



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"

**Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Elétrica**

**Deteção de Dano Estrutural Baseada na Técnica da Impedância
Eletromecânica em Ambientes Ruidosos**

Leandro Melo Campeiro

Bauru-SP
2018



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**“Detecção de Dano Estrutural Baseada na Técnica da Impedância
Eletromecânica em Ambientes Ruidosos”**

Leandro Melo Campeiro

Dissertação apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Faculdade de Engenharia de Bauru (FEB) – UNESP, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica

Orientador: Prof. Dr. Fabrício Guimarães Baptista

Bauru-SP
2018

Campeiro, Leandro Melo.

Detecção de Dano Estrutural Baseada na Técnica da
Impedância Eletromecânica em Ambientes Ruidosos
/ Leandro Melo Campeiro, 2018
51 f.

Orientador: Prof. Dr. Fabrício Guimarães Baptista

Dissertação (Mestrado)- Universidade Estadual
Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2018

1. Ruído. 2. Vibração. 3. Detecção de dano.
4. Sistemas SHM. 5. Transdutores Piezelétricos. I.
Universidade Estadual Paulista. Faculdade de
Engenharia. II. Título.

ATA DA DEFESA PÚBLICA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE LEANDRO MELO CAMPEIRO, DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA, DA FACULDADE DE ENGENHARIA - CÂMPUS DE BAURU.

Aos 18 dias do mês de maio do ano de 2018, às 09:00 horas, no(a) Sala de videoconferência FE-VC1 (civil), reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos seguintes membros:

Prof. Dr. FABRICIO GUIMARÃES BAPTISTA - Orientador(a) do(a) Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Bauru - UNESP, Prof. Dr. LUIZ GONCALVES JUNIOR do(a) Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Prof. Dr. MÁRIO ANDERSON DE OLIVEIRA do(a) Departamento de Eletro-eletrônica / Instituto Federal de Mato Grosso, sob a presidência do primeiro, a fim de proceder a arguição pública da DISSERTAÇÃO DE MESTRADO de LEANDRO MELO CAMPEIRO, intitulada **Detecção de Dano Estrutural Baseada na Técnica da Impedância Eletromecânica em Ambientes Ruidosos**. Após a exposição, o discente foi arguido oralmente pelos membros da Comissão Examinadora, tendo recebido o conceito final: _ _ _

Aprovado. Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que após lida e aprovada, foi assinada pelos membros da Comissão Examinadora.

Prof. Dr. FABRICIO GUIMARÃES BAPTISTA

Prof. Dr. LUIZ GONCALVES JUNIOR

Prof. Dr. MÁRIO ANDERSON DE OLIVEIRA

[Handwritten signatures of Prof. Dr. FABRICIO GUIMARÃES BAPTISTA, Prof. Dr. LUIZ GONCALVES JUNIOR, and Prof. Dr. MÁRIO ANDERSON DE OLIVEIRA]

***Esforça-te, e tem bom ânimo; não pases, nem te espantes: porque o
Senhor teu Deus é contigo, por onde quer que andares.***

Josué cap 1 ver 9

AGRADECIMENTOS

A Deus, agradeço-o pela sua misericórdia, pelos pais que ele me deu, pela família, pelos amigos e pelo orientador.

Aos meus pais Leonardo Campeiro e Maria Natercia Melo Campeiro, por estarem sempre comigo e me ajudando a alcançar meus objetivos.

Ao meu orientador Prof. Dr. Fabrício Guimarães Baptista, pelo apoio, pela ajuda e pela paciência em todo o período de meu mestrado.

Aos meus amigos de laboratório que me acompanharam nesta jornada, em especial a Ricardo Zanni e Danilo Ecidir Budoya.

Aos professores Dr. Paulo Roberto de Aguiar, Dr. José Aparecido Silva de Queiroz, Me. José Vital Ferraz Leão, Me. Everaldo Silva de Freitas e Me. João Paulo Crivellaro de Menezes pelas orientações no início do mestrado.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Capes, pela bolsa de estudo concedida.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo – FAPESP, pelo auxílio financeiro (Processo 2015/02500-6) recebido nesta pesquisa.

À comissão examinadora e

A todos que acompanharam meu trabalho

RESUMO

A técnica da impedância eletromecânica (E/M) tem sido amplamente estudada nas últimas décadas como um método não destrutivo para detectar danos estruturais em aplicações de monitoramento de integridade estrutural (SHM – *structural health monitoring*) usando transdutores piezelétricos de baixo custo. Esses transdutores operam simultaneamente como sensor e atuador e são fixados à estrutura monitorada utilizando um adesivo a base de cianoacrilato. Embora muitos estudos tenham relatado a eficácia desse método de detecção, inúmeros problemas práticos têm sido reportados, como os efeitos de ruído e vibração, que precisam ser considerados para permitir o uso eficaz desse método em aplicações reais. Portanto, esta dissertação de mestrado apresenta uma análise experimental dos efeitos do ruído e das vibrações na detecção de danos estruturais em sistemas de SHM baseados na técnica da impedância eletromecânica. Os experimentos foram realizados em uma barra de alumínio usando dois diafragmas piezelétricos, sendo que um deles foi usado para obter as assinaturas de impedância elétrica e o outro foi usado como atuador para introduzir ruído e vibração controlada. Para a simulação de dano foi utilizada uma pequena massa metálica fixada na estrutura com uso de adesivo a base de cianoacrilato. Os efeitos do ruído e da vibração sobre as assinaturas de impedância foram avaliados por meio do cálculo da função de coerência e de índices básicos de dano. Os resultados indicam que a vibração e o ruído afetam significativamente o limiar do menor dano detectável, o qual pode ser compensado pelo aumento do sinal de excitação do transdutor piezelétrico utilizado para a obtenção das assinaturas de impedância elétrica.

Palavras-chave: Transdutores piezelétricos, SHM, impedância, ruído, vibração, dano.

ABSTRACT

The electromechanical impedance (EMI) technique has been extensively studied in recent decades as a non-destructive method for detecting structural damage in structural health monitoring (SHM) applications using low-cost piezoelectric transducers. These transducers operate simultaneously as actuator and sensor and they are fixed to the structure using cyanoacrylate-based glue. Although many studies have reported the effectiveness of this detection method, a lot of practical problems shown up, such as the noise effects and vibration, that need to be addressed to enable this method's effective use in real applications. Therefore, this master's thesis presents an experimental analysis of noise and vibration effects on the structural damage detection in impedance-based SHM systems. The experiments were performed on an aluminum bar using two piezoelectric diaphragms, where one was used to measure the electrical impedance signatures and the other was used as an actuator to introduce noise and controlled vibration. To simulate damage, a small metal mass was fixed to the structure using cyanoacrylate glue. The effects of noise and vibration on the impedance signatures were evaluated by computing the coherence function and basic damage indices. The results indicate that vibration and noise significantly affect the threshold of the lowest detectable damage, which can be compensated by increasing the excitation signal of the piezoelectric transducer that measure the electrical impedance signature.

Keywords: Piezoelectric transducers, SHM, impedance, noise, vibration, damage.

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1: CONFIGURAÇÃO UTILIZADA NO MÉTODO CONVENCIONAL E/M	18
FIGURA 2: SISTEMA USADO PARA MEDIÇÃO DE IMPEDÂNCIA E GERAÇÃO DE RUÍDO E VIBRAÇÃO	22
FIGURA 3: SINAL <i>CHIRP</i> E SUA CORRESPONDENTE PSD.....	24
FIGURA 4: RUÍDO BRANCO E SUA CORRESPONDENTE PSD.....	25
FIGURA 5: BARRA DE ALUMÍNIO COM DOIS TRANSDUTORES INSTALADOS; EM DETALHE, O DANO INDUZIDO POR ADICIONAR A PEQUENA MASSA METÁLICA.....	27
FIGURA 6: CURVA DE ATENUAÇÃO DO DISPOSITIVO DE AQUISIÇÃO DE DADOS NI-USB 6366	28
FIGURA 7: FUNÇÃO DE COERÊNCIA CALCULADA SOBRE (A) VIBRAÇÃO EXTERNA GERADA POR UM SINAL <i>CHIRP</i> E (B) POR RUÍDO BRANCO DE DIFERENTES INTENSIDADES	30
FIGURA 8: COMPARAÇÃO ENTRE O SINAL DE EXCITAÇÃO E RESPOSTA.....	32
FIGURA 9: EFEITOS DA VIBRAÇÃO DE BAIXA FREQUÊNCIA NAS ASSINATURAS DE IMPEDÂNCIA EM ALTA FREQUÊNCIA.....	34
FIGURA 10: EFEITOS DA VIBRAÇÃO DE BAIXA FREQUÊNCIA NO ÍNDICE RMSD CALCULADO USANDO (A) A PARTE REAL E (B) A PARTE IMAGINÁRIA DA IMPEDÂNCIA.	35
FIGURA 11: EFEITOS DA VIBRAÇÃO DE BAIXA FREQUÊNCIA NO ÍNDICE CCDM CALCULADO USANDO (A) A PARTE REAL E (B) A PARTE IMAGINARIA DA IMPEDÂNCIA.	37
FIGURA 12: EFEITOS DO RUÍDO BRANCO NAS ASSINATURAS DE IMPEDÂNCIA PARA A CONDIÇÃO IDEAL E IDEAL COM RUÍDO.	38
FIGURA 13: EFEITOS DO RUÍDO BRANCO NO ÍNDICE RMSD CALCULADO USANDO (A) A PARTE REAL E (B) A PARTE IMAGINÁRIA DA IMPEDÂNCIA.....	39
FIGURA 14: EFEITOS DO RUÍDO BRANCO NO ÍNDICE CCDM CALCULADO USANDO (A) PARTE REAL E (B) A PARTE IMAGINÁRIA DA IMPEDÂNCIA.	40
FIGURA 15: ÍNDICE (A) RMSD E (B) CCDM OBTIDOS PARA A CONDIÇÃO IDEAL, IDEAL COM ADIÇÃO DE VIBRAÇÃO DE BAIXA FREQUÊNCIA E COM DANO.	42
FIGURA 16: ÍNDICE (A) RMSD E (B) CCDM OBTIDOS PARA A CONDIÇÃO IDEAL, IDEAL COM ADIÇÃO DE RUÍDO BRANCO E COM DANO.	43
FIGURA 17: ÍNDICES OBTIDOS DO SINAL DE EXCITAÇÃO COM DIFERENTES INTENSIDADES (A) RMSD E (B) CCDM.	45

LISTA DE SIGLAS E DEFINIÇÕES

ADC	Conversor Analógico-Digital
CCDM	<i>Correlation Coefficient Deviation Metric</i> – Desvio do coeficiente de correlação
DAC	Conversor Digital-Analógico
DAQ	<i>Data Acquisition</i> – Dispositivo de aquisição de dados
E/M	Impedância Eletromecânica
FRF	Função de Resposta em Frequência
LabVIEW	<i>Laboratory Virtual Instrument Engineering Workbench</i>
MATLAB	<i>Matrix Laboratory</i>
NDT	<i>Non-Destructive Testing</i> – Teste não destrutivo
PC	<i>Personal Computer</i> – Computador pessoal
PSD	<i>Power Spectral Density</i> – Densidade espectral de potência
PZT	<i>Pb-Lead ZirconateTitanate</i> – Titanato zirconato de chumbo
RMSD	<i>Root Mean Square Deviation</i> – Desvio da raiz quadrática média
SHM	<i>Structural Health Monitoring</i> – Monitoramento de integridade estrutural
SNR	<i>Signal Noise Ratio</i> – Relação Sinal Ruído
USB	<i>Universal Serial Bus</i> – Barramento serial universal

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Descrição	Unidade
F_s	Taxa de amostragem	S/s
T	Tensão mecânica ou stress	N/m
S	Deformação mecânica ou strain	Adimensional
E	Campo elétrico	V/ m
D	Componente de deslocamento elétrico	C/ m ²
ϵ	Permissividade dielétrica	F/ m
d	Constante piezelétrica	m/ V
Z_E	Impedância elétrica do transdutor	Ω
Z_P	Impedância mecânica do transdutor	N. s / m
Z_S	Impedância mecânica da estrutura	N. s / m
C	Capacitância estática do transdutor	F
C_{xy}	Magnitude da coerência	Adimensional
f	Frequência	Hz
Cov	Covariância da parte real	Adimensional
S_{xx}	Auto espectro de potência	Adimensional
S_{xy}	Espectro de potência cruzado	Adimensional
ω	Frequência	rad/s
N	Amostra	Adimensional
s	Constante de elasticidade	m ² / N
n	Número de amostras	Adimensional
A	Amplitude	V
$H(\omega)$	Função de resposta em frequência	Adimensional
σ	Desvio padrão	Adimensional
$x(t)$	Sinal de excitação do transdutor no tempo	V
$x[n]$	Sinal de excitação discreto	V
$y(t)$	Sinal de resposta do transdutor no tempo	V
$y[n]$	Sinal de resposta discreto	V
$W(t)$	Sinal de vibração ou ruído no tempo	V
$W[n]$	Sinal de vibração ou ruído discreto	V
j	Número imaginário unitário	Adimensional
R_s	Resistor série	Ω

LISTA DE PUBLICAÇÕES

Artigos publicados em periódico

CAMPEIRO, L. M.; DA SILVEIRA, R. Z. M.; BAPTISTA, F. G. Impedance-Based Damage Detection under Noise and Vibration Effects. **Structural Health Monitoring**, v.17, n.3, p.654-667, 2018. doi:10.1177/1475921717715240

DA SILVEIRA, R. Z. M.; CAMPEIRO, L. M.; BAPTISTA, F. G. Performance of three transducer mounting methods in impedance-based structural health monitoring applications. **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, v. 28, n. 17, p. 2349-2362, 2017. doi: 10.1177/1045389X17689942

Trabalhos completos publicados em anais de congresso

DA SILVEIRA, R. Z. M.; CAMPEIRO, L. M.; BAPTISTA, F. G. Analysis of sensor installation methods in impedance-based SHM applications. **Proceedings of the 30th anniversary Eurosensors Conference**, Budapeste, Hungria, v. 168. p. 1751-1754, 2016. Detalhes em <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.11.506>.

BUDOYA, DANILO; CASTRO, BRUNO; CAMPEIRO, LEANDRO M; DA SILVEIRA, RICARDO ZM; FREITAS, EVERALDO S; BAPTISTA, F. G. Analysis of Piezoelectric Diaphragms in Impedance-Based Damage Detection in Large structures. **Proceedings 2018**, 2(3), 131. Detalhes em <https://doi.org/10.3390/ecsa-4-04896>.

