por espuma, Figura 60 (b), podem serem observados nas Figuras 65 a 68.

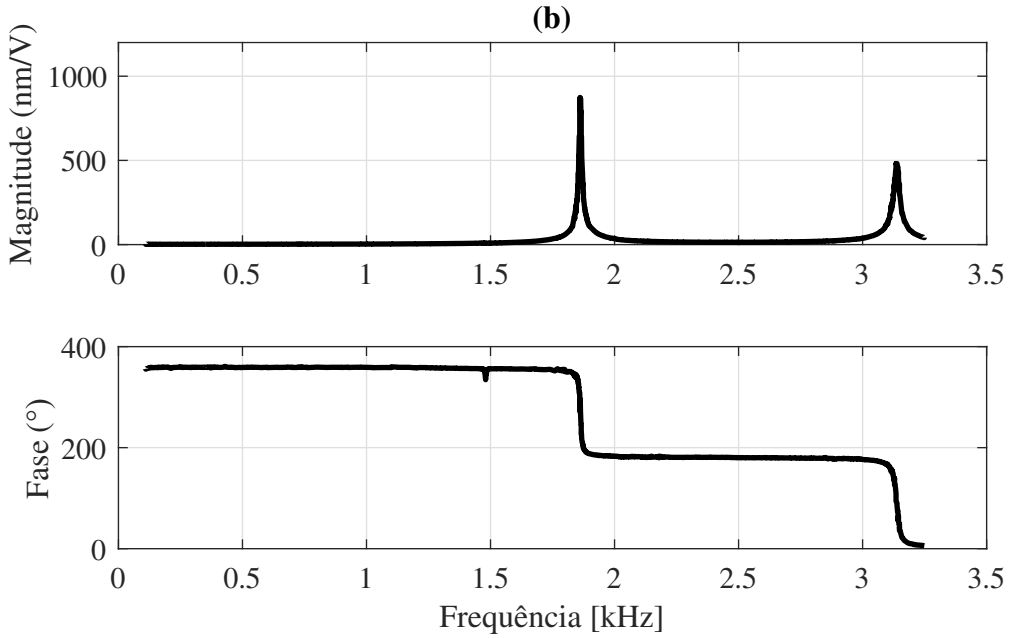
Destes gráficos obtêm-se as ressonâncias predominantes em 1865 Hz e 3130 Hz, a anti-ressonância em 2300 Hz e as micro-ressonâncias do APFMA em 1480 Hz e 2980 Hz, ou seja, praticamente os mesmos valores obtidos com o sistema anterior. Porém, não se observou a micro-ressonância espúria de baixa frequência, que estava em 113 Hz.

Figura 65 - Amplitude do deslocamento direto ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase.



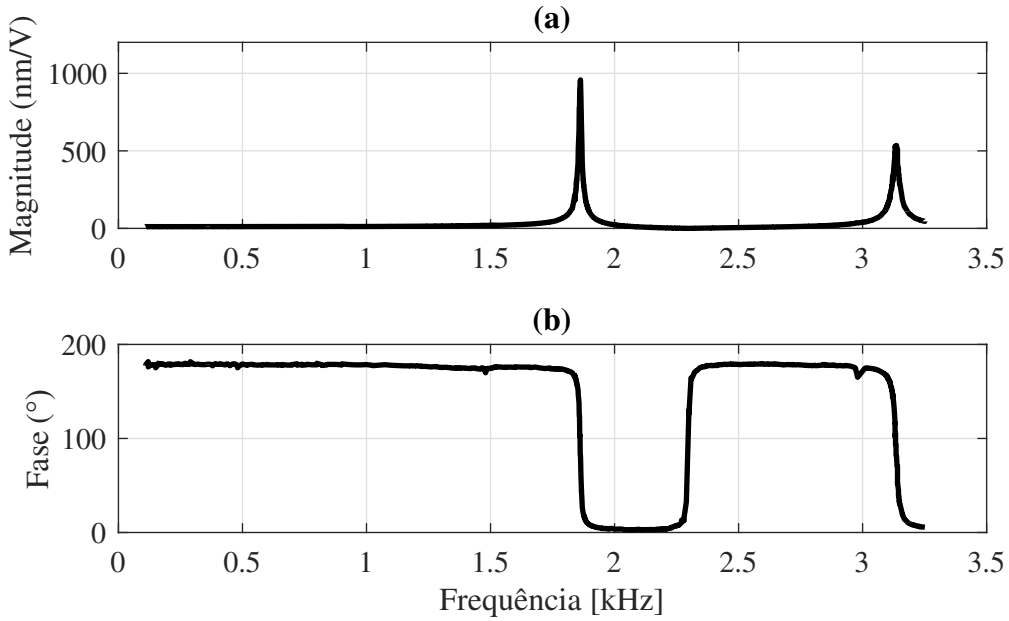
Fonte: do próprio autor.

Figura 66 - Amplitude do deslocamento acoplado ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase.



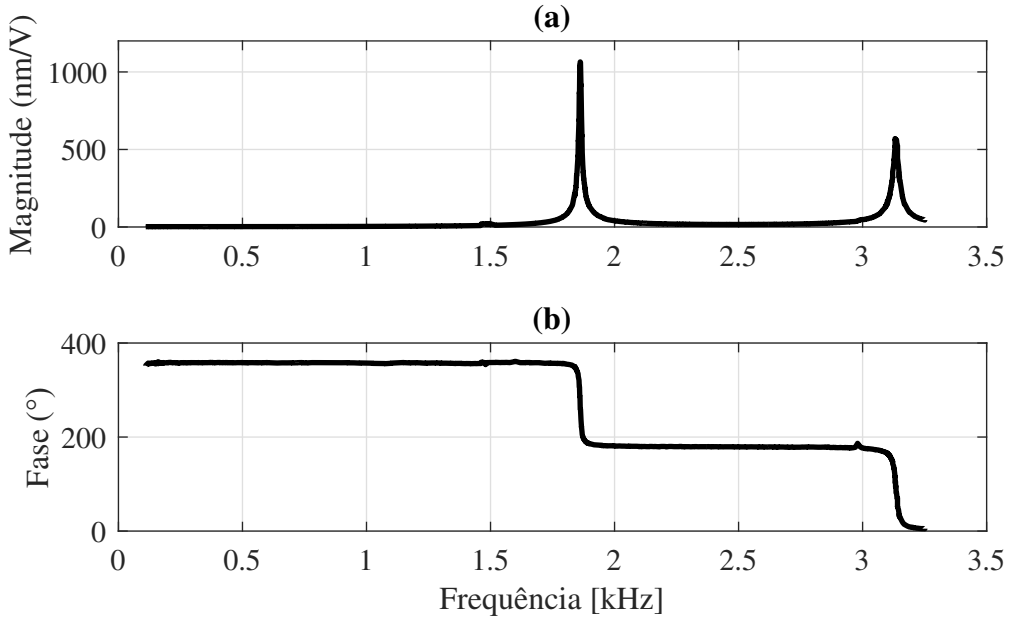
Fonte: do próprio autor.

Figura 67 - Amplitude do deslocamento direto ΔY. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

Figura 68 - Amplitude do deslocamento acoplado ΔX. (a) Magnitude. (b) Fase.



Fonte: do próprio autor.