CAMPEIRO, LEANDRO M; CASTRO, BRUNO; BUDOYA, DANILO; DA SILVEIRA, RICARDO ZM; FREITAS, EVERALDO S; BAPTISTA, F. G. Analysis of noise influence in shm systems based on electromechanic impedance technique. **Simpósio Brasileiro de Automação Inteligente**, Porto Alegre, Brazil, p.745-750, 2017.

SUMÁRIO

Capítulo 1 - Introdução.....	13
1.1 Objetivos	15
1.2 Justificativa e Motivação	15
1.3 Organização do trabalho	16
Capítulo 2 - O método da Impedância Eletromecânica	17
2.1 Detecção de dano baseado na Impedância Eletromecânica	17
2.2 Os índices de danos.....	20
2.3 Sistema de medição.....	21
2.4 Ruídos e Vibrações	23
Capítulo 3 - Materiais e métodos.....	27
Capítulo 4 - Resultados e Discussão.....	30
4.1 Função de coerência.....	30
4.2 A assinatura de impedância e os índices de danos.....	33
4.3 Detecção do dano.....	41
4.4 Compensação para os efeitos do ruído.....	44
Conclusão	47
Sugestão para trabalhos futuros.....	47
Referências	48

Capítulo 1

Introdução

Atualmente, é de grande relevância pesquisar e desenvolver sistemas capazes de monitorar e detectar danos estruturais de vários tipos ainda em estágio inicial. Esses sistemas visam oferecer maior segurança às pessoas, ao meio ambiente, aos equipamentos e as empresas que os usam. Eles são conhecidos como sistemas de monitoramento de integridade estrutural ou SHM (*Structural Health Monitoring*). Uma parada inesperada de um equipamento ou de uma operação representa uma elevada perda financeira. Por exemplo, os custos de manutenção de um oleoduto são elevadíssimos, e se, por acaso, um vazamento ocorrer, a perda além de financeira será também ambiental. Então, a empresa será obrigada a arcar com os prejuízos e ainda ficará com suas operações paralisadas até a regularização do problema, o qual poderia ser evitado com o uso desse tipo de sistema.

Esses sistemas vêm sendo tema de estudo há muitas décadas porque eles podem ser aplicados em várias estruturas, como as infraestruturas civis (edifícios, pontes, estradas, etc), estruturas aeronáuticas e as grandes estruturas marítimas (MANGALGIRI; HARINARAYANA, 2017). Do ponto de vista econômico, esses sistemas permitem grande economia em manutenção. Do ponto de vista científico, fornecem elevado grau de confiança e segurança das estruturas.

Em sistemas de SHM, dano é toda modificação intencional ou não das propriedades físicas da estrutura que pode vir a afetar o seu desempenho no presente ou no futuro, o qual pode ser trincas, corrosões, afrouxamentos de parafusos e desgastes. As alterações que o dano pode causar em uma estrutura estão diretamente ligados a alteração da rigidez, sua massa, dissipação de energia ou em sua impedância mecânica. Com isso, o princípio de identificação do dano é baseado na comparação de dois estados da estrutura: uma com ela considerada íntegra e a outra danificada.

Os sistemas de SHM são formados por uma rede de sensores, um dispositivo de aquisição, armazenamento e processamento de dados, além de possuir um método de detecção de dano estrutural. A detecção do dano estrutural deve ser realizada usando métodos minimamente invasivos, conhecidos como NDT (*non-destructive testing* – teste não destrutivo) (WAUGH, 2016), tais como as técnicas de emissão acústica (PEARSON *et al.*, 2017), ondas de Lamb (GIANNEO; CARBONI; GIGLIO, 2017), correntes parasitas (ARJUN *et al.*, 2015), fibra óptica (SIIVOLA *et al.*, 2016), entre outras. Dentre

essas técnicas citadas, tem-se também a técnica da impedância eletromecânica ou E/M (*electro-mechanical impedance*) (NA; PARK, 2017, RABELO *et al.*, 2017; MALINOWSKI; WANDOWSKI; OSTACHOWICZ, 2015), que é considerada uma das mais promissoras, pois utiliza transdutores leves, baratos, pequenos, de fácil instalação e que operam simultaneamente como atuador e sensor, sendo essa a técnica escolhida para este trabalho.

A técnica da impedância eletromecânica baseia-se no efeito piezelétrico (MEITZLER *et al.*, 1988) em que, ao se fixar um transdutor piezelétrico na estrutura monitorada, é estabelecida uma relação entre as propriedades elétricas do transdutor e as propriedades mecânicas da estrutura, possibilitando assim, detectar dano estrutural por meio da medição e análise da impedância elétrica do transdutor.

Os sistemas de SHM que utilizam a técnica da impedância E/M apresentam problemas práticos que têm limitado seu uso efetivo em aplicações reais. Os problemas mais críticos são as variações de impedância causadas pela operação dos equipamentos e pelas condições ambientais, como as variações de temperatura (BAPTISTA *et al.*, 2014), ruído (TAKAHASHI, 2016) e vibrações (BASTANI *et al.*, 2012). Com isso, técnicas avançadas de processamento de sinais são necessárias (AMEZQUITA-SANCHEZ; ADELI, 2016), pois o correto diagnóstico da estrutura monitorada sob influência das mudanças do meio (DERAEMAERKER *et al.*, 2008) é uma questão crítica em sistemas de SHM.

As alterações ambientais são críticas na detecção de danos pela técnica da impedância E/M. Essa técnica usa dados pré-armazenados denominados de *baseline*, que servem de referência para calcular índices de danos, pois contêm informações do estado ideal da estrutura. Variações nas assinaturas de impedância devido às alterações ambientais causam divergência ao comparar estas com as informações da *baseline*, induzindo a um diagnóstico falso positivo da estrutura monitorada. Portanto, o objetivo dessa pesquisa foi analisar os efeitos das vibrações e de ruído nas assinaturas de impedância em aplicações de SHM baseadas no método da impedância E/M.

Para solucionar essa questão, muitos pesquisadores propuseram novas ferramentas de processamento de sinais (JUNG *et al.*, 2014) para uma melhor extração das características e métodos alternativos que evitam a utilização de uma *baseline*, tais como os métodos *free-baseline* (KIM *et al.*, 2011) e *baseline* instantânea (OVERLY *et al.*, 2009). Estes métodos requerem tipicamente um conjunto de transdutores e não podem ser aplicados em qualquer condição de monitoramento. Embora o conceito *free-baseline* seja

comumente usado no método da impedância E/M e em outros métodos (LU *et al.*, 2017), o uso de uma *baseline* é, na verdade, inevitável, como diz um dos axiomas fundamentais dos sistemas de SHM (WORDEN *et al.*, 2007), tornando a pesquisa dos efeitos das alterações ambientais na detecção de danos um importante campo de estudo.

1.1 Objetivos

O objetivo desta dissertação de mestrado foi analisar os efeitos do ruído e das vibrações no correto diagnóstico da integridade estrutural, bem como propor medidas para compensá-los. Essa análise foi feita usando uma barra de alumínio, na qual dois transdutores piezelétricos foram instalados, um usado para obter as assinaturas de impedância e outro para a introdução de vibrações e ruído.

A análise envolveu o uso dos índices de danos, como o desvio da raiz média quadrática – *root mean square deviation* (RMSD) e a métrica do desvio do coeficiente de correlação – *correlation coefficient deviation metric* (CCDM), que em conjunto com a função de coerência, têm por objetivo demonstrar o potencial que o ruído e a vibração têm em interferir nas medições de impedância da estrutura. Para isso, diversas amplitudes de vibrações e ruído e diversos níveis do sinal de excitação do transdutor foram utilizados, variando assim, a relação sinal-ruído – *signal-to-noise ratio* (SNR) do sistema, que, para cada caso, foram analisados os seus efeitos.

1.2 Justificativa e Motivação

A técnica da impedância E/M tem sido foco de estudo há muitos anos, porém sua aplicação fica limitada ao meio onde se encontra a estrutura a ser monitorada devido a vários problemas práticos. Esses problemas estão relacionados às mudanças do ambiente como variações de temperatura, vibração e ruído, que alteram suas características e são considerados problemas críticos em aplicações de sistemas de SHM. Uma vez alteradas essas características, alteram-se também as medições de impedância da estrutura. Isso leva a interpretações falsas onde um correto método de compensação desses efeitos deve ser estudado a fim de corrigir essas variações.

A grande vantagem dos sistemas de SHM é proteger estruturas e processos de

alguma parada indesejada, promovendo maior vida útil. Sendo que, do ponto de vista científico, é garantir alto nível de segurança e, do econômico, é reduzir os custos com manutenção. A técnica da impedância E/M se destaca por utilizar transdutores leves, finos e baratos que podem ser facilmente instalados usando adesivo a base de cianoacrilato e que, por ser um teste não destrutivo (NDT), apresenta todas as condições para desenvolvimento de sistemas de SHM. No entanto, como apresentado anteriormente, ainda existem alguns problemas para aplicações reais em estruturas que devem ser estudados. Portanto, neste trabalho, escolheu-se investigar os efeitos de ruído e vibrações na detecção de dano estrutural pelo método da impedância E/M.

1.3 Organização do trabalho

Este trabalho está organizado em quatro capítulos, como segue:

- ✓ Capítulo 1 – Introdução e revisão bibliográfica básica dos sistemas de SHM, objetivos, justificativa e motivação para o desenvolvimento do trabalho;
- ✓ Capítulo 2 – Apresentação da técnica da impedância E/M para detecção de danos, dos índices de danos, do sistema de medição utilizado e dos conceitos básicos de ruído e vibrações;
- ✓ Capítulo 3 – Apresentação dos materiais e da metodologia usada para analisar os efeitos do ruído e vibrações na detecção de danos;
- ✓ Capítulo 4 – Apresentação dos resultados experimentais, dispondo dos comportamentos das assinaturas de impedância com a presença de vibrações e ruídos, em que são observadas as alterações das mesmas por meio do uso da função de coerência, dos índices de danos RMSD e CCDM calculados usando a parte real e a parte imaginária da impedância, bem como a capacidade do sistema em detectar danos e a compensação dos efeitos do ruído por meio da elevação do sinal de excitação do transdutor;
- ✓ Finalmente, são apresentadas as conclusões, perspectivas para trabalhos futuros e a lista de referências bibliográficas utilizadas.

Capítulo 2

O Método da Impedância Eletromecânica

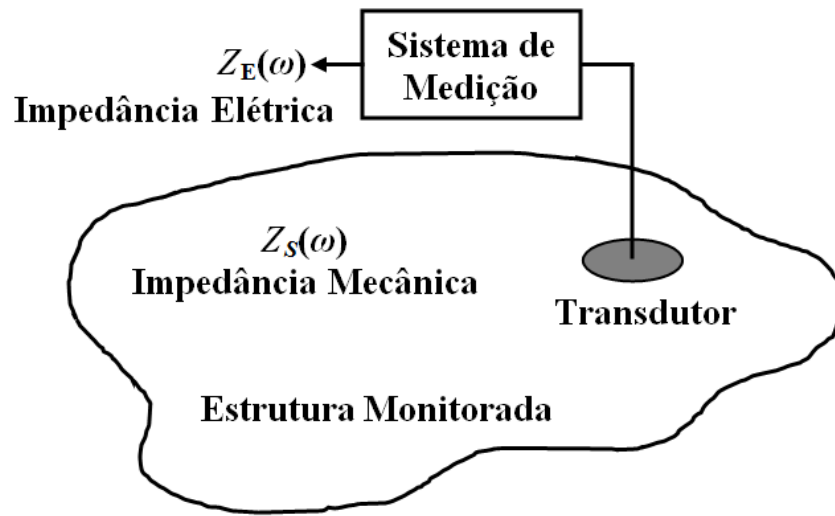
2.1 Detecção de dano baseado na Impedância Eletromecânica

O interesse por sistemas de detecção de danos em estruturas tem crescido significativamente nos últimos anos. A motivação vem tanto de vários setores industriais como de pesquisadores. Do ponto de vista industrial, esses sistemas permitem uma economia significativa com custos de manutenção. Já do ponto de vista científico, representa conquistar um elevado nível segurança.

Como citado anteriormente, é desejável que avaliação do dano seja feita por testes não destrutivos (NDT) e que a estrutura seja sempre monitorada. Há várias técnicas NDT para o desenvolvimento de sistemas de SHM, tais como a emissão acústica (PEARSON *et al.*, 2017), ondas de Lamb (GIANNEO; CARBONI; GIGLIO, 2017), correntes parasitas (ARJUN *et al.*, 2015), métodos baseados em fibra óptica (SIIVOLA *et al.*, 2016), entre outros. Entretanto, a técnica da impedância E/M se destaca pela sua simplicidade e por utilizar transdutores piezelétricos de baixo custo e de dimensões reduzidas (espessura na ordem de frações de milímetro), permitindo que vários transdutores sejam instalados na estrutura e uma vasta área seja monitorada sem que as características da estrutura sejam significativamente alteradas (MARTOWICZ *et al.*, 2016).

O princípio de funcionamento dessa técnica é baseado no efeito piezelétrico que estabelece um acoplamento eletromecânico entre a estrutura e o transdutor instalado nela. Os transdutores, comumente constituídos de cerâmicas de titanato zirconato de chumbo – *lead zirconate titanate* (PZT) revestidas por um fino filme metálico em ambas as faces, são fixados na estrutura a ser monitorada utilizando um adesivo de alta rigidez, como cola a base de cianoacrilato ou epóxi. A configuração básica utilizada na técnica convencional da impedância E/M é apresentada na Figura 1.

Figura 1 : Configuração utilizada no método convencional da impedância E/M



Fonte: Elaborado pelo autor

De acordo com a Figura 1, o transdutor é conectado a um dispositivo de aquisição de dados – *data acquisition* (DAQ) ou um sistema de medição que simultaneamente excita o transdutor e a estrutura enquanto fornece a assinatura de impedância elétrica ($Z_E(\omega)$) em uma faixa de frequência apropriada. Portanto, no método da impedância E/M, o transdutor opera simultaneamente como um sensor (efeito piezelétrico direto) e atuador (efeito piezelétrico inverso) e, assim, é estabelecida uma relação entre a impedância mecânica ($Z_S(\omega)$) da estrutura monitorada e a impedância elétrica ($Z_E(\omega)$) do transdutor, possibilitando monitorar a estrutura por meio da simples medição e análise da impedância elétrica do transdutor.

As relações constitutivas básicas (MEITZLER *et al.*, 1988) dos efeitos piezelétricos diretos e inversos para um material piezelétrico são dadas pelas Equações (1) e (2), respectivamente:

$$D_i = d_{ikl} T_{kl} + \varepsilon_{ik}^T E_k \quad (1)$$

$$S_{ij} = s_{ijkl}^E T_{kl} + d_{kij} E_k \quad (2)$$

sendo que D_i e E_k são as componentes de deslocamento elétrico e de campo elétrico, respectivamente; T_{kl} e S_{ij} são as componentes de tensão e deformação mecânica, respectivamente; e d_{ikl} , d_{kij} , ε_{ik}^T e s_{ijkl}^E são as constantes piezelétricas, dielétricas e elásticas do material piezelétrico, sendo que os sobrescritos T e E indicam tensão mecânica e campo elétrico constantes, respectivamente, e os índices i, j, k, l assumem os valores de 1, 2 e 3, representando os eixos do sistema de coordenadas naturais do material piezelétrico.

Conforme indicado nas Equações (1) e (2), as propriedades elétricas e mecânicas que caracterizam os materiais piezelétricos não são isotrópicas e, portanto, muitos modelos bidimensionais e tridimensionais têm sido propostos para relacionar a impedância elétrica do transdutor e as propriedades mecânicas da estrutura (ANNAMDAS; ANNAMDAS, 2009). No entanto, os transdutores tipicamente utilizados na técnica da impedância E/M são cerâmicas pequenas e finas de PZT, o que torna as deformações ao longo da espessura mínimas. Além disso, se a estrutura monitorada é pequena, como no caso de barras de alumínio normalmente utilizadas em laboratórios, um modelo unidimensional proposto por Liang, Sun e Rogers (1994) pode ser satisfatório a uma frequência suficientemente baixa. Uma versão simplificada desse modelo é dada por

$$Z_E(\omega) = \frac{1}{j\omega C} \left(1 - \frac{d_{31}^2}{s_{11}^E \varepsilon_{33}^T} \frac{Z_S(\omega)}{Z_S(\omega) + Z_P(\omega)} \right)^{-1} \quad (3)$$

sendo que $Z_E(\omega)$ é a impedância elétrica do transdutor para uma frequência angular ω , que deve variar dentro de uma faixa apropriada proporcionada pelo sistema de medição; $Z_P(\omega)$ é a impedância mecânica do transdutor; $Z_S(\omega)$ é a impedância mecânica da estrutura monitorada; C é a capacitância estática do transdutor; d_{31} , s_{11}^E e ε_{33}^T são as propriedades do material piezelétrico como definido acima, mas considerando uma suposição unidimensional; e j é a unidade imaginária.

De acordo com a Equação (3), qualquer variação na impedância mecânica da estrutura ($Z_S(\omega)$) devido a danos causa uma variação correspondente na impedância elétrica do transdutor ($Z_E(\omega)$). Portanto, danos estruturais podem ser detectados

medindo-se e analisando-se as assinaturas de impedância elétrica do transdutor. Essa análise é geralmente realizada comparando-se duas assinaturas de impedância usando índices de danos, como mostrado na próxima seção.

2.2 Os índices de danos

Como mencionado acima, a detecção de danos estruturais é tipicamente realizada comparando-se duas assinaturas de impedância, em que uma assinatura é obtida quando a estrutura está em um estado considerado íntegro e é pré-armazenada como uma referência (*baseline*). Essa comparação quantitativa é realizada utilizando-se índices de danos. Os índices RMSD e CCDM são amplamente utilizados na literatura.

O índice RMSD é baseado na norma Euclidiana, que pode ser calculada de várias maneiras. Nesta dissertação, o índice RMSD foi calculado como (FARRAR; WORDEN, 2013)

$$\text{RMSD} = \sum_{\omega=\omega_I}^{\omega_F} \sqrt{\frac{[Z_{E,2}(\omega) - Z_{E,1}(\omega)]^2}{[Z_{E,1}(\omega)]^2}} \quad (4)$$

sendo que $Z_{E,1}(\omega)$ é a *baseline*, $Z_{E,2}(\omega)$ é a assinatura de impedância na condição desconhecida e o índice RMSD é calculado na faixa de frequência com frequência inicial ω_I e frequência final ω_F . As assinaturas de impedância são complexas e o índice pode ser calculado usando a parte real, parte imaginária ou magnitude das assinaturas de impedância.

O índice CCDM é baseado no coeficiente de correlação e é dado por (FARRAR; WORDEN, 2013) como

$$\text{CCDM} = 1 - C_C \quad (5)$$

sendo que $-1 < C_C < 1$ é o coeficiente de correlação calculado como

$$C_C = \frac{\text{cov}[Z_{E,1}(\omega), Z_{E,2}(\omega)]}{\sigma_1 \sigma_2} \quad (6)$$

em que "cov" é a covariância das duas assinaturas de impedância, tal como definidas anteriormente, calculadas em uma faixa de frequências apropriada ($\omega_F - \omega_I$), e σ_1 e σ_2 são os correspondentes desvios-padrão de cada assinatura. Similarmente ao índice RMSD, o índice CCDM pode ser calculado usando a parte real, parte imaginária ou magnitude das assinaturas de impedância.

Uma vez que a detecção de danos é baseada na comparação entre duas assinaturas de impedância, o sistema de medição deve ter boa precisão para proporcionar boa repetição entre elas. Os sistemas de medição aplicados na técnica da impedância E/M são discutidos na próxima seção.

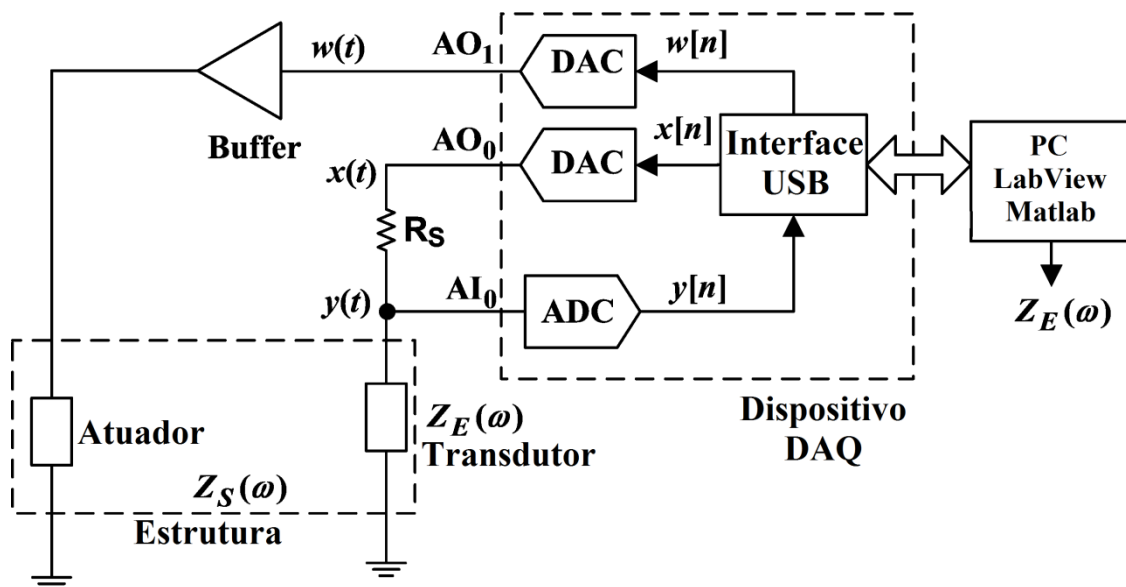
2.3 Sistema de medição

Tradicionalmente, as medições das assinaturas de impedância são realizadas por analisadores de impedância comerciais tais como HP 4194A e HP 4294A. Embora esses instrumentos vêm sendo substituídos por sistemas de medição alternativos, eles ainda têm sido utilizados em estudos recentes (RUGINA; ENCIU; TUDOSE, 2015; ROTH; GIURGIUTIU, 2017) do método da impedância E/M devido à sua elevada precisão e exatidão.

Apesar da alta exatidão dos analisadores de impedância convencionais, esses instrumentos são caros, possuem muitos recursos que não são necessários para o método da impedância E/M e não são adequados para aplicações em campo. Por isso, muitos pesquisadores propuseram sistemas alternativos de medição de baixo custo, como os baseados no chip comercial AD5933 (KAUR *et al.*, 2016), ou pelo método do elemento espectral (PEAIRS; INMAN; PARK, 2007), ou por sistemas utilizando dispositivo de aquisição de dados (BAPTISTA; VIEIRA FILHO, 2009) e ou através do dispositivo WASP (*Wireless Active-Sensing Platform* – Plataforma Senso-Ativo sem fio) (TAYLOR *et al.*, 2016). Neste trabalho, utilizou-se um sistema de medição alternativo (BAPTISTA; VIEIRA FILHO, 2009) baseado em um dispositivo DAQ e um computador (PC) para o processamento do sinal. O sistema foi modificado para gerar vibração controlada e ruído

enquanto as assinaturas de impedância do transdutor eram obtidas. O sistema é mostrado na Figura 2.

Figura 2: Sistema usado para medição de impedância e geração de ruído e vibração



Fonte: Elaborado pelo autor

De acordo com a Figura 2, a medição da impedância é baseada no divisor de tensão constituído pela resistência em série (R_s) e pelo transdutor. O sinal de excitação ($x(t)$) é gerado pela saída analógica – *analog output* (AO_0) do conversor digital-analógico – *digital-analog converter* (DAC) e o sinal de resposta do transdutor ($y(t)$) é amostrado pela entrada analógica – *analog input* (AI_0) do conversor analógico-digital – *analog-digital converter* (ADC). Os sinais $x[n]$ e $y[n]$ são os sinais de excitação e de resposta, respectivamente, em tempo discreto. Para assegurar boa repetição do sistema de medição, o sinal de resposta ($y(t)$) do transdutor deve ser amostrado de forma sincronizada com a geração do sinal de excitação ($x(t)$).

Considerando que a impedância da entrada analógica é alta, ela pode ser desconsiderada e a impedância elétrica do transdutor ($Z_E(\omega)$) é dada por (BAPTISTA; VIEIRA FILHO, 2009)

$$Z_E(\omega) = R_S \frac{H(\omega)}{1 - H(\omega)} \quad (7)$$

sendo que $H(\omega)$ é a função de resposta em frequência (FRF), tomando o sinal de excitação ($x[n]$) como entrada e o sinal de resposta ($y[n]$) como saída.

Esse sistema baseado no divisor de tensão é de fácil implementação e soluções semelhantes têm sido utilizadas em vários estudos (PEAIRS; INMAN; PARK, 2007; TAYLOR *et al.*, 2016). Contudo, esse sistema possui a desvantagem de ser incapaz de manter a amplitude do sinal de resposta ($y(t)$) do transdutor constante, pois a amplitude do sinal de resposta diminui com o aumento da frequência devido à reatância capacitiva do transdutor. Embora, de um ponto de vista elétrico, a impedância dada pela Equação (7) não dependa da amplitude do sinal, sinais de baixa tensão podem reduzir a sensibilidade aos danos estruturais, especialmente em grandes estruturas. Além disso, um sinal de baixa tensão reduz a SNR do sistema, o que pode ser crítico em ambientes ruidosos.

Neste estudo, as assinaturas de impedância foram obtidas sob SNR alta e baixa, conforme é detalhado na próxima seção.

2.4 Ruído e Vibrações

Para avaliar os efeitos da vibração externa e do ruído na detecção de danos estruturais, um transdutor piezelétrico que foi empregado como atuador, foi excitado utilizando a saída analógica (AO1) do DAQ, como mostrado na Figura 2. Uma vez que os dispositivos comerciais tipicamente têm uma corrente de saída na ordem de alguns miliamperes, um amplificador operacional usado como um *buffer* pode ser necessário para a excitação adequada do atuador, como indicado. Os sinais $w(t)$ e $w[n]$ são os sinais de vibração ou de ruído gerados em tempo contínuo e discreto, respectivamente.

O termo vibração é usado para descrever o movimento de um corpo em relação a um ponto de referência, que pode ser de vários tipos envolvendo minúsculas partículas de ar ou estruturas (PETERSON; 1980). Na prática, a palavra vibração é tipicamente usada para descrever movimentos em estruturas, tais como máquinas, pontes e aviões, que são de interesse para aplicações em sistemas de SHM.

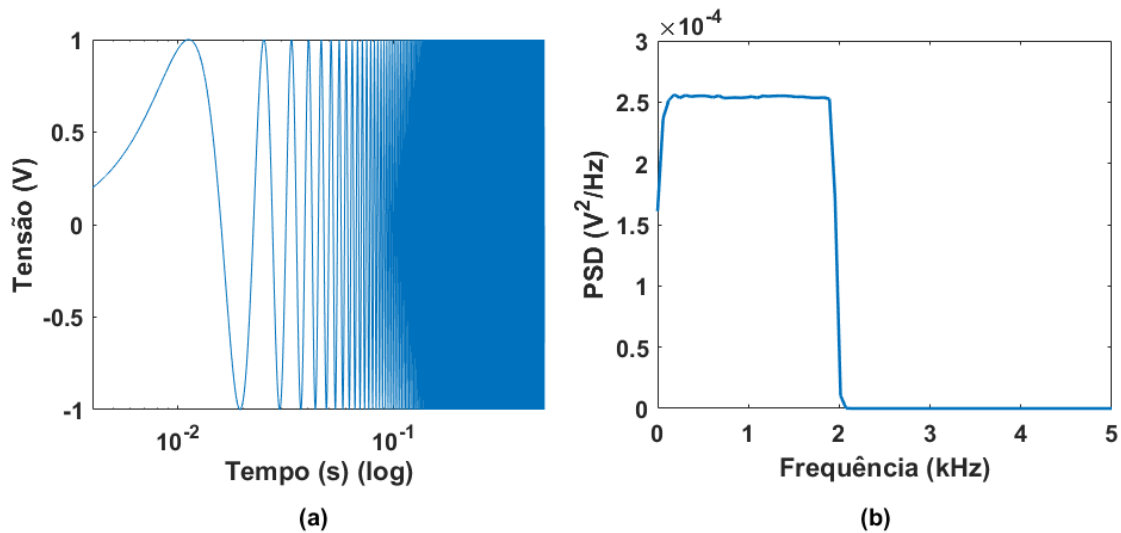
Um tipo importante de vibração é produzido por dispositivos giratórios. As

velocidades de rotação estão geralmente na faixa de 60 a 120000 rpm, que correspondem a vibrações mecânicas na faixa de frequência de 1 Hz a 2 kHz (PETERSON; 1980). Para avaliar os efeitos de tais vibrações na detecção de danos com base na impedância E/M, o atuador piezelétrico foi excitado por um sinal *chirp* linear na mesma faixa de frequência que os dispositivos giratórios operam. O sinal *chirp* é dado por

$$w[n] = A \sin \left(\frac{2\pi}{F_S} n \left(\frac{f_2 - f_1}{2N} n + f_1 \right) \right) \quad (8)$$

sendo que f_1 e f_2 são as frequências inicial e final, respectivamente; n é a amostra; N é o número de amostras; F_S é a taxa de amostragem; e A é a amplitude do sinal. As frequências do sinal *chirp* para este trabalho foram definidas como $f_1 = 1$ Hz e $f_2 = 2$ kHz para gerar vibrações semelhantes aos dispositivos giratórios. Além disso, os outros parâmetros foram definidos como $F_S = 2$ MS/s, $N = 1$ M e uma amplitude A variando de 0,5 V (1 Vpp) a 25 V (50 Vpp) para obter diferentes intensidades de vibração. Como exemplo, um sinal *chirp* com amplitude de 1 V e sua correspondente densidade espectral de potência – *power spectral density* (PSD) são mostrados na Figura 3.