Na Tabela 4 é realizada a comparação entre os resultados obtidos para as frequências im-

portantes obtidas pelo arranjo simulado da Figura 49, e, experimentalmente, usando o arranjo da Figura 60 (b). As discrepâncias ficaram abaixo de 10,7 %, e, possivelmente se devem a diferenças entre os coeficientes piezoelétricos usados no COMSOL e os da piezocerâmica PZT-5A da *American Piezoceramics*; ou ainda, pelas propriedades, prática e do COMSOL, da resina epóxi. Outro fator importante, é que o APFMA-XY emprega dois espelhos colados aos pontos de medição, algo que não foi levado em conta nas simulações.

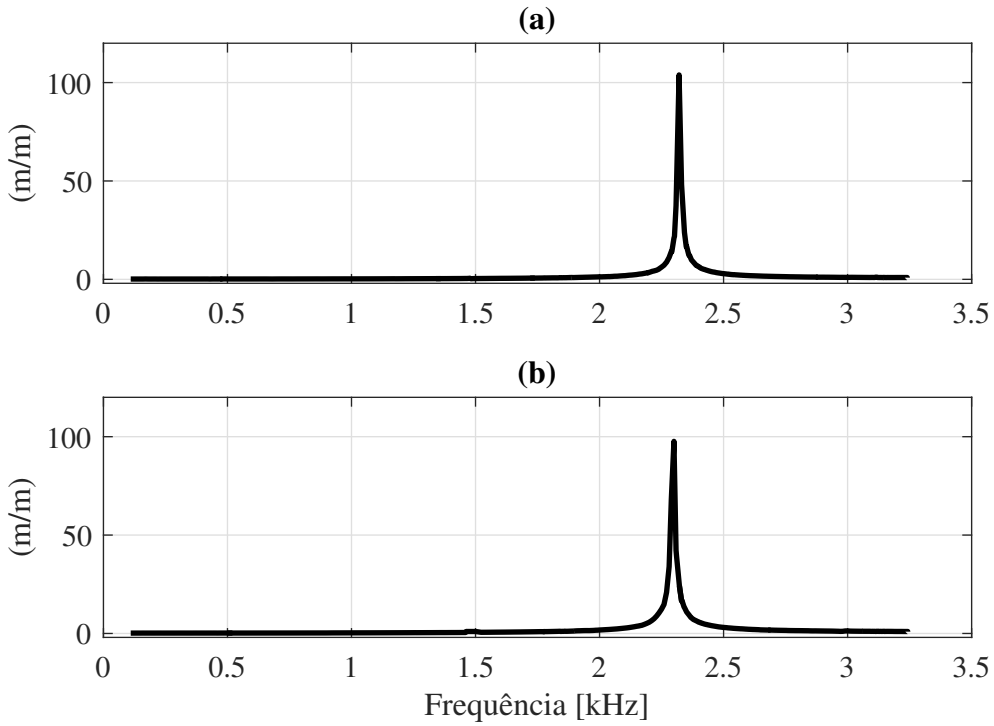
Tabela 4 - Frequências importantes para o APFMA-XY.

	Simulação [Hz]	Experimento [Hz]	Discrepância
1ª ressonância	1685	1865	10,7 %
2ª ressonância	3300	3130	5,15 %
1ª microrressonâcia	1637	1480	9,6 %
2ª microrressonâcia	3167	2980	5,9 %
Anti-ressonância	2355	2300	2,3 %

Fonte: do próprio autor.

Dos gráficos de resposta obtidos levantou-se a resposta em frequência dos fatores de acoplamento S_{xy} e S_{yx},como definidos em (6) e (7). Estes gráficos podem ser observados nas Figuras 69 (a) e (b), respectivamente.

Figura 69 - Resposta em frequência dos fatores de acoplamento. (a) S_{xy}. (b) S_{yx}.



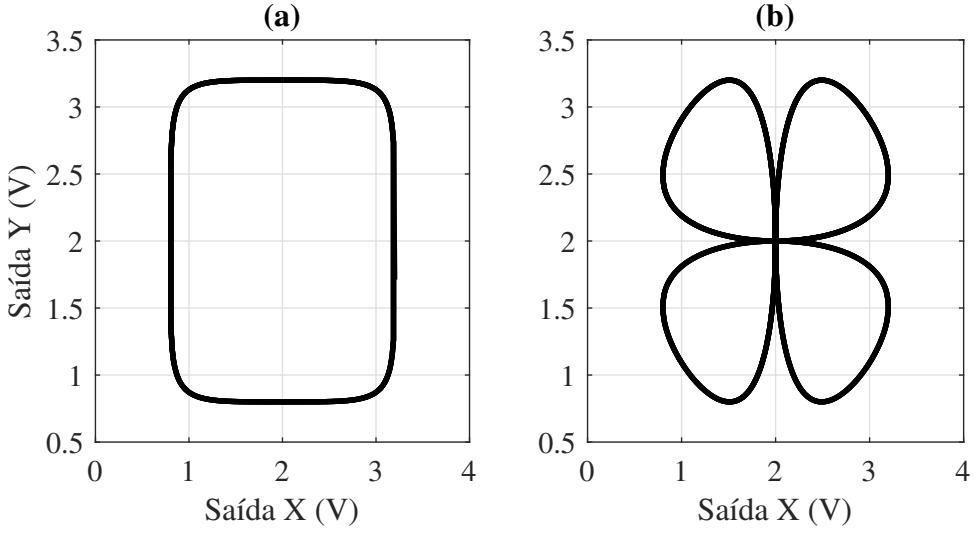
Fonte: do próprio autor.

Estes resultados revelam que o sistema de fixação de um APFMA pode alterar significativamente suas características de resposta em frequência. Deste modo, o levantamento da resposta em frequência de um APFMA deve ser realizado utilizando-se suportes com massas e geometrias diferentes entre si, possibilitando a comparação entre os resultados e a verificação se estes estão influenciando ou não na resposta em frequência. Caso haja influência deve-se optar sempre a suportes que possuam massa elevada quando comparada à do APFMA, assim a massa inercial do suporte proporciona um amortecimento ao sistema.

5.5 APFMA-XY como Motor Piezoelétrico

Para que o APFMA opere como um motor o seu *tip* deve se deslocar de forma elíptica no espaço. Uma forma de verificar a forma do deslocamento gerado é obtendo-se as figuras de Lissajous obtida a partir dos sinais de saída dos interferômetros. Uma simulação das figuras de Lissajous formadas a partir de sinais interferométricos defasados de 90° pode ser observada na ilustração das Figuras 70 (a) e (b). Nestas simulações variou-se apenas as amplitudes dos sinais de entrada.

Figura 70 - Simulação da figura de Lissajous formada pelos sinais de saída dos interferômetros. (a) Amplitude de excitação igual a $\pi/2$. (b) Amplitude de excitação igual a π.



Fonte: do próprio autor.