Figura 3: (a) Sinal *Chirp* e (b) sua correspondente PSD.



Fonte: Elaborado pelo autor

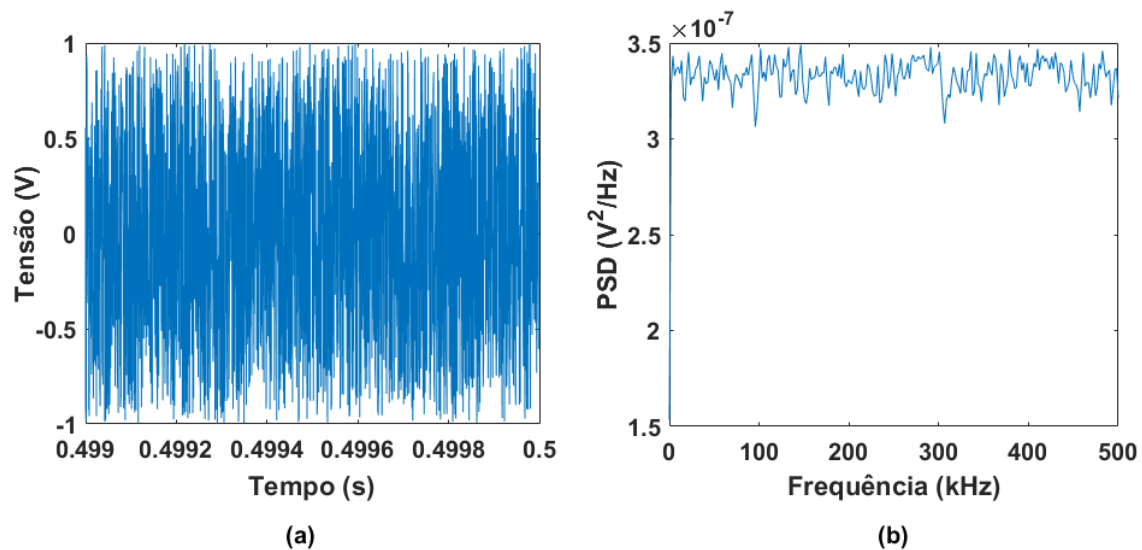
Como se vê na Figura 3, a PSD do sinal *chirp* contém frequências na faixa de aproximadamente 1 Hz a 2 kHz, semelhante às vibrações causadas pelos dispositivos rotativos, permitindo assim analisar os efeitos de vibrações deste tipo na detecção de

danos estruturais.

Ao contrário das vibrações descritas acima, o ruído é geralmente um sinal aleatório e não tem componentes de frequência bem definidas, ocorrendo em qualquer faixa do espectro. O ruído aleatório pode ser gerado por vários tipos de fontes, tais como: sistemas de ventilação, aviões, ventiladores, câmaras de combustão, ignição de automóveis e radiação luminosa. Ruído aleatório também pode ser gerado por transdutores piezelétricos, condutores e sistemas de medição devido ao movimento térmico e outras causas.

Um tipo bem conhecido de ruído é o ruído branco, que apresenta espectro de frequência uniforme em uma vasta faixa. Neste estudo, foi gerado um ruído branco pseudoaleatório na faixa de 0 a 500 kHz e com amplitude variando de 0,5 V (1 Vpp) a 25 V (50 Vpp) para analisar a influência de ruído de diferentes intensidades na detecção de danos estruturais. Como exemplo, um ruído branco com amplitude de 1 V e sua correspondente PSD são mostrados na Figura 4.

Figura 4: (a) Ruído branco e (b) sua correspondente PSD.



Fonte: Elaborado pelo autor

De acordo com a Figura 4, o ruído branco utilizado neste estudo tem aproximadamente um espectro uniforme em toda faixa de frequência de 0 a 500 kHz, que é a mesma faixa na qual as assinaturas de impedância foram obtidas, permitindo assim, analisar os efeitos do ruído na detecção de danos.

Geralmente, o espectro uniforme mostrado na Figura 4 não é obtido na prática ao

excitar a estrutura com um atuador. A excitação efetiva da estrutura depende consideravelmente do acoplamento eletromecânico do transdutor, das características da estrutura, da distância do transdutor e da propagação das ondas na estrutura que tem atenuação dependente da frequência. Por isso, a geração do ruído pode ser menos eficiente em algumas faixas de frequência, particularmente para grandes estruturas. Entretanto, como descrito na próxima seção, uma pequena barra de alumínio foi usada nos testes experimentais, o que permite a excitação satisfatória em todo o espectro.

Os efeitos da vibração e do ruído sobre as assinaturas de impedância podem ser avaliados quantitativamente calculando-se a função de coerência entre o sinal de excitação ($x[n]$) e o sinal de resposta ($y[n]$) do transdutor, como mostrado na Figura 2. A função de coerência foi calculada como

$$C_{xy}(\omega) = \frac{|S_{xy}(\omega)|^2}{S_{xx}(\omega)S_{yy}(\omega)} \quad (9)$$

sendo que $C_{xy}(\omega)$ é a magnitude ao quadrado da coerência; $S_{xx}(\omega)$ e $S_{yy}(\omega)$ são as estimativas da PSD do sinal de excitação e do sinal de resposta, respectivamente; e $S_{xy}(\omega)$ é a PSD cruzada.

Em uma condição ideal, os sinais de excitação e resposta são totalmente coerentes e, portanto, $C_{xy}(\omega)=1$ em toda a faixa de frequência. Entretanto, se os sinais são contaminados por ruído ou vibração, a coerência tende a diminuir nas bandas de frequência em que eles ocorrem. O próximo capítulo apresenta a configuração experimental usada para avaliar os efeitos de vibração e ruído.

Capítulo 3

Materiais e métodos

Para avaliar os efeitos da vibração externa e do ruído na detecção de danos com base no método da impedância E/M, os experimentos foram realizados em uma barra de alumínio com dimensões de 1100 mm x 76 mm x 3 mm e massa de aproximadamente 664 g. Os transdutores utilizados neste estudo são diafragmas piezelétricos (FREITAS; BAPTISTA, 2016), que têm características e comportamento semelhantes às cerâmicas de PZT convencionais. Os diafragmas piezelétricos consistem de uma chapa circular de latão com dimensões de 20 mm x 0,20 mm, sobre a qual possui uma cerâmica circular piezelétrica com dimensões de 14 mm x 0,22 mm.

Foram utilizados dois transdutores, de acordo com a configuração mostrada na Figura 2. Um transdutor foi usado para as medições das assinaturas de impedância e o outro foi usado como um atuador para introduzir ruído e vibração controlada na estrutura.

Na Figura 5 mostra-se a posição dos dois transdutores instalados e as distâncias utilizadas nas experiências. Além disso, em detalhe, é apresentado o dano estrutural induzido na estrutura.

Figura 5: Barra de alumínio com dois transdutores instalados; em detalhe, o dano induzido por adicionar a pequena massa metálica.

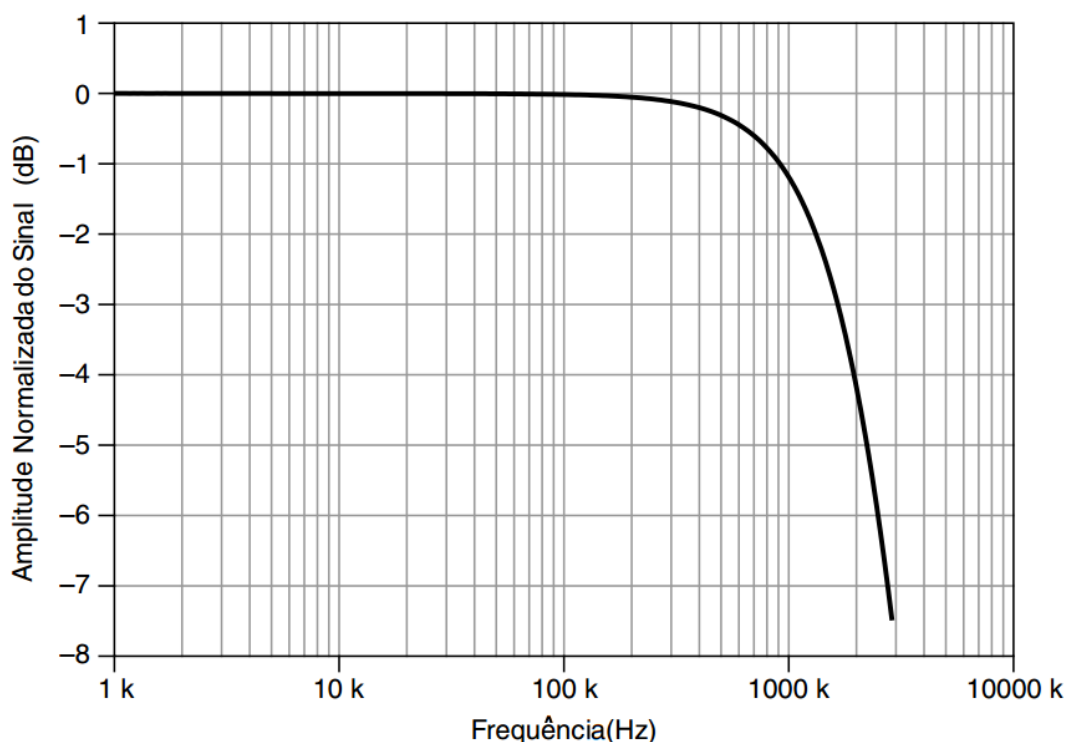


Fonte: Elaborado pelo autor

Os transdutores foram fixados à estrutura usando cola a base de cianoacrilato e a barra de alumínio foi apoiada na bancada sobre blocos de borracha. A aquisição das assinaturas de impedância elétrica e a geração de vibração e ruído foram realizadas utilizando um dispositivo DAQ NI-USB-6366 com uma taxa de amostragem de 2 MS/s.

As assinaturas de impedância foram obtidas na faixa de frequência de 0 a 500 kHz com passos de 2 Hz. Embora a taxa usada de 2 MS/s satisfaça o teorema da amostragem de Nyquist, a exatidão e a precisão do sistema de medição decaem para frequências maiores que 200 kHz, de acordo com a curva de atenuação de uma entrada analógica do DAQ utilizado neste trabalho, como apresentada na Figura 6.

Figura 6: Curva de atenuação do dispositivo de aquisição de dados NI-USB 6366



Fonte: National Instruments Device Specifications

Entretanto, as variações nas assinaturas de impedância causadas pelo sistema de medição são muito pequenas e, portanto, insignificantes comparadas com a vibração e ruídos externos considerados neste trabalho. O sinal de excitação ($x[n]$) do sistema de medição de impedância é um sinal *chirp* linear, que foi configurado para uma amplitude de 1 V. Posteriormente, foram testadas amplitudes maiores para compensar os efeitos do ruído. O transdutor foi conectado ao dispositivo DAQ como mostrado na Figura 2 usando uma resistência em série R_s de 2,2 k Ω , que é adequada para os limites de corrente e de tensão do DAQ e que ainda permite obter diferentes níveis de SNR.

As vibrações controladas e o ruído pseudoaleatório com amplitude variando de 0,5 V (1 Vpp) a 25 V (50 Vpp) foram gerados seguindo o procedimento descrito anteriormente. Como a saída analógica do dispositivo DAQ tem baixo limite de corrente e faixa de tensão limitada, um amplificador operacional LM675 foi usado para conseguir a excitação adequada do atuador piezelétrico para introdução de ruído e vibração na estrutura.

Os efeitos da vibração e do ruído foram analisados pelo cálculo da função de coerência entre os sinais de excitação e resposta e pela análise das assinaturas de impedância qualitativa e quantitativamente por meio do cálculo dos índices RMSD e CCDM para a estrutura em condições íntegra e danificada. O dano estrutural foi induzido na barra colocando-se uma pequena esfera de aço com aproximadamente 1 mm de diâmetro e com massa de 15 mg, a qual representa aproximadamente 0.002% da massa da barra utilizada, fixada a uma distância de 100 mm do centro do transdutor usando cola de cianoacrilato, como detalhado na Figura 5. Adicionando-se essa massa, altera-se a impedância mecânica da estrutura que está relacionada com danos estruturais. Esse procedimento tem a vantagem de não causar danos permanentes à barra utilizada.

Todas as medições foram realizadas a uma temperatura controlada por ar condicionado para evitar os efeitos da variação de temperatura sobre as assinaturas de impedância e fazendo-se uma média com 5 assinaturas de impedância para todas as condições de vibração e ruído. Os resultados experimentais são apresentados e discutidos na próxima seção.

Capítulo 4

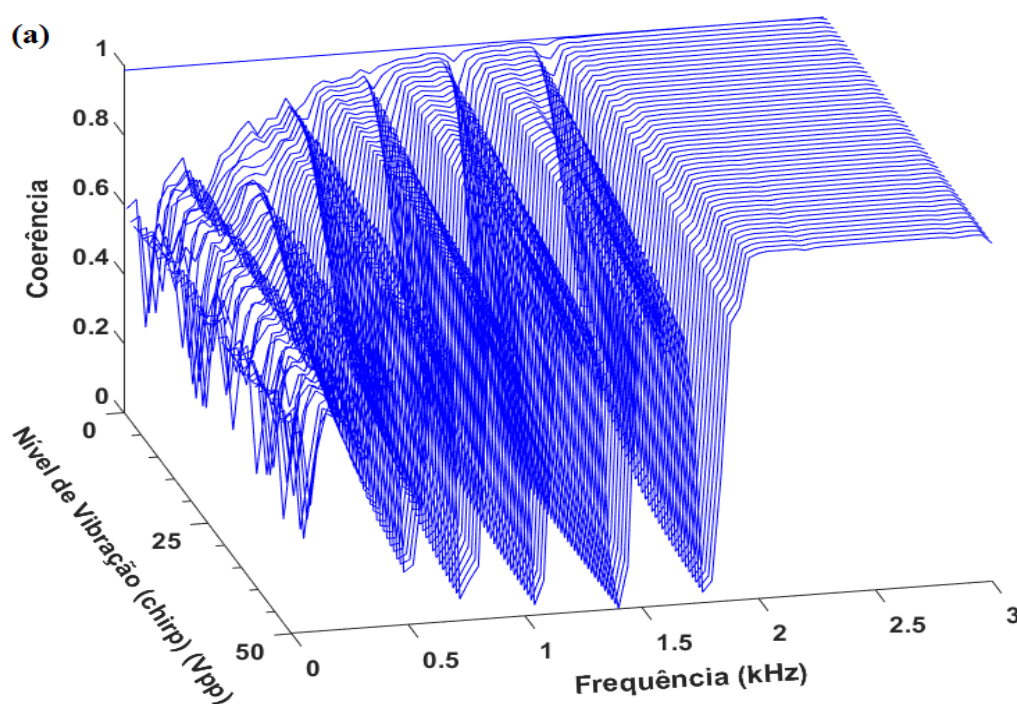
Resultados e Discussão

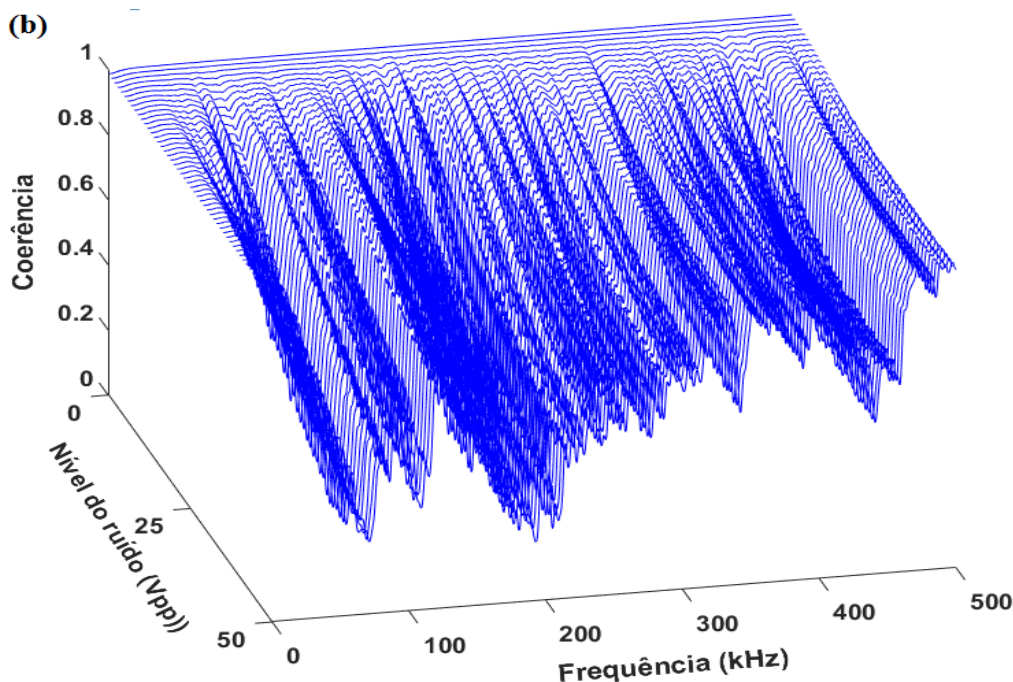
4.1 Função de coerência

Conforme mencionado anteriormente, a função de coerência é uma ferramenta importante para indicar se um sinal está contaminado por distúrbios externos tais como ruído ou vibração. No sistema de medição ilustrado na Figura 2, espera-se que a coerência entre os sinais de excitação ($x[n]$) e de resposta ($y[n]$) seja unitária em toda a faixa de frequência para uma condição ideal, indicando a linearidade do sistema e a ausência de perturbações externas.

Na Figura 7(a) mostra-se a função de coerência calculada usando a Equação (9) obtida sob os efeitos de vibrações externas geradas pelo sinal *chirp* dado pela Equação (8) e mostrado na Figura 3 com diferentes intensidades.

Figura 7: Função de coerência calculada sob (a) vibração externa gerada por um sinal *Chirp* e (b) ruído branco de diferentes intensidades





Fonte: Elaborado pelo autor

Conforme indicado na Figura 7 (a), a vibração foi gerada por um sinal *chirp* variando de 0 V (sem vibração externa) a 50 Vpp, com passos de 1 Vpp. Para a condição de nenhuma vibração externa (0 V), há apenas ruído de fundo causado inerentemente pelo sistema de medição e outras fontes não controladas. Sob essa condição, a coerência é muito próxima de 1 em toda a faixa de frequência, indicando a linearidade do sistema e a alta correlação entre os sinais de excitação e resposta.

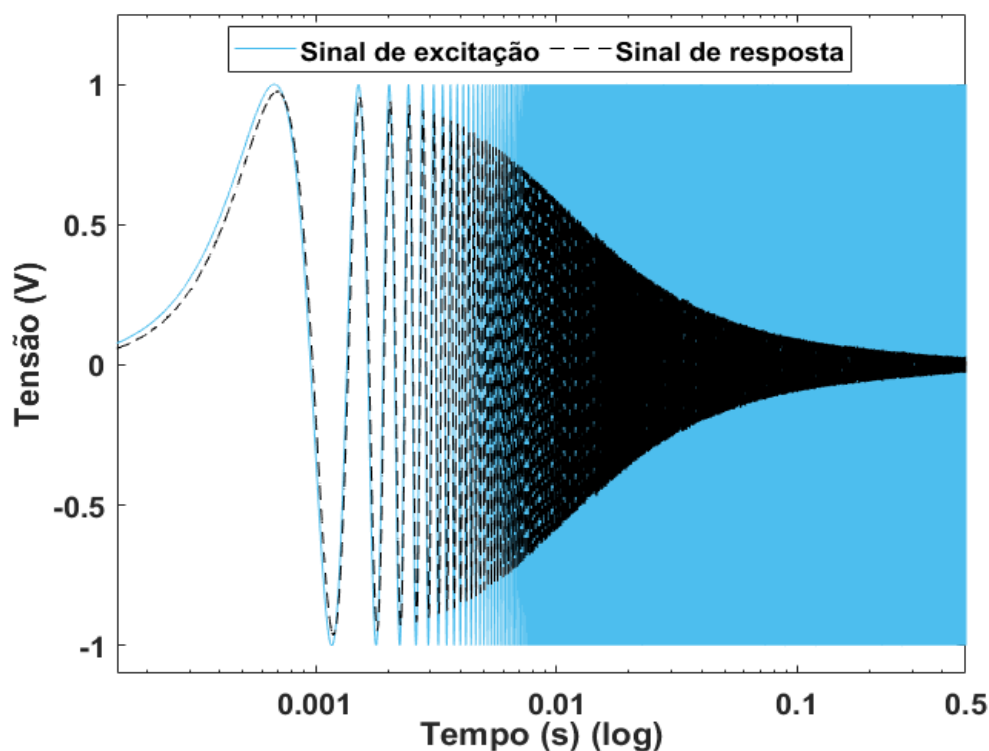
Por outro lado, à medida que a intensidade da vibração gerada pelo sinal *chirp* aumenta, a função de coerência diminui para a faixa de 1 Hz a 2 kHz, que é a mesma faixa de frequência da vibração gerada. Como mostrado na Figura 7 (a), uma vibração gerada por um sinal *chirp* de apenas 1 Vpp é suficiente para reduzir acentuadamente a coerência, particularmente em baixas frequências perto de 500 Hz. Para frequências maiores, a coerência muda gradualmente com a intensidade da vibração, registrando 0 em algumas faixas de frequência para uma vibração com intensidade de 50 Vpp.

Portanto, esses resultados indicam uma baixa correlação entre os sinais de excitação e resposta. Sob essa condição, a medição da impedância elétrica do transdutor pode ser inconsistente e, conseqüentemente, a detecção de danos estruturais pode ser inviável. Para frequências acima de 3 kHz, não são observadas alterações significativas nas funções de coerência e, portanto, os resultados não são mostrados na figura.

Os resultados obtidos para o ruído branco de diferentes intensidades gerado como mostrado na Figura 4 são apresentados na Figura 7 (b). Conforme observado nesta figura, a função de coerência diminui em toda a faixa de 0-500 kHz conforme a intensidade do ruído branco aumenta. Diferentemente das vibrações que normalmente ocorrem em faixas de frequências bem definidas, o ruído pode ocorrer em qualquer faixa do espectro, o qual pode dificultar a seleção de faixas de frequência apropriadas para o cálculo dos índices de danos em ambientes ruidosos.

Como discutido anteriormente, é importante notar que a amplitude do sinal de resposta ($y(t)$) do transdutor não é constante, mas diminui com o aumento da frequência devido ao divisor de tensão formado pela resistência em série e pelo transdutor, como mostrado na Figura 2. A comparação entre o sinal de excitação com amplitude de 1 V e o sinal de resposta correspondente é mostrada na Figura 8.

Figura 8: Comparação entre o sinal de excitação e resposta



Fonte: Elaborado pelo autor

Conforme se observa na Figura 8, o sinal de resposta diminui de um valor máximo de aproximadamente 2 Vpp para um valor mínimo de aproximadamente 0,04 Vpp. Consequentemente, a SNR não permanece constante, variando de aproximadamente 6 dB para frequências baixas e ruído externo de 1 Vpp a aproximadamente -62 dB para uma frequência de 500 kHz e ruído externo de 50 Vpp.

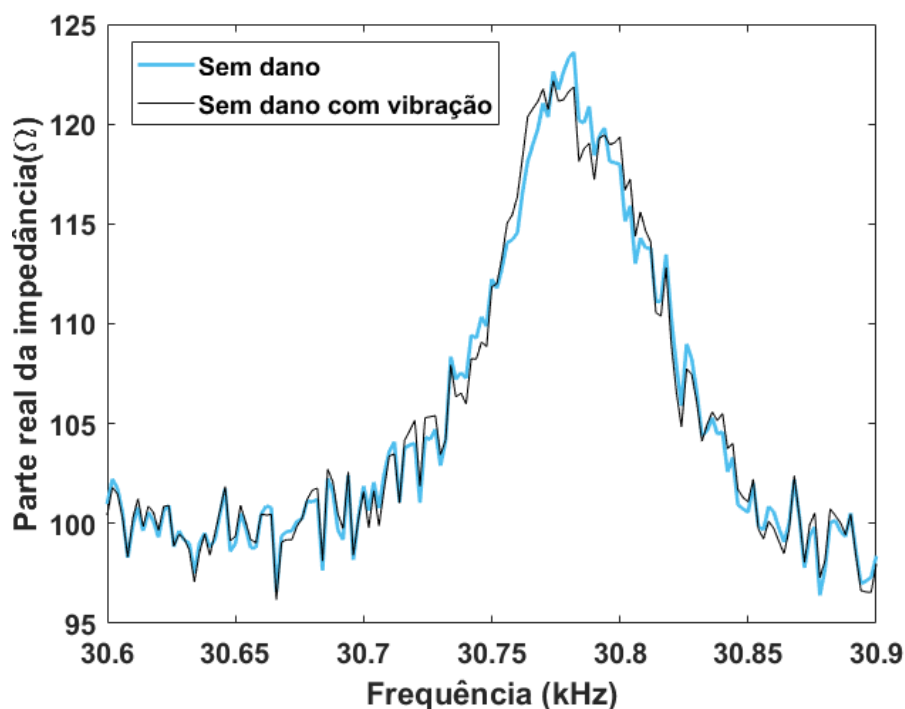
Sob condições ideais em que há apenas ruído de fundo de aproximadamente 2 mVpp, a SNR é de aproximadamente 60 dB em baixas frequências e 26 dB em altas frequências. Entretanto, de acordo com os resultados experimentais, o baixo nível do sinal de resposta em altas frequências não tem impacto significativo nas funções de coerência calculada. Como se observa na Figura 7 (b), a coerência é mais elevada em frequências em torno de 500 kHz do que em frequências de aproximadamente 50 kHz e 200 kHz.

Os efeitos da vibração e do ruído sobre as assinaturas de impedância e os índices de danos são discutidos na próxima seção.

4.2 A assinatura de impedância e os índices de danos

Como discutido na seção anterior, embora a vibração de baixa frequência gerada pelo sinal *chirp* não cause alterações observáveis na função de coerência em frequências mais altas, um resultado diferente é observado nas assinaturas de impedância elétrica. Como exemplo, mostra-se na Figura 9 a comparação de duas assinaturas de impedância (parte real) correspondentes a um pico de ressonância a aproximadamente 30,78 kHz obtidas para a estrutura íntegra e com vibração gerada pelo sinal *chirp* de 50 Vpp.

Figura 9: Efeitos da vibração de baixa frequência nas assinaturas de impedância em alta frequência, usando amplitude de 50 Vpp.



Fonte: Elaborado pelo autor

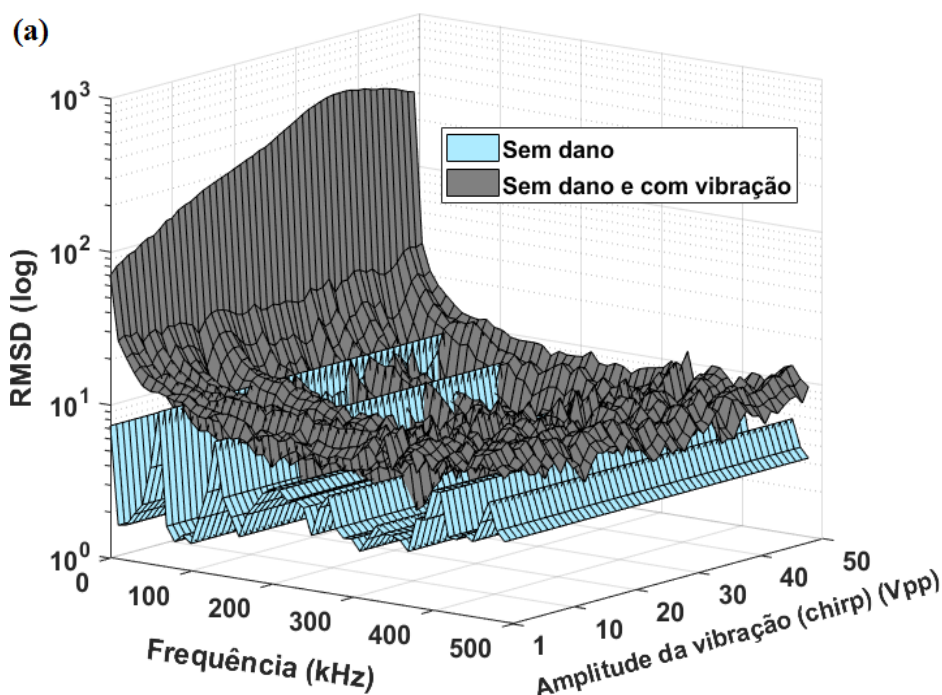
Conforme observado na Figura 9, as alterações devidas à vibração são observadas na assinatura de impedância em frequências de aproximadamente 30 kHz, mesmo que a vibração gerada pelo sinal *chirp* esteja na faixa frequência de 1 Hz a 2 kHz. Consequentemente, os índices de danos também serão alterados, o que pode dificultar a detecção de danos incipientes.