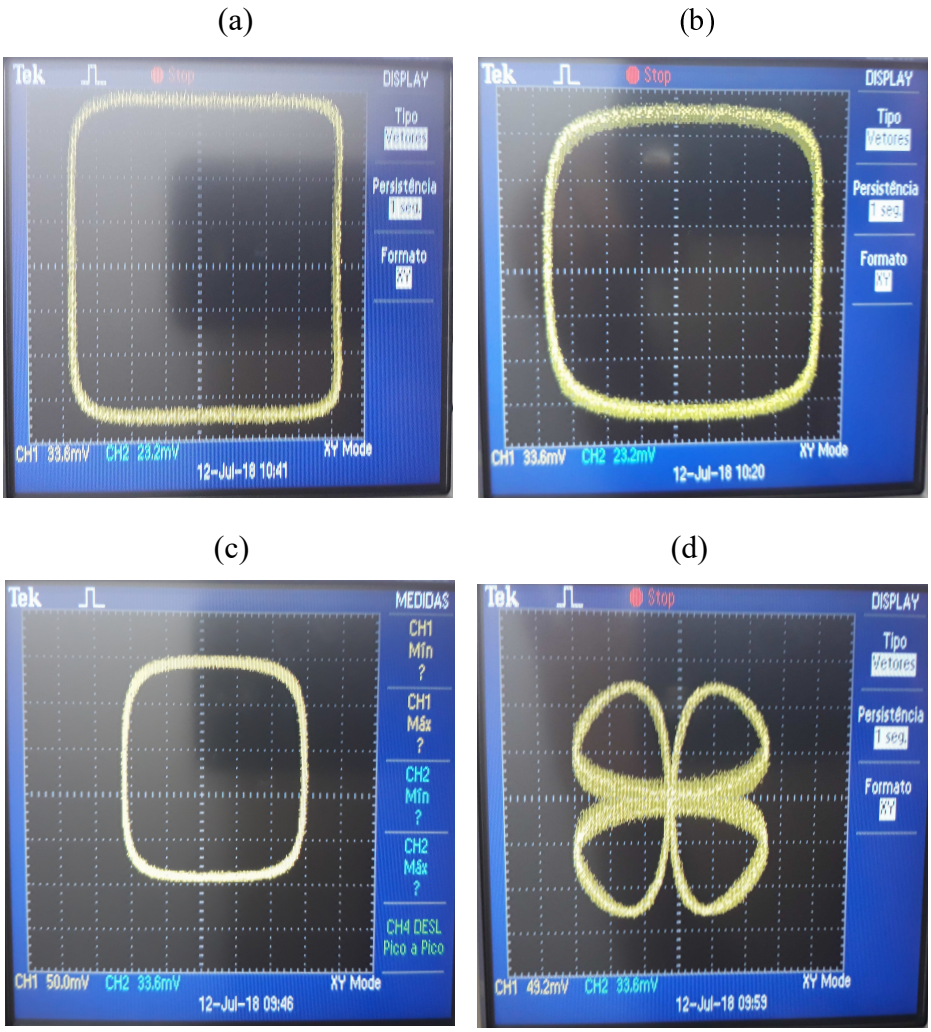
Estas figuras podem ser obtidas quando os interferômetros estão em condição de quadratura de fase ($\phi_0 = \pi/2$), seus sinais estão defasados de 90° e com índice de modulação de fase iguais a $\pi/2$ e π, respectivamente.

Utilizando dois geradores de sinais, um fornecendo uma tensão V_x conectado a cerâmica PZT-X e outro fornecendo uma tensão V_y conectado a cerâmica PZT-Y, foi possível obter algumas fotografias da tela do osciloscópio no modo XY, com os sinais de saída do interferômetro nas condições mencionadas anteriormente. Estas fotografias podem ser observadas na Figura 71.

No entanto, as figuras de Lissajous não permitem a observação direta do deslocamento do *tip* do APFMA. Dessa forma, realizaram-se aquisições dos sinais elétricos de entrada e saída dos interferômetros.

Nesta etapa do trabalho realizaram-se medidas utilizando o suporte C e o *holder* (ver Figura 38) fixado por meio do parafuso, e não por espumas. Nesta situação, a anti-ressonância se deslocou para a frequência de 2148 Hz. No entanto, estas pequenas mudanças nas frequências de ressonância não interferem diretamente nestes resultados, uma vez que as ressonâncias espúrias já foram eliminadas.

Figura 71 - Fotografia das saídas dos interferômetros operando como motor. (a) 500 Hz. (b) 1650 Hz. (c) 1248 Hz. (d) 1248 Hz

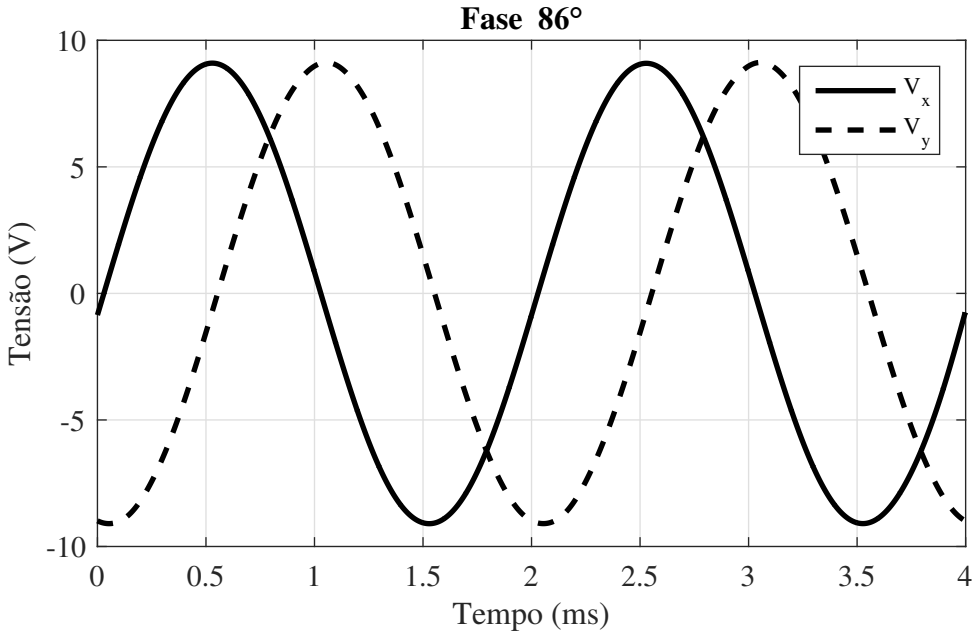


Fonte: do próprio autor.

Ressalta-se que há duas maneiras de operar o APFMA da Figura 20 como motor: a primeira consiste em aplicar tensões senoidais V_x e V_y defasadas de 90° entre si, porém, a defasagem entre os deslocamentos de saída ΔX e ΔY irá depender do fator de acoplamento, (6) ou (7,) do APFMA; a segunda maneira consiste em utilizar os dados de resposta em frequência para definir a defasagem entre os deslocamentos de saída ΔX e ΔY.