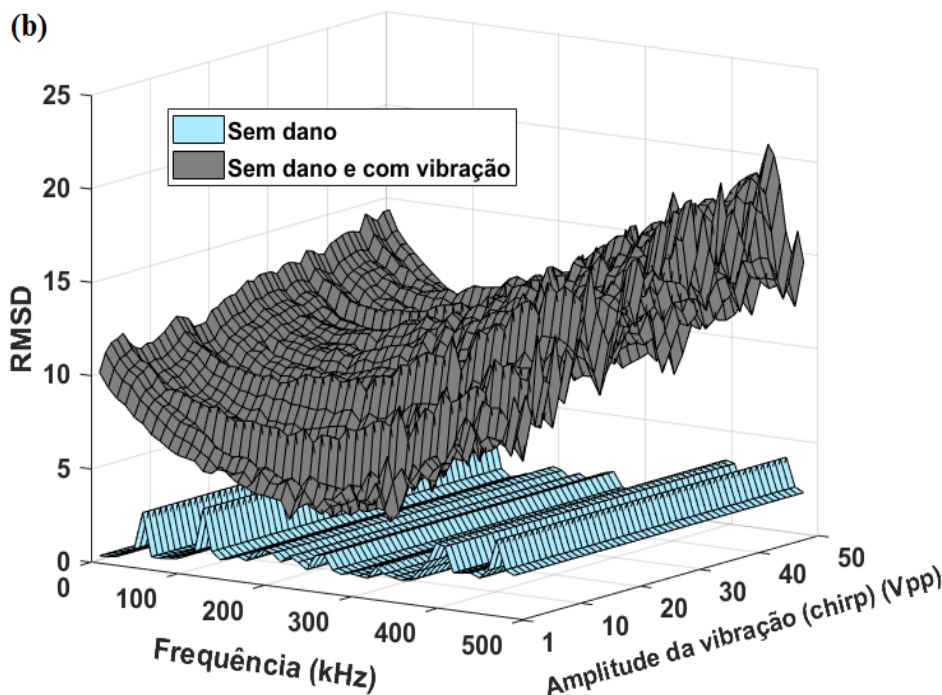
Neste trabalho, foram usados os índices RMSD e CCDM, baseado na norma Euclidiana e no coeficiente de correlação, respectivamente, porque eles são amplamente reportados na literatura para comparar diretamente duas assinaturas de impedância, quando uma delas é considerada a *baseline*, assim permitindo uma avaliação quantitativa das variações das assinaturas devido às vibrações e aos ruídos externos, tais como as variações mostradas na Figura 9. Como mencionado na Introdução, embora técnicas avançadas para extração das características que não usam uma *baseline* têm sido propostas, o uso de uma referência é inevitável de acordo com um dos axiomas fundamentais dos sistemas de SHM (WORDEN *et al.*, 2007). Portanto, embora haja outras ferramentas mais avançadas de extração de características, analisar

quantitativamente as variações nas assinaturas de impedância causadas por distúrbios externos usando índices básicos é relevante para estudos futuros e para o desenvolvimento de novas técnicas de processamento de sinais e índices de danos.

Para analisar os efeitos da vibração nos índices de danos em toda a faixa de frequência, os índices RMSD e CCDM foram calculados usando as Equações (4) e (5), respectivamente, em subfaixas de 10 kHz. A vibração foi gerada pelo sinal *chirp* em uma faixa de frequência de 1 Hz a 2 kHz e com intensidade variando de 1 Vpp a 50 Vpp. Os resultados obtidos para o índice RMSD calculado usando a parte real e a parte imaginária da impedância elétrica são mostrados na Figura 10. Os índices obtidos sob a condição ideal (sem dano) são mostrados na figura como referência.

Figura 10: Efeitos da vibração de baixa frequência no índice RMSD calculado usando (a) a parte real e (b) a parte imaginária da impedância.





Fonte: Elaborado pelo autor

Todos os índices RMSD foram obtidos para a estrutura íntegra (sem adição de massa). Os índices obtidos sob condição ideal (sem vibração) foram calculados usando duas assinaturas de impedância obtidas sem a adição de distúrbios. Os índices obtidos com vibrações foram calculados usando uma das assinaturas obtidas em condição ideal e a correspondente assinatura de impedância medida para cada nível de vibração. Esse procedimento também foi usado para obter os resultados mostrados nas Figuras 11, 13 e 14.

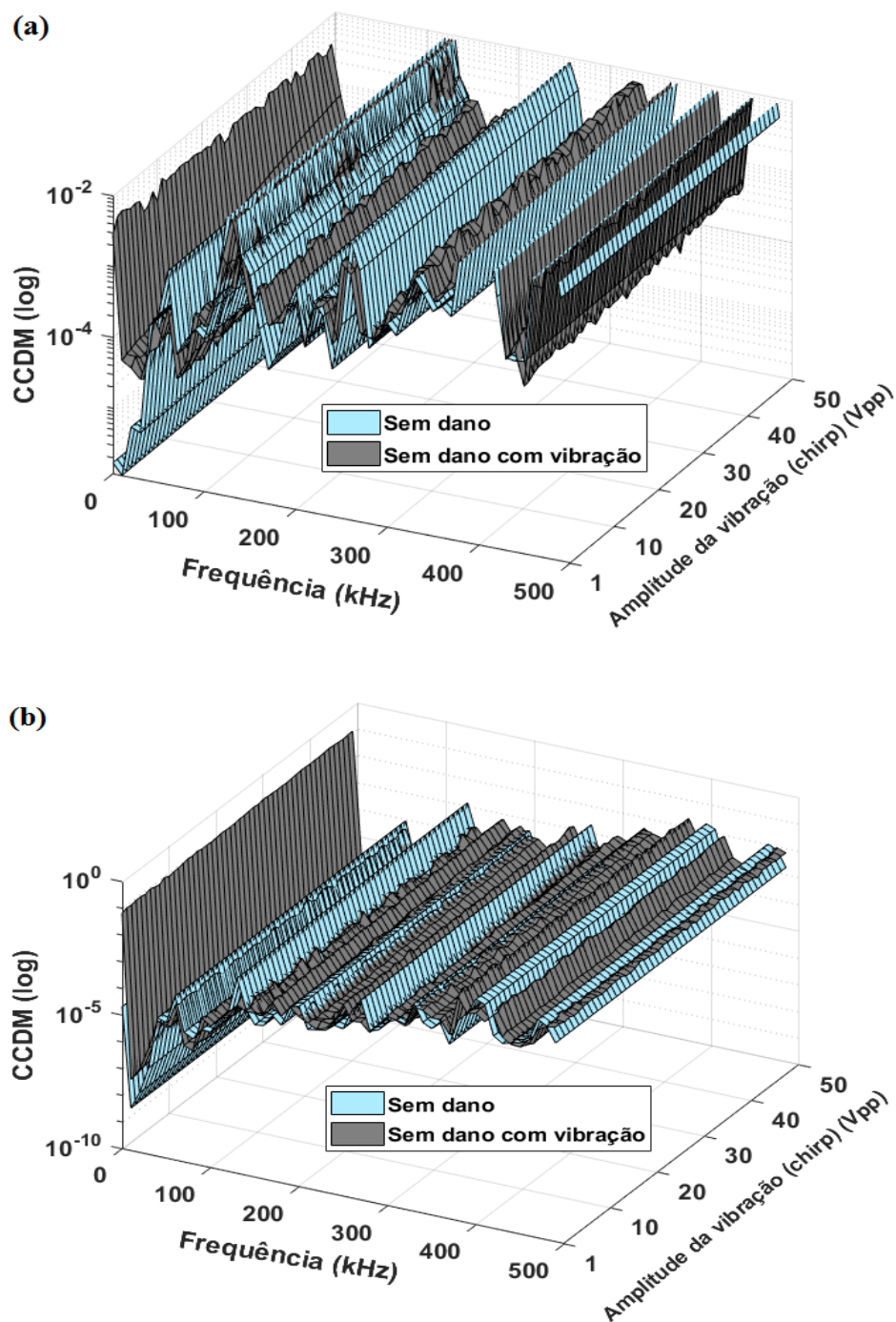
Devido à estrutura estar em estado íntegro, baixos valores dos índices de dano são esperados, a não ser pequenas variações nas assinaturas de impedância causadas por ruídos de fundo, imprecisões no sistema de medição e outras fontes incontroláveis. Contudo, como observado na Figura 10, a vibração aumenta os índices RMSD mesmo para a estrutura íntegra, o que pode dificultar a definição de um limiar para a detecção de danos incipientes.

Para os índices calculados usando a parte real da impedância, a variação é maior que 3000% em baixas frequências e com vibração intensa (50 Vpp). Embora a vibração seja de baixa frequência, variações superiores a 150% nos índices também são observadas em altas frequências. Variações também são observadas em toda a faixa de frequência nos índices calculados usando a parte imaginária da impedância, porém as variações são

mais significativas em altas frequências.

As variações nos índices CCDM devido às vibrações de baixa frequência são mostradas na Figura 11.

Figura 11: Efeitos da vibração de baixa frequência no índice CCDM calculado usando (a) a parte real e (b) a parte imaginária da impedância.

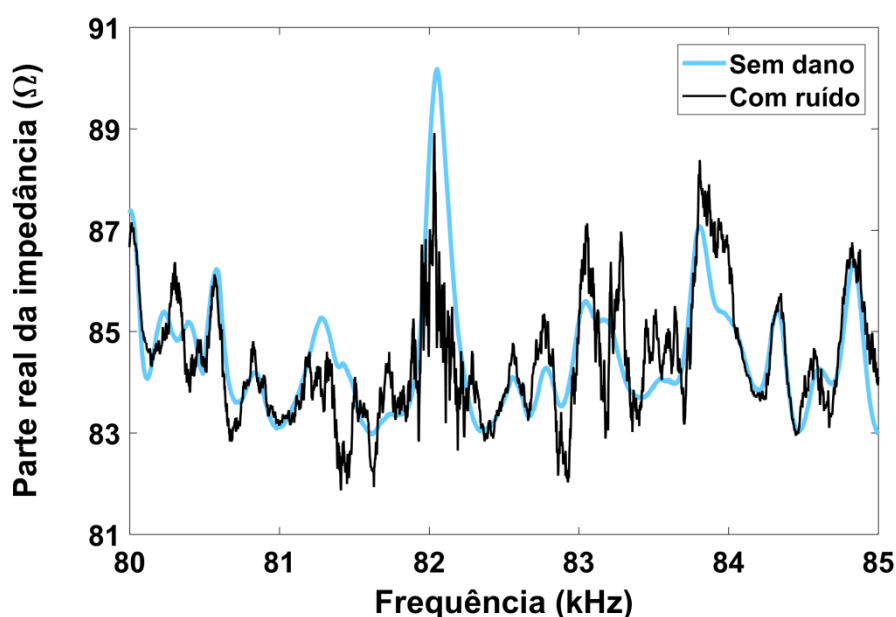


Fonte: Elaborado pelo autor

Um comportamento diferente é observado nos índices CCDM. As variações são observadas somente em baixas frequências até aproximadamente 20 kHz. Para frequências mais altas, os índices obtidos sob vibração e sem qualquer vibração assumem aproximadamente os mesmos valores.

Uma análise semelhante foi realizada considerando o ruído branco gerado em todo o espectro de frequência de 0-500 kHz, conforme descrito anteriormente. Os efeitos do ruído são observados nas assinaturas de impedância em toda a faixa de frequência, mesmo para o ruído de baixa intensidade. Como um exemplo, na Figura 12 são apresentadas as variações nas assinaturas de impedância na faixa de 80 kHz a 85 kHz causadas por ruído branco com amplitude de 1 V.

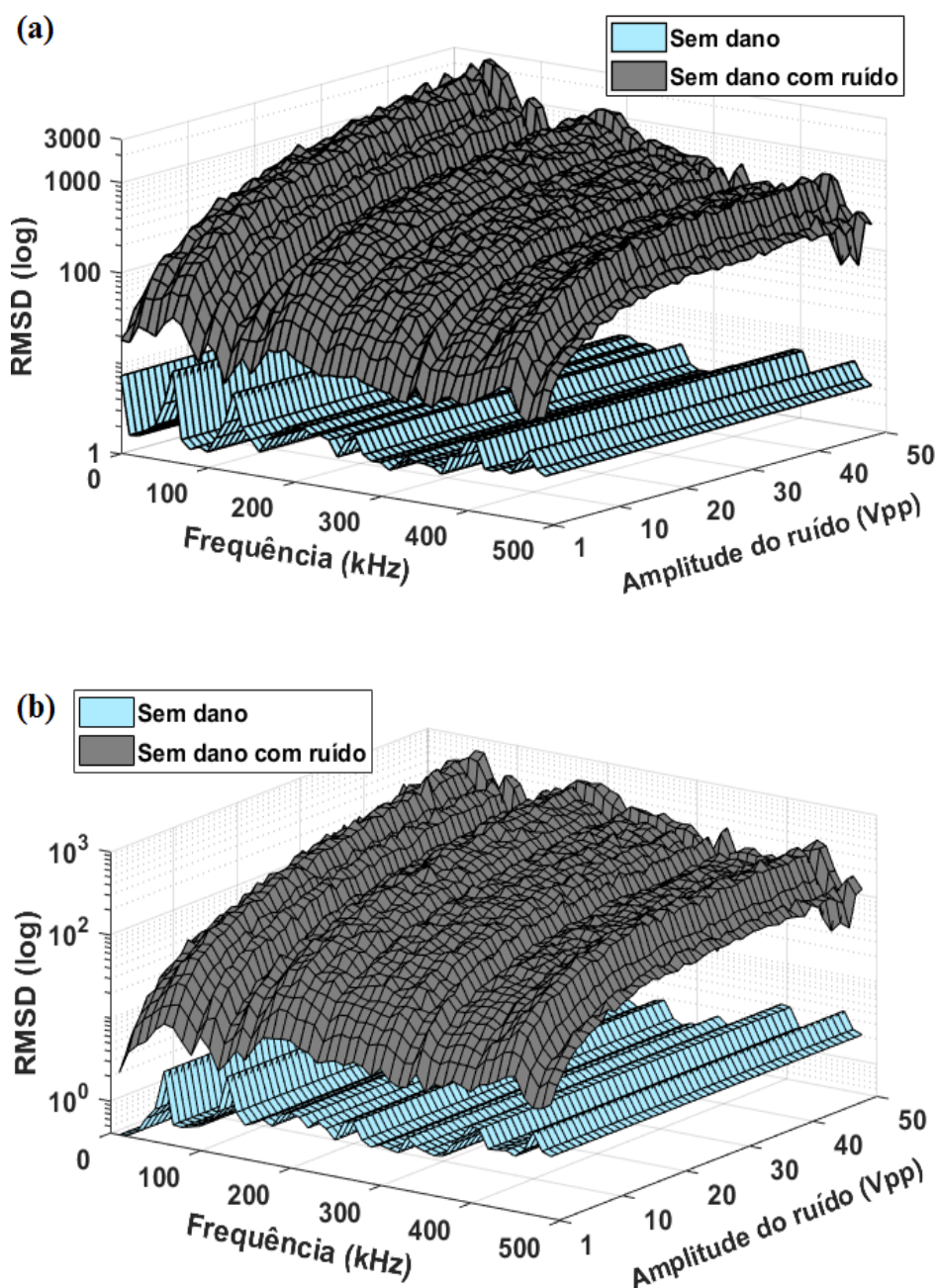
Figura 12: Efeitos do ruído branco nas assinaturas de impedância para a condição ideal e ideal com ruído.



Fonte: Elaborado pelo autor

Uma análise quantitativa dos efeitos do ruído é obtida pelo cálculo dos índices de danos. Os índices RMSD calculados em subfaixas de 10 kHz usando a parte real e a parte imaginária da impedância com a presença de diferentes intensidades de ruído são mostrados na Figura 13.

Figura 13: Efeitos do ruído branco no índice RMSD calculado usando (a) a parte real e (b) a parte imaginária da impedância.



Fonte: Elaborado pelo autor

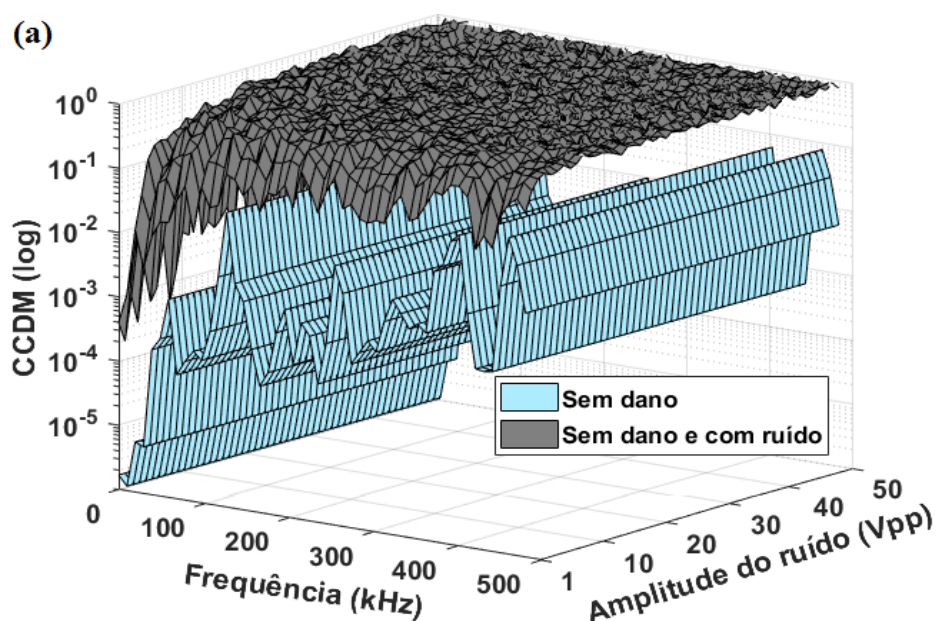
Os efeitos do ruído foram semelhantes para a parte real e para a parte imaginária da impedância, como apresentado pelos índices RMSD mostrados na Figura 13. As variações nos índices causadas por ruído são significativas em toda a faixa de frequência analisada, uma vez que o ruído branco age sobre todo o espectro. As variações nos

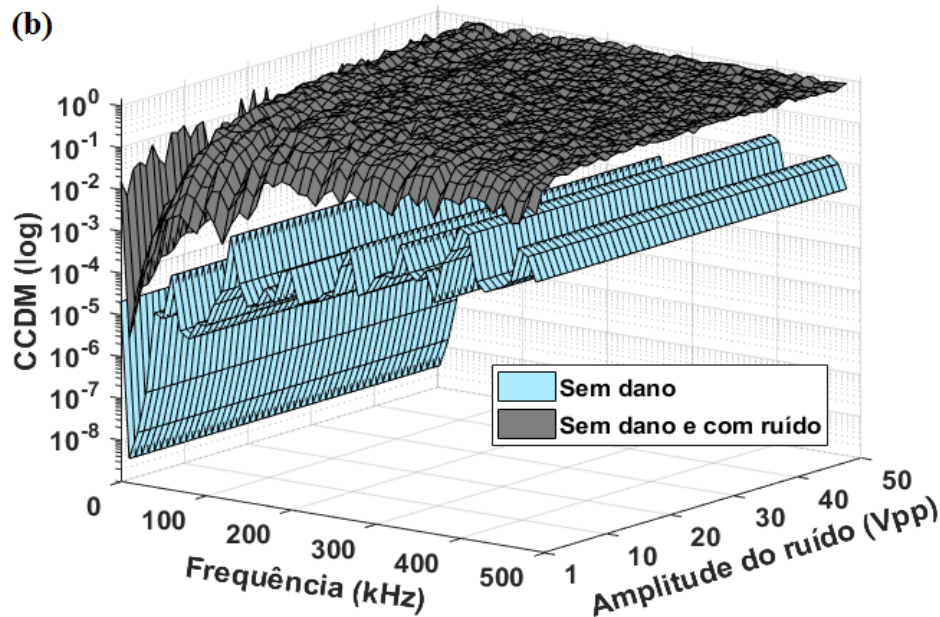
índices são de aproximadamente 600%, mesmo para o ruído de apenas 1 Vpp. Para o ruído de 50 Vpp, as variações excedem 25000%.

No entanto, na maioria das aplicações práticas, o ruído em altas frequências é menos intenso do que o considerado neste estudo e, desta forma, menores variações nos índices são esperadas. De qualquer forma, é importante observar que a análise dos efeitos do ruído de maiores intensidades em altas frequências pode ser importante para algumas aplicações específicas onde a estrutura monitorada opera em ambiente muito ruidoso. Outra observação importante é que a variação na SNR causada pelo sistema de medição não afeta significativamente os resultados.

Os resultados obtidos para os índices CCDM sob influência do ruído branco são mostrados na Figura 14.

Figura 14: Efeitos do ruído branco no índice CCDM calculado usando (a) parte real e (b) a parte imaginária da impedância.





Fonte: Elaborado pelo autor

De acordo com a Figura 14, o ruído branco também provoca variações significativas nos índices CCDM em toda a faixa de frequência. Para um ruído forte acima de 25 Vpp, os índices são próximos de 1, indicando que o coeficiente de correlação entre as assinaturas de impedância é próximo de 0, como mostrado nas Equações (5) e (6). Além disso, os índices aumentam com o aumento da frequência, muito provavelmente devido à variação na relação sinal-ruído (SNR), que é menor em altas frequências.

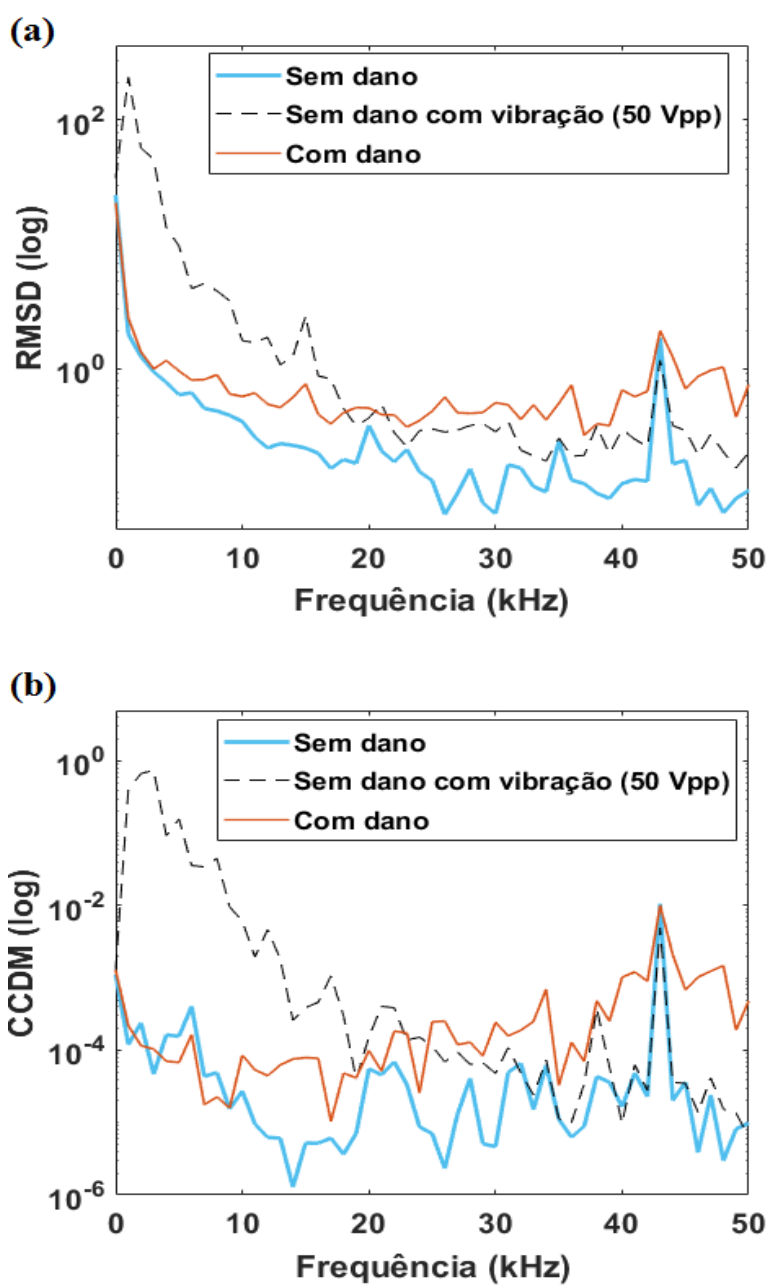
As variações nos índices causadas pela vibração externa e pelo ruído tornam difícil estabelecer um limiar para a detecção de danos, conforme discutido na próxima seção.

4.3 Detecção do dano

Para analisar a viabilidade em detectar danos incipientes sob os efeitos de vibração e ruído, introduziu-se um pequeno dano a barra usada de acordo com o procedimento ilustrado na Figura 5. A pequena esfera de aço causa um carregamento de massa de aproximadamente 0,002% na barra, o que representa uma pequena quantidade de dano estrutural.

Na Figura 15 são apresentados os índices RMSD e CCDM obtidos para a condição ideal (sem perturbação), sob os efeitos da vibração de baixa frequência (1 Hz a 2 kHz) gerada por um sinal *chirp* de 50 Vpp e para a condição com dano. Os índices foram calculados em subfaixas de 1 kHz.

Figura 15: Índice (a) RMSD e (b) CCDM obtidos para a condição ideal, ideal com adição de vibração de baixa frequência e com dano.