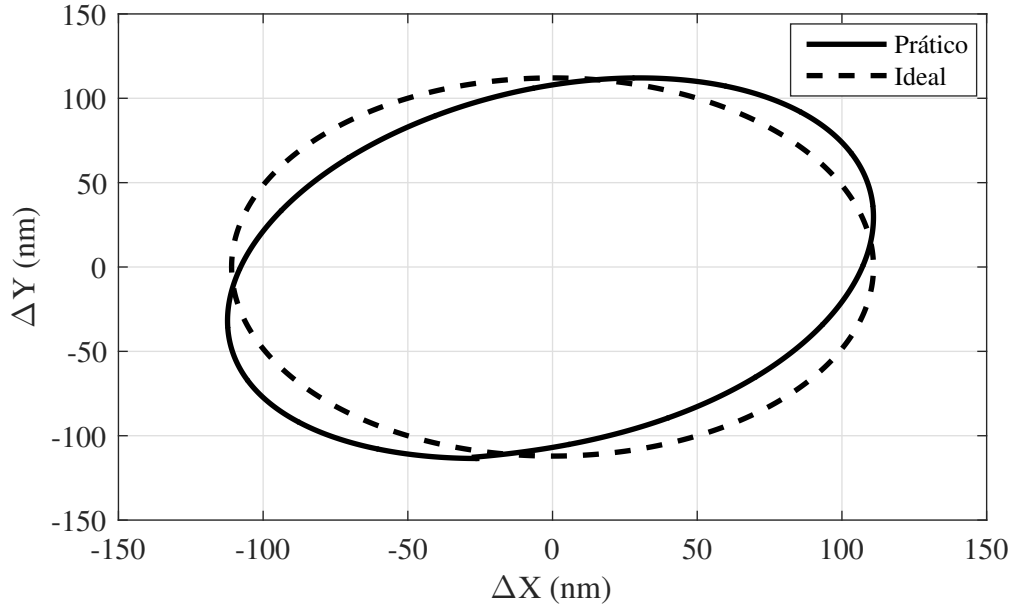
Como exemplo, realizou-se uma aquisição dos sinais das entradas, defasados de 86°, e das saídas do interferômetro, e efetuou-se a sua demodulação. Os sinais das tensões de entrada podem ser observados nos gráficos da Figura 72, e, na Figura 73, pode ser observado o deslocamento espacial gerado pelo APFMA.

Figura 72 - Tensões de entrada. APF operando como motor em 500 Hz.



Fonte: do próprio autor.

Figura 73 - Deslocamento espacial nos eixos X e Y.



Fonte: do próprio autor.

O deslocamento elíptico obtido no gráfico da Figura 73 foi obtido aplicando tensões defa-

sadas de 86°, no entanto, a inclinação dessa elipse não está relacionada com a diferença de 4° na defasagem dos sinais de entrada, e sim ao acoplamento existente nos dois mecanismos de geração X e Y. A equação (18) relaciona estes parâmetros,

$$\begin{bmatrix} \Delta X \\ \Delta Y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_{xx} & M_{yx} \\ M_{xy} & M_{yy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_x \\ V_y \end{bmatrix}. \tag{18}$$

onde V_x e V_y são as tensões aplicadas às piezocerâmicas PZT-X e PZT-Y, respectivamente. A tensão na cerâmica PZT-X é do tipo $V_x = A_x \sin(2\pi f_s t)$ e, analogamente, para a cerâmica PZT-Y, a tensão é do tipo$V_y = A_y \sin(2\pi f_s t + \alpha)$, sendo α a defasagem entre os sinais de entrada, f_s é a frequência dos sinais aplicados e A_x e A_y são suas amplitudes. Quando $A_x = A_y = A_n$, tem-se:

$$\Delta X = A_n[M_{xx} \sin(2\pi f_s t) + M_{yx} \sin(2\pi f_s t + \alpha)] \tag{19}$$

e

$$\Delta Y = A_n[M_{xy} \sin(2\pi f_s t) + M_{yy} \sin(2\pi f_s t + \alpha)]. \tag{20}$$

Dessa forma, quando $A_x = A_y$, α se torna a única variável das tensões de entrada que gera defasagem nos deslocamentos ΔX e ΔY, e assim, estes podem ser escritos na forma complexa de acordo com as equações (21) e (22):

$$\Delta X = A_n[M_{xx} + M_{yx} e^{(j\alpha)}] \tag{21}$$

e

$$\Delta Y = A_n[M_{xy} + M_{yy} e^{(j\alpha)}]. \tag{22}$$

De uma forma genérica (21) e (22) podem ser escritos como:

$$\Delta X = |\Delta X| e^{(j\theta_x)}, \tag{23}$$

$$\Delta Y = |\Delta Y| e^{(j\theta_y)}, \tag{24}$$

onde θ_x e θ_y são as fases dos deslocamentos ΔX e ΔY, respectivamente.

Para o caso de um deslocamento de saída defasado de 90°, tem-se que $\theta_x - \theta_y = \pm 90°$, e, dividindo a equação (23) pela (24) resulta:

$$\frac{\Delta X}{\Delta Y} = \frac{|\Delta X|}{|\Delta Y|} e^{j(\theta_x - \theta_y)} = \frac{|\Delta X|}{|\Delta Y|} e^{\pm j90^\circ} = \pm j \frac{|\Delta X|}{|\Delta Y|} \tag{25}$$

Deste modo, a razão $\Delta X/\Delta Y$ terá parte real nula quando a defasagem entre os sinais de saída for 90°

Na frequência de $f_s = 500$ Hz os parâmetros de magnitude do APFMA-XY possuem aproximadamente os valores $M_{xx} = -12,1(nm/V)$, $M_{xy} = 2,2(nm/V)$, $M_{yy} = -12,4(nm/V)$ e $M_{yx} = 2,7(nm/V)$, obtidos pelos gráficos das Figuras 56, 57, 58 e 59, respectivamente. O sinal de menos decorre da fase 180°. Para qualquer valor de A_n, (21) e (22) conduzem a:

$$\frac{\Delta X}{\Delta Y} = \frac{-12,1 + 2,7.e^{(j\alpha)}}{2,2 - 12,4.e^{(j\alpha)}}. \tag{26}$$

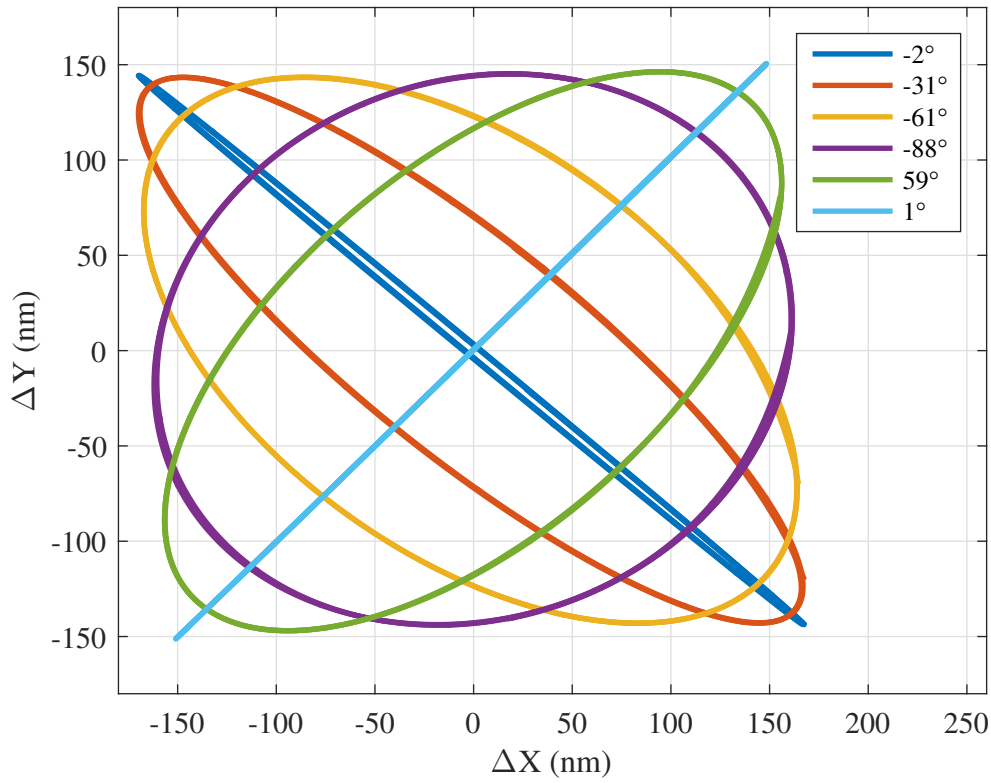
Por meio da equação (26) determina-se o angulo de defasagem α. Para o caso de um deslocamento de saída defasado de 90° devem ser aplicadas tensões senoidais com $\alpha = 67,3^\circ$ (valor em que a expressão (26) possui parte real nula).

Numa outra abordagem, recorde-se (seção 5.3) que a anti-ressonância, na frequência de 2148 Hz, permite que o APFMA-XY opere como motor piezoelétrico sem a necessidade dos cálculos utilizados anteriormente. Neste caso, $M_{xx} = M_{yy} = 0$, e as defasagens entre os sinais de entrada serão transferidas diretamente para os deslocamentos ΔX e ΔY, pois $\theta_x = \alpha$ e $\theta_y = 0$. Deste modo, obtém-se:

$$\begin{bmatrix} \Delta X \\ \Delta Y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -16.3 \\ -13 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_x \\ V_y \end{bmatrix}. \tag{27}$$

A Figura 74 exibe os gráficos dos deslocamentos espaciais obtidos para diferentes valores de defasagem entre os sinais de entrada do APFMA, sendo que as amplitudes das tensões aplicadas foram de 9 V. Para gerar estas curvas foi utilizada a segunda abordagem, onde o APFMA opera na anti-ressonância, pois esta é a maneira mais simples deste atuador operar como motor piezoelétrico para qualquer defasagem desejada entre os deslocamentos de saída ΔX e ΔY.

Figura 74 - Deslocamento espacial do APFMA operando como motor na anti-ressonância, frequência de 2148 Hz. As fases entre os sinais de entrada α estão na legenda da figura.



Fonte: do próprio autor.

Deste gráfico, nota-se que a fase entre os deslocamentos de saída ΔX e ΔY correspondem à fase entre os sinais de entrada, ou seja, a operação na anti-ressonância do APFMA-XY como motor piezoelétrico ocorre de forma direta, sem a necessidade de cálculos intermediários da fase α.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

6.1 Conclusões

O levantamento da resposta em frequência por meio da medição da admitância elétrica constitui uma metodologia consagrada de se mensurar as frequências de ressonâncais de estruturas piezoelétricas. No entando, em alguns trabalhos desenvolvidos pelo grupo do LOE no passado próximo, as medições da admitância não tornaram evidentes todas as ressonâncias presentes em APFs (MENEZES, 2009; SAKAMOTO, 2006), ocasionando interpretações equivocadas sobre a natureza das "micro-ressonâncias" observadas. Com o método interferométrico usado nesta dissertação, e, com auxílio de simulações através do MEF, foi possível distinguir as micro-ressonâncias espúrias das naturais, tanto de APFs como de APFMAs.

As alterações na resposta em frequência desses atuadores piezoelétricos, causadas por suas estruturas de fixação não são regularmente discutidos na literatura, fato que alertou o autor sobre a importância do tema. Possivelmente, a razão histórica para que tal assunto ainda não tenha sido merecedor de discussão, é que nem todos os grupos de pesquisa têm a seu dispor um interferômetro, ao contrário de um analisador de impedâncias vetorial, instrumento mais consolidado na área de atuadores piezoelétricos. Além disso, numa primeira apreciação, não parece fazer sentido se importar com a repercussão que vibrações cujas amplitudes são tão reduzidas (na faixa de nm), e desenvolvidas por estruturas tão pequenas e leves (como os atuadores aqui estudados), pudessem exercer sobre elementos tão grandes e pesados, como os postes e plataformas cinemáticas de fixação e movimento, a ponto de fazê-los entrar em ressonância e influenciar a resposta a resposta em frequência de projeto do atuador.

A princípio, foi necessário comprovar a veracidade de tais influências sobre a resposta em frequência, e, as medidas utilizando os suportes denominados no texto como A e B o fizeram de forma esclarecedora, pois utilizou-se o mesmo atuador (APFMA-XY) e o mesmo método de detecção de fase óptica, baseado na inversão de funções trigonométricas inversas, para ambos os testes, mudando-se apenas os suportes de fixação. Estes resultados divergiram com os obtidos por Galeti et al. (2013) e com as simulações realizadas com MEF utilizando uma "fixação ideal", revelando que quaisquer dos resultados não poderiam ser utilizados como parâmetro em montagens futuras, pois não haveria garantias de que o atuador seria fixado da mesma forma. Embora os testes com os suportes A e B não tenham levado a resultados exitosos, tiveram uma função pedagógica: elementos com dimensões físicas maiores, como o comprimento do poste, induzem ressonâncias de baixas frequências, prejudicando a operação do atuador em sua banda passante. Por exemplo, estima-se que a ressonância na frequência de 306 Hz na Figura 42 (b),

a mais intensa no espectro, se deva ao comprimento do poste, em vista de não haver algum outro elemento acoplado ao APFMA cujas dimensões pudessem gerar tal ressonâncias. As demais ressonâncias, em frequências abaixo de aproximadamente 1600 Hz (e que não deveriam estar presentes), provavelmente se devam aos elementos constituintes do sistema de ajuste de *tilt* (Figuras 35 e 36) . As ressonâncias espúrias, entre aproximadamente 1600 Hz e 3300 Hz, provavelmente se devam a elementos cujas dimensões sejam da ordem de grandeza do APFMA propriamente dito, ou seja, à parafusos de fixação, ao *holder*, etc.

Na tentativa de propor solução para este problema este problema confeccionou-se o aqui chamado suporte C, com dimensões físicas muito grandes (por exemplo, um poste de 30 cm) e uma massa inercial mais elevada do que os suportes tradicionais e muito superior à massa do APFMA.

Diante da metodologia de medição simultânea do deslocamento em dois pontos distintos no espaço, proporcionada pela configuração do interferômetro de Michelson duplo, realizaram-se medidas de resposta em frequência para deslocamentos com três suportes diferentes, sendo que, em um deles, utilizou-se três sistemáticas diferentes para fixação do *holder*, utilizando-se contado direto entre componentes metálicos ou intercalados por espumas de EVA. Todas as mudanças realizadas na estrutura de fixação do APFMA resultaram em alterações da resposta em frequência. Dessa forma, concluiu-se que a caracterização obtida não é propriamente de um dado APFMA isolado, e sim, do conjunto composto pelo APFMA e suporte de fixação ao *breadboard*.

No entanto, foi possível obter uma sistemática que permite obter uma resposta em frequência experimental que concorda com à obtida via simulação do atuador isolado. Primeiramente, deve ser observado se o atuador em questão possui eixo de simetria em relação ao seu ponto de fixação. Caso possua simetria, este deve ser fixado de forma a se minimizar a força de contato do atuador com seu *holder*. Neste trabalho foi utilizada espuma de EVA para fixar o atuador PFX-2, o que foi o bastante para que os resultados ficassem em conformidade com o esperado. Esse procedimento se justifica pelo fato do APF possuir simetria, e uma fixação fora deste ponto irá gerar um deslocamento desbalanceado.

Para um atuador que não possui eixo de simetria em relação ao ponto de fixação, como é o caso do APFMA-XY, deve-se usar um suporte rígido e com grande massa. O aumento da rigidez do material diminui a flexão do mesmo quando o APFMA vibra. O aumento da massa aumenta a inércia e o momento de inércia do suporte, sendo necessária mais energia para que o APFMA induza algum tipo de vibração no suporte.

Contudo, embora o suporte C utilizado neste trabalho para fixar o APFMA-XY possuir rigidez e massa elevadas, mesmo assim, havia uma micro-ressonância espúria na faixa de centenas de hertz (entre 113 Hz e 310 Hz). A utilização da espuma EVA para fixar e apoiar o *holder* C foi utilizada para se comprovar que esta micro-ressonância espúria é proveniente do poste e/ou

sistema de ajuste do suporte C, pois estes possuem geometrias complexas, com partes móveis e molas. Então deve-se ter preferência por suportes mais simples, sem muitas articulações e estágios de movimentação.

O procedimento de supressão das ressonâncias espúrias da curva de resposta em frequência permitiu que o APFMA-XY operasse como um motor piezoelétrico, podendo ser definidas as amplitudes e a fase dos sinais de saída ΔX e ΔY por meio de um controle passivo estabelecido pelos parâmetros M_{xx}, M_{yx}, M_{xy} e M_{yy} da equação do movimento (18). Este experimento fez parte de um estudo preliminar, onde se avaliou a possibilidade de se adaptar um atuador, originalmente projetado para atuar como deslocador XY, para operar como motor piezoelétrico. Esta linha de pesquisa deve prosseguir no doutorado do candidato.

Como consideração final, é importante que os usuários de atuadores piezoelétricos comecem a dar atenção ao sistema de suporte utilizado, a depender da sua aplicação. Como mostrado na dissertação, o comportamento do atuador pode divergir do comportamento esperado, tornando o sistema de suporte parte integrante da resposta do atuador. Como visto no texto, por vezes, um simples parafuso a mais (ver Figura 38, o parafuso de fixação do *holder*), pode induzir ressonâncias espúrias dentro da faixa das ressonâncias legítimas do APFMA.

6.2 Sugestões Para Trabalhos Futuros

Com o intuito de dar continuidade ao estudo realizado neste trabalho e visando o aperfeiçoamento dos resultados obtidos até o momento, sugere-se para trabalhos futuros:

- Verificar a existência de ressonâncias do APFMA em frequências superiores à 3500 Hz, que possuam características elípticas de vibração (KUROSAWA et al., 1998);
- A confecção de um suporte robusto, de preferência de aço, composto por um bloco único que não possua partes móveis, sistemas de ajustes e que admita apenas uma forma de fixar o APFMA-XY. Dessa forma, este sistema composto pelo atuador e o suporte sempre apresentarão a mesma resposta em frequência, independentemente da aplicação ou plataforma de na qual for fixado;
- Implementação de um sistema de aquisição e processamentos de dados em tempo real, possibilitando que o APF opere como motor piezoelétrico com velocidade variável de forma automática, utilizando os dados da equação (18);
- Emprego de técnicas de controle realimentado, em substituição à equação (18), para investigar o efeito do deslocamento acoplado sobre o movimento do deslocador APFMA-XY;

- Confecção de um rotor para o APFMA-XY e, deste modo, realizar medidas de força, velocidade e precisão do sistema;

REFERÊNCIAS

BALLATO, A. Piezoelectricity: old effect, new thrusts. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, Pistacaway, v. 42, n. 5, p. 916–926, 1995.

BARBOSA, F. de A. A.; NADER, G.; HIGUTI, R. T.; KITANO, C.; SILVA, E. C. N. A simple interferometric method to measure the calibration factor and displacement amplification in piezoelectric flextensional actuators. *Controle e Automação*, Campinas, v. 21, n. 4, p. 577–587, 2010.

BARNES, T.; EIJU, T.; CHEUNG, D.; WU, C. Phase measurement accuracy of feedback interferometers. *Optics and Lasers in Engineering*, London, v. 38, n. 6, p. 387 – 404, 2002.

BERGANDER, A.; DRIESEN, W.; VARIDEL, T.; BREGUET, J.-M. Development of miniature manipulators for applications in biology and nanotechnologies. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON INTELLIGENT ROBOTS AND SYSTEMS (IROS 03), 2003, [S. l.] *Proceedings...* Pistacaway: IEEE, 2003. p. 11–35.

BITOU, Y. High-accuracy displacement metrology and control using a dual Fabry-Perot cavity with an optical frequency comb generator. *Precision Engineering*, Philadelphia, v. 33, n. 2, p. 187–193, 2009.

BORN, M.; WOLF, E. *Principles of Optics*. 7. ed. New York: Cambridge University, 1999.

BRUGGER, J. Nanotechnology impact on sensors. *Nanotechnology*, IOP Publishing, v. 20, n. 43, p. 430206, 2009.

BRUNDAVANAM, M. M.; VISWANATHAN, N. K.; RAO, D. N. Nanodisplacement measurement using spectral shifts in a white-light interferometer. *Applied Optics*, Washington, v. 47, n. 34, p. 6334–6339, 2008.

CAI, C.; ZHENG, H.; KHAN, M.; HUNG, K. Modeling of material damping properties in ANSYS. In: ANSYS CONFERENCE, 2002, [S. l.]. *Proceedings...* [S.l.: s.n.], 2002. p. 9–11.

CARBONARI, R. C. *Projeto de atuadores piezelétricos flextensionais usando o método de otimização topológica.* 2003. 190 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) — Escola Politécnica, Universidade de São Paulo - USP, São Paulo, 2003.

CARBONARI, R. C. *Projeto de multi-atuadores piezelétricos homogêneos e gradados utilizando o método de otimização topológica*. 2007. 250 f. Tese (Doutorado em Engenharia) — Escola Politécnica, Universidade de São Paulo - USP, São Paulo, 2007b.

CARBONARI, R. C.; NADER, G.; NISHIWAKI, S.; SILVA, E. C. N. Experimental and numerical characterization of multi-actuated piezoelectric device designs using topology optimization. In: SPIE SMART STRUCTURES AND MATERIALS; NONDESTRUCTIVE EVALUATION AND HEALTH MONITORING, 2005, San Diego. *Proceedings…* [S. l.: s. n.], 2005. p. 5764.

CARBONARI, R. C.; SILVA, E. C.; NISHIWAKI, S. Optimum placement of piezoelectric material in piezoactuator design. *Smart materials and structures*, Bristol, v. 16, n. 1, p. 207, 2007a.

CARBONARI, R. C.; SILVA, E. C.; PAULINO, G. H. Multi-actuated functionally graded piezoelectric micro-tools design: A multiphysics topology optimization approach. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Oxford, v. 77, n. 3, p. 301–336, 2009.

CARBONARI, R. C.; SILVA, E. C. N.; NISHIWAKI, S. Design of piezoelectric multi-actuated microtools using topology optimization. *Smart Materials and Structures*, Bristol, v. 14, n. 6, p. 1431, 2005b. Disponível em: <http://stacks.iop.org/0964-1726/14/i=6/a=036>.

CARLSON, A. B.; CRILLY, P. B.; RUTLEDGE, J. C. *Communication Systems*. 4. ed. Boston: McGraw-Hill, 2002.

CHEN, W.; LIU, Y.; LIU, J.; SHI, S. A linear ultrasonic motor using bending vibration transducer with double driving feet. *Ferroelectrics*, New York, v. 400, n. 1, p. 221–230, 2010.

CHEN, X.; ZENG, X.; FAN, D.; LIU, Q.; BIE, B.; ZHOU, X.; LUO, S. Note: Phase retrieval method for analyzing single-phase displacement interferometry data. *Review of Scientific Intruments*, Maryland, v. 85, n. 026106, 2014.

CLAEYSSEN, F.; LETTY, R. L.; BARILLOT, F.; SOSNICKI, O. Amplified piezoelectric actuators: Static & dynamic applications. *Ferroelectrics*, New York, v. 351, n. 1, p. 3–14, 2007.

CONNELLY, M. J.; GALETI, J. H.; KITANO, C. Michelson interferometer vibrometer using self-correcting synthetic-heterodyne demodulation. *Applied Optics*, Washington, v. 54, n. 18, p. 5734–5738, 2015.

DENG, J.; LIU, Y.; LI, K.; SU, Q.; YU, H. A novel planar piezoelectric actuator with nano-positioning ability operating in bending-bending hybrid modes. *Ceramics International*, Elsevier, Kidlington, 2018.

DEVASIA, S.; ELEFTHERIOU, E.; MOHEIMANI, S. R. A survey of control issues in nanopositioning. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, Piscataway, v. 15, n. 5, p. 802–823, 2007.

DOGAN, A.; UCHINO, K.; NEWNHAM, R. E. Composite piezoelectric transducer with truncated conical endcaps"cymbal". *Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, IEEE Transactions on*, Pistacaway, v. 44, n. 3, p. 597–605, 1997.

GALETI, J. H. *Medição interferométrica de fase óptica através do método de segmentação do sinal amostrado*. 2012. 148 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) — Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2012.

GALETI, J. H. *Métodos de demodulação de dase aplicados a interferômetros de dois feixes realimentados*. 2016. 195 f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) — Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2016.

GALETI, J. H.; BERTON, P. L.; KITANO, C.; HIGUTI, R. T.; CARBONARI, R. C.; SILVA, E. C. N. Wide dynamic range homodyne interferometry method and its application

for piezoactuator displacement measurements. *Applied Optics*, Washington, v. 52, n. 28, p. 6919–6930, 2013.

GALETI, J. H.; HIGUTI, R. T.; SILVA, E. C. N.; KITANO, C. Nanodisplacement measurements of piezoelectric flextensional actuators using a new interferometry homodyne method. *IEEE Trans. Instrumentation and Measurement*, Pistacaway, v. 64, n. 5, p. 1256–1265, 2015b.

GALETI, J. H.; KITANO, C.; CONNELLY, M. J. Improved synthetic-heterodyne Michelson interferometer vibrometer using phase and gain control feedback. *Appl. Opt.*, Washington, v. 54, n. 35, p. 10418–10424, 2015a.

GRAY, M. B.; MCCLELLAND, D. E.; BARTON, M.; KAWAMURA, S. A simple high-sensitivity interferometric position sensor for test mass control on an advanced LIGO interferometer. *Optical and Quantum Electronics*, New York, v. 31, n. 5, p. 571–582, Jul 1999.

GUO, R.; LI, S.; AN, D.; HAN, T.; CHEN, J.; CAO, W. Comprehensive analysis of Mn: PIN-PMN-PT single crystals for class IV flextensional transducer. *Ceramics International*, Kidlington, v. 44, n. 3, p. 2864–2868, 2018.

HAGOOD, N. W.; MCFARLAND, A. J. Modeling of a piezoelectric rotary ultrasonic motor. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, Pistacaway, v. 42, n. 2, p. 210–224, 1995.

HAUSOTTE, T.; PERCLE, B.; GERHARDT, U.; DONTSOV, D.; MANSKE, E.; JÄGER, G. Interference signal demodulation for nanopositioning and nanomeasuring machines. *Measurement Science and Technology*, Bristol, v. 23, n. 7, p. 074004, 2012.

HECHT, E.; ZAJAC, A. *Optics*. 4. ed. San Francisco: Addison Wesley, 2002.

HO, S.-T.; JAN, S.-J. A piezoelectric motor for precision positioning applications. *Precision Engineering*, Philadelphia, v. 43, p. 285–293, 2016.

JING, Z.; XU, M.; WU, T.; TIAN, Z. Development of a tilt-positioning mechanism driven by flextensional piezoelectric actuators. *Review of Scientific Instruments*, Melville, v. 87, n. 8, p. 085006, 2016.

KITAGAWA, K. Single-shot surface profiling by multiwavelength interferometry without carrier fringe introduction. *Journal of Electronic Imaging*, Bellingham, v. 21, p. 21 – 21 – 10, 2012.

KUO, S.-K.; HUNG, C.-C.; LIN, C.-C.; YANG, W.-H. Development of a nano-displacement measurement system. *Measurement*, Amsterdam, v. 40, n. 3, p. 255–263, 2007.

KUROSAWA, M. K.; KODAIRA, O.; TSUCHITOI, Y.; HIGUCHI, T. Transducer for high speed and large thrust ultrasonic linear motor using two sandwich-type vibrators. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, Amsterdam, v. 45, n. 5, p. 1188–1195, 1998.

LE LETTY, R.; CLAEYSSEN, F.; BARILLOT, F.; LHERMET, N. Amplified piezoelectric actuators for aerospace applications. In: AMAS WORKSHOP ON SMART MATERIALS AND

STRUCTURES-SMART. 3., 2003, [S. l.]. *Proceedings…* [S.l.: s. n.], 2003. p. 51–62.

LEMES, A. da S. *Novas configurações de interferômetros de quadratura e de técnicas de detecção de fase óptica baseadas em PHASE UNWRAPPING*. 2014. 143 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) — Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2014.

LEÃO, J. V. F. *Interferometria óptica aplicada à medição de amplitudes de vibração manométricas em piezoatuadores flextensionais*. 2004. 157 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) — Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2004.

LIU, H.; WANG, M.; HUANG, X.; YANG, J.; ZHOU, L. Design and analysis of a flextensional piezoelectric actuator for incus-body driving type middle ear implant. *Journal of Vibroengineering*, Kaunas, v. 19, n. 5, 2017.

LIU, J.; LIU, Y.; ZHAO, L.; XU, D.; CHEN, W.; DENG, J. Design and experiments of a single-foot linear piezoelectric actuator operated in stepping mode. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Pistacaway, v. 65, n. 10, p. 8063–8071, 2018.

LIU, J.; O'CONNOR, W. J.; AHEARNE, E.; BYRNE, G. Electromechanical modelling for piezoelectric flextensional actuators. *Smart Materials and Structures*, Bristol, v. 23, n. 2, p. 025005, 2014.

LIU, Y.; CHEN, W.; FENG, P.; LIU, J. A rotary piezoelectric motor using bending vibrators. *Sensors and Actuators A: Physical*, Amsterdam, v. 196, p. 48–54, 2013.

LIU, Y.; CHEN, W.; YANG, X.; LIU, J. A T-shape linear piezoelectric motor with single foot. *Ultrasonics*, Pistacaway, v. 56, p. 551–556, 2015a.

LIU, Y.; LIU, J.; CHEN, W.; SHI, S. A U-shaped linear ultrasonic motor using longitudinal vibration transducers with double feet. *IEEE transactions on ultrasonics, ferroelectrics, and frequency control*, Pistacaway, v. 59, n. 5, p. 981–989, 2012.

LIU, Y.; XU, D.; YANG, X.; CHEN, W. Miniaturized piezoelectric actuator operating in bending hybrid modes. *Sensors and Actuators A: Physical*, Amsterdam, v. 235, p. 158–164, 2015b.

MARÇAL, L. A. P.; HIGUTI, R. T.; KITANO, C. A simplified and higher dynamic range version of the J1...J4 method for optical phase measurements. *Microwave and Optical Technology Letters*, Hoboken, v. 54, n. 2, p. 387–392, 2012b.

MARÇAL, L. A. P.; KITANO, C.; HIGUTI, R. T.; NADER, G.; SILVA, E. C. N. A high dynamic range method for direct readout of dynamic phase change in homodyne interferometers. *Measurement Science and Technology*, Bristol, v. 23, n. 12, p. 1–12, 2012a.

MARÇAL, L. A. P.; LEÃO, J. V. F.; NADER, G.; HIGUTI, R. T.; KITANO, C.; SILVA, E. C. N. Analysis of linearity and frequency response of a novel piezoelectric flextensional actuator using a homodyne interferometer and the J1 - J4 method. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, Pistacaway, v. 56, n. 3, p. 954–961, 2007.

MARTIN, R. I.; SAKAMOTO, J. M. S.; TEIXEIRA, M. C. M.; MARTINEZ, G. A.; PEREIRA, F. C.; KITANO, C. Nonlinear control system for optical interferometry based on variable structure control and sliding modes. *Opt. Express*, Washington, v. 25, n. 6, p. 6335–6348, 2017.

MENEZES, J. P. C. *Análise teórica e experimental de um método interferométrico de detecção de fase óptica auto-consistente e com elevada faixa dinâmica, aplicado à caracterização de atuadores piezoelétricos flextencionais*. 2009. 146 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) — Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2009.

NADER, G. *Desenvolvimento de técnicas de caracterização de transdutores piezelétricos.* 2002. 181 f. Tese (Doutorado em Engenharia) — Escola Politécnica, Universidade de São Paulo - USP, São Paulo, 2002.

NELSON, D. F. *Electric, Optic and Acoustic Interaction in Dielectrics*. New York: John Wiley & Sons, 1979.

NIEZRECKI, C.; BREI, D.; BALAKRISHNAN, S.; MOSKALIK, A. Piezoelectric actuation: state of the art. *The Shock and Vibration Digest*, Sage, v. 33, n. 4, p. 269–280, 2001.

NOVIKOV, Y. A.; OZERIN, Y. V.; RAKOV, A.; TODUA, P. Method for linear measurements in the nanometre range. *Measurement Science and Technology*, Bristol, v. 18, n. 2, p. 367, 2007.

ONITSUKA, K.; DOGAN, A.; TRESSLER, J. F.; XU, Q.; YOSHIKAWA, S.; NEWNHAM, R. E. Metal-ceramic composite transducer, the"moonie". *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, London, v. 6, n. 4, p. 447–455, 1995.

PAN, W.; CROSS, L. E. A sensitive double beam laser interferometer for studying high-frequency piezoelectric and electrostrictive strains. *Review of Scientific Instruments*, Melville, v. 60, n. 8, p. 2701–2705, 1989.

PANG, M.; ZHANG, M.; WANG, L. W.; ZOU, Q. L.; KUANG, W.; WANG, D. N.; LIAO, Y. B. Phase mode-matching demodulation scheme for interferometric fiber-optic sensors. *IEEE Photonics Technology Letters*, Pistacaway, v. 19, n. 1, p. 39–41, 2007.

ROSENBAUM, J. *Bulk acoustic waves, theory and devices*. London: Artech House, 1988.

SAKAMOTO, J. M. S. *Sensor em fibra ópticos aplicado à caracterização de atuadores piezoelétricos flextensionais*. 2006. 163 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) — Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2006.

SASAKI, O.; SASAZAKI, H.; SUZUKI, T. Two-wavelength sinusoidal phase/modulating laser-diode interferometer insensitive to external disturbances. *Appl. Opt.*, Washington, v. 30, n. 28, p. 4040–4045, 1991.

SHEEM, S. K.; GIALLORENZI, T. G.; KOO, K. Optical techniques to solve the signal fading problem in fiber interferometers. *Appl. Opt.*, Washington, v. 21, n. 4, p. 689–693, 1982.

SHEVTSOV, S.; KALINCHUK, V.; ZHILYAEV, I.; FLEK, M.; AKOPYAN, V.;

SAMOCHENKO, I. Dynamics of power high-stroke flextensional PZT actuator with optimized shell. Numerical and experimental study. In: EUROPEAN CONFERENCE ON STRUCTURAL DYNAMICS–EURODYN, 2014, Porto. *Proceedings…* [S.l.: s. n.], 2014. p. 1631–1638.

SHI, S.; CHEN, W.; LIU, Y.; LIU, J.; XIE, T. Design and fabrication of a linear ultrasonic motor using push-pull type L-B hybrid Langevin transducer with single foot. In: ULTRASONICS SYMPOSIUM, 2008, [S. l.]. *Proceedings…* Pistacaway: IEEE, 2008. p. 157–160.

SILVA, E. C. N.; NISHIWAKI, S.; KIKUCHI, N. Topology optimization design of flextensional actuators. *Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, IEEE Transactions on*, Pistacaway, v. 47, n. 3, p. 657–671, 2000.

SMITH, D. T.; PRATT, J. R.; HOWARD, L. A fiber-optic interferometer with subpicometer resolution for DC and low-frequency displacement measurement. *Review of Scientific Instruments*, Melville, v. 80, n. 3, p. 035105, 2009.

SUDARSHANAM, V.; SRINIVASAN, K. Linear readout of dynamic phase change in a fiber-optic homodyne interferometer. *Optics Letters*, Washington, v. 14, n. 2, p. 140–142, 1989.

TAKAMASA, S.; TAKAO, O.; OSAMI, S.; TAKEO, M. Real-time vibration measurement using a feedback type of laser diode interferometer with an optical fiber. *Optical Engineering*, Bellingham, v. 36, p. 36 – 36 – 7, 1997.

UCHINO, K. Recent trend of piezoelectric actuator developments. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON MICROMECHATRONICS AND HUMAN SCIENCE - MHS'99, 1999, [S. l.]. *Proceedings…* Pistacaway: IEEE, 1999. p. 3–9

UDD, E.; SPILLMAN JR, W. B. *Fiber optic sensors: an introduction for engineers and scientits*. New York: John Wiley & Sons, 2011.

XU, Q. Design of a large-range compliant rotary micropositioning stage with angle and torque sensing. *IEEE Sensors Journal*, Pistacaway, v. 15, n. 4, p. 2419–2430, 2015.

YAO, Q.; DONG, J.; FERREIRA, P. M. Design, analysis, fabrication and testing of a parallel-kinematic micropositioning XY stage. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, New York, v. 47, n. 6, p. 946–961, 2007.

ZHANG, X. M.; LIU, Y.; BAE, H.; PANG, C.; YU, M. Phase modulation with micromachined resonant mirrors for low-coherence fiber-tip pressure sensors. *Opt. Express*, Washington, v. 17, n. 26, p. 23965–23974, 2009.

ZHELKOBAEV, Z.; KALENDIN, V.; SAMORUKOV, M.; TODUA, P. Laser interferometry-phasometry of nanodisplacement. In: INTERNATIONAL SOCIETY FOR OPTICS AND PHOTONICS, 6594., 2006, [S.l.]. *Proceedings...* [S. l.: s. n.], 2007. p. 65940A.