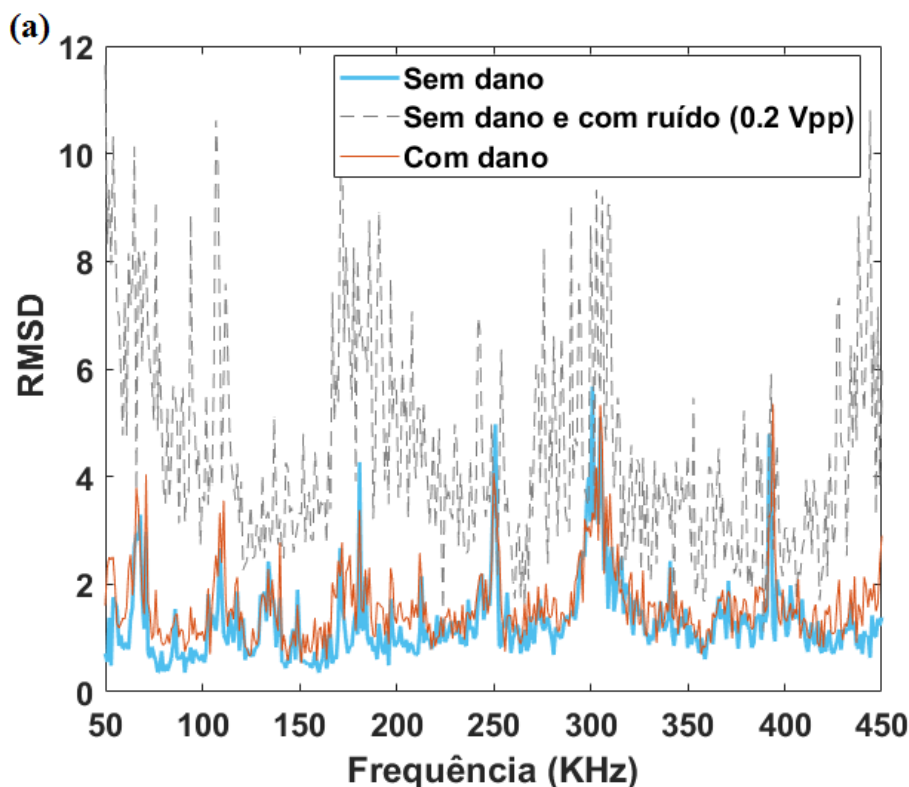


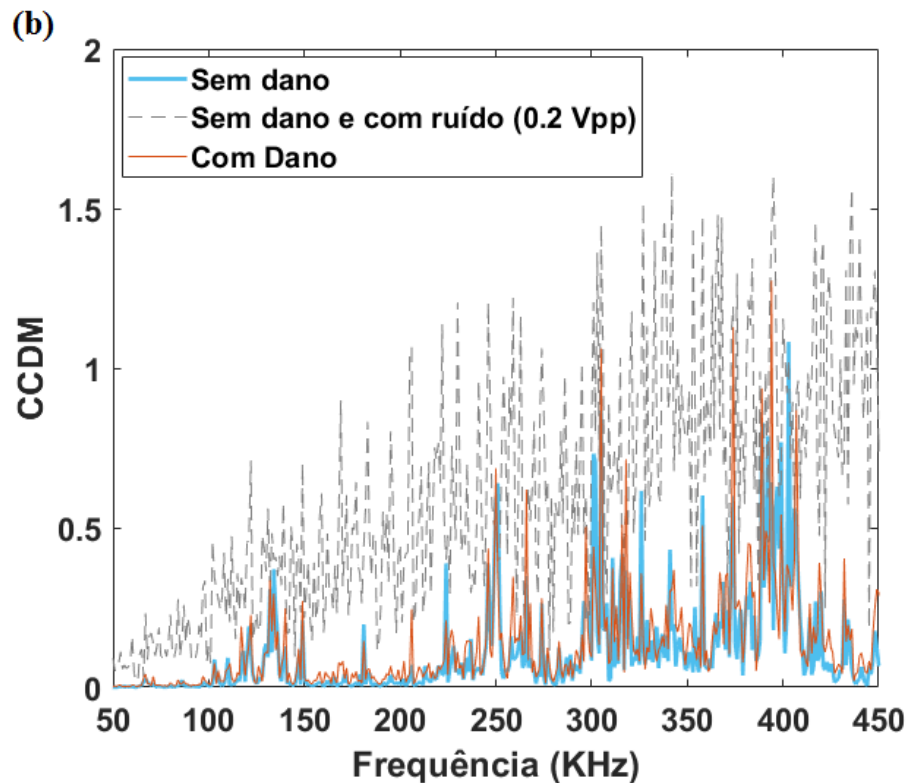
Fonte: Elaborado pelo autor

Os índices foram calculados considerando-se uma assinatura de impedância obtida sem a geração de vibrações como *baseline*. Duas dessas assinaturas de impedância foram usadas para calcular os índices obtidos sob condição ideal, como mostrado na Figura 15. Embora a vibração seja de baixa frequência até 2 kHz, variações significativas foram observadas em ambos os índices em frequências mais altas. As variações nos índices causadas pela vibração são superiores às variações causadas pelo dano induzido até uma frequência de aproximadamente 20 kHz, o que torna inviável a definição de um limiar para detectar danos incipientes. Variações nos índices também foram observadas em frequências de até 50 kHz. Embora as variações causadas pela vibração em frequências mais altas sejam menores do que as variações causadas pelo dano induzido neste estudo, a detecção de danos menos expressivos pode ser inviável.

Uma análise semelhante foi realizada sobre os efeitos do ruído branco. Os resultados obtidos para um ruído de 0,2 Vpp são mostrados na Figura 16. Os índices foram calculados usando uma assinatura de impedância medida sem ruídos como *baseline*, como descrito acima.

Figura 16: Índice (a) RMSD e (b) CCDDM obtidos para a condição ideal, ideal com adição de ruído branco e com dano.





Fonte: Elaborado pelo autor

Conforme observado na Figura 16, um ruído de baixa intensidade provoca variações significativas nos índices RMSD e CCDM ao longo de toda a faixa de frequência. As variações nos índices causadas pelo ruído foram maiores do que as variações causadas pelo dano estruturais. Portanto, a detecção de dano não é viável nessa condição e não é possível definir um limite seguro para a detecção adequada de danos incipientes.

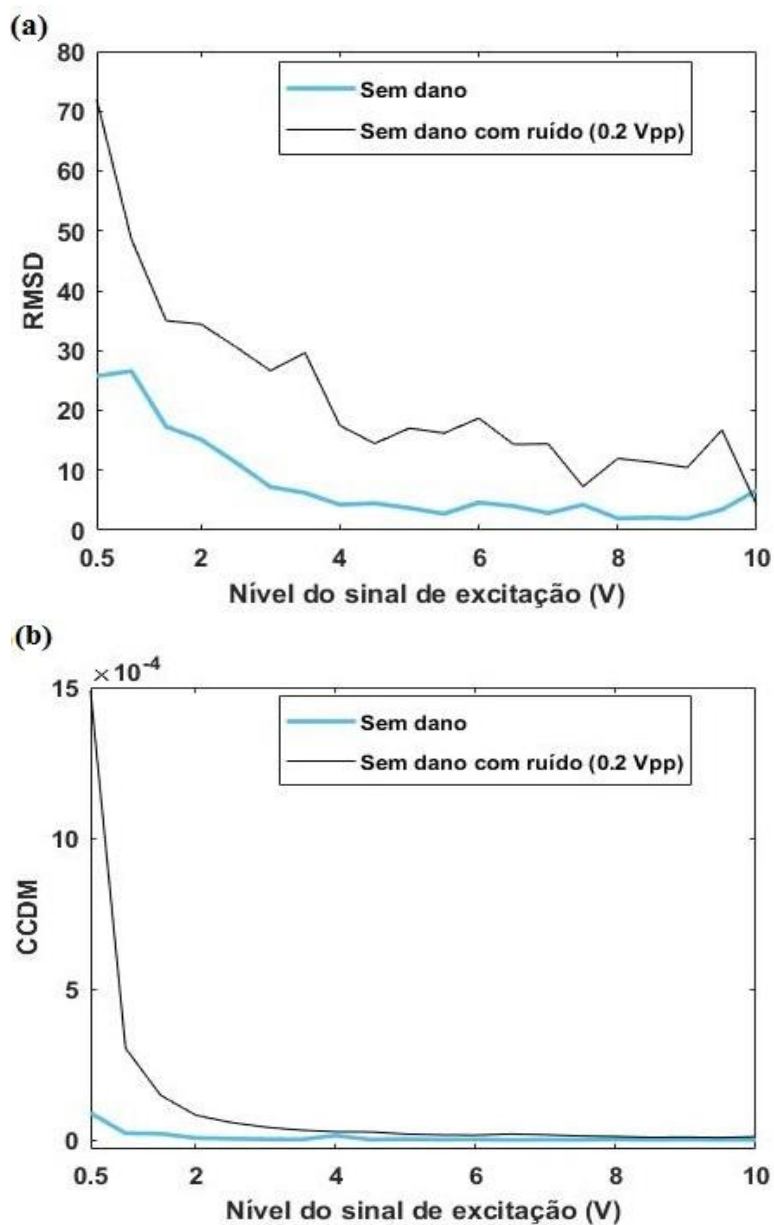
4.4 Compensação para os efeitos do ruído

Com base nos resultados apresentados nas seções anteriores, a vibração externa e o ruído são críticos em aplicações SHM baseadas no método da impedância E/M. Portanto, a compensação de seus efeitos é crucial para o correto diagnóstico da estrutura monitorada. Um método para minimizar os efeitos da vibração e do ruído (PARK *et al.*, 2003) é aumentar a amplitude do sinal de excitação do transdutor, que é o sinal indicado por $x(t)$ na Figura 2.

Para analisar a eficácia desse método, os índices de danos foram calculados para um sinal de excitação com amplitude variando de 0,5 V a 10 V com passos de 0,5 V e sob os efeitos do ruído branco, que se mostrou mais crítico em toda a faixa de frequência.

Como exemplo, os índices RMSD e CCDM obtidos para a estrutura em condição íntegra e sob a influência de ruído de 0,2 Vpp são mostrados na Figura 17. Uma assinatura de impedância obtida sob condição ideal, isto é, sem perturbações foi considerada como *baseline*.

Figura 17: Índices obtidos para o sinal de excitação com diferentes intensidades (a) RMSD e (b) CCDM.



Fonte: Elaborado pelo autor

Os índices na Figura 17 foram calculados para uma faixa de frequência de 25 kHz a 50 kHz. De acordo com os resultados, o sinal de excitação tem influência significativa nos índices de danos em ambientes ruidosos. Ambos os índices diminuem significativamente à medida que o nível do sinal de excitação aumenta, convergindo para os valores obtidos em condições ideais. O índice RMSD diminuiu de 71,96 para 4,18 à medida que o sinal de excitação aumentou de 0,5 V para 10 V. Para o índice CCDM, a variação foi mais acentuada, diminuindo de 0,001489 para 0,000012 para a mesma variação de tensão. Portanto, os resultados indicam que o aumento do nível do sinal de excitação é um método eficaz para compensar os efeitos de distúrbios externos.

Conclusão

Nesta dissertação foi apresentada uma análise experimental dos efeitos da vibração externa e do ruído em aplicações SHM com detecção de dano baseada na técnica da impedância E/M, que representam um problema crítico no diagnóstico da estrutura monitorada. Os testes foram realizados em uma barra de alumínio sob diferentes níveis de vibração e ruído para obter diferentes níveis de SNR. Os resultados experimentais indicam que mesmo um baixo nível de ruído provoca variações significativas nas assinaturas de impedância e, conseqüentemente, nos índices de danos, dificultando a definição de um limiar apropriado para detectar danos incipientes. Outro resultado importante é que a vibração externa de baixa frequência relacionada a dispositivos giratórios, que neste estudo foi gerada por um sinal *chirp*, pode causar variações nas assinaturas de impedância em frequências mais altas. Conforme observado na última seção, os efeitos da perturbação externa podem ser compensados aumentando-se a amplitude do sinal de excitação do transdutor piezelétrico, provando-se que as variações nos índices de danos podem ser minimizadas ao mesmo nível da condição ideal. Portanto, a análise experimental apresentada nesta dissertação pode motivar a pesquisa e o desenvolvimento de técnicas mais avançadas de processamento de sinais e índices de danos mais efetivos sob condições de ruído e vibrações externas, os quais normalmente ocorrem em aplicações reais.

Sugestão para trabalhos futuros

Como proposta para um trabalho futuro pode-se expandir a análise apresentada para averiguar os efeitos da vibração e de ruído em estruturas maiores e de outros materiais, bem como utilizar diferentes pontos de aplicação da perturbação externa. Além disso, pode-se pesquisar e desenvolver técnicas mais avançadas de processamento de sinais e índices de danos mais efetivos sob condições de vibrações e ruídos externos.

Referências

- AMEZQUITA-SANCHEZ, J.P.; ADELI, H. Signal processing techniques for vibration-based health monitoring of smart structures. **Archives of Computational Methods in Engineering**, v. 23, n. 1, p. 1–15, 2016. <http://dx.doi.org/10.1007/s11831-014-9135-7>
- ANNAMDAS, V.G.M.; ANNAMDAS, K.K. Different types of piezoceramic-structure interaction models using electro mechanical impedance technique: a review. **Proceedings of SPIE 7292, Sensors and Smart Structures Technologies for Civil, Mechanical, and Aerospace Systems**, San Diego, California, USA, p. 1–12, 2009. <http://dx.doi.org/10.1117/12.817497>
- ARJUN, V.; SASI, B.; PURNA CHANDRA RAO, B.; MUKHOPADHYAY, C. K.; JAYAKUMAR, T. Optimisation of pulsed eddy current probe for detection of sub-surface defects in stainless steel plates. **Sensors and Actuators A: Physical**, v.226, p. 69–75, 2015. <http://dx.doi.org/10.1016/j.sna.2015.02.018>
- BAPTISTA, F.G.; BUDOYA, D.E.; ALMEIDA, V.A.D.; ULSON, J.A.C. An experimental study on the effect of temperature on piezoelectric sensors for impedance-based structural health monitoring. **Sensors**, v. 14, n. 1, p. 1208-1227, 2014. <http://dx.doi.org/10.3390/s140101208>
- BAPTISTA, F.G.; VIEIRA FILHO, J. A new impedance measurement system for PZT-based structural health monitoring. **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement**, v. 58, n. 10, p. 3602-3608, 2009. <http://dx.doi.org/10.1109/TIM.2009.2018693>
- BASTANI, A.; AMINDAVAR, H.; SHAMSHIRSAZ, M.; SEPEHRY, N. Identification of temperature variation and vibration disturbance in impedance-based structural health monitoring using piezoelectric sensor array method. **Structural Health Monitoring**, v.11, n.3, p. 305–314, 2012. <http://dx.doi.org/10.1177/1475921711427486>
- DERAEMAERKER, A.; REYNDERS, E.; ROECK, G. DE.; KULLAA, J. Vibration-based structural health monitoring using output-only measurements under changing environment. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 22, n. 1, p. 34–56, 2008. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ymssp.2007.07.004>
- FARRAR, C.R.; WORDEN, K. Structural Health Monitoring: A Machine Learning Perspective. **John Wiley & Sons**, Chichester, United Kingdom, 2013. <http://dx.doi.org/10.1002/9781118443118>
- FREITAS, E.S.; BAPTISTA, F.G. Experimental analysis of the feasibility of low-cost piezoelectric diaphragms in impedance-based SHM applications. **Sensors and Actuators A: Physical**, v. 238, p. 220-228, 2016. <http://dx.doi.org/10.1016/j.sna.2015.11.031>
- GIANNEO, A.; CARBONI, M.; GIGLIO, M. Feasibility study of a multi-parameter probability of detection formulation for a Lamb waves-based structural health monitoring approach to light alloy aeronautical plates. **Structural Health Monitoring**, v. 16, n. 2, p. 225-249, 2017. <http://dx.doi.org/10.1177/1475921716670841>

JUNG, H.K.; JO, H.; PARK, G.; MASCARENAS, D. L.; FARRAR, C.R. Relative *baseline* features for impedance-based structural health monitoring. **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, v. 25, n. 18, p. 2294-2304, 2014. <http://dx.doi.org/10.1177/1045389X14551435>

KAUR, N.; BHALLA, S.; SHANKER, R.; PANIGRAHI, R. Experimental evaluation of miniature impedance chip for structural health monitoring of prototype steel/RC structures. **Experimental Techniques**, v. 40, n. 3, p. 981–992, 2016. <http://dx.doi.org/10.1007/s40799-016-0097-6>

KIM, M.K.; KIM, E.J.; AN, Y.K.; PARK, H.W.; SOHN, H. Reference-free impedance-based crack detection in plates. **Journal of Sound and Vibration**, v. 330, n. 24, p. 5949-5962, 2011. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jsv.2011.07.025>

LIANG, C.; SUN, F.P.; ROGERS, C.A. Coupled electro-mechanical analysis of adaptive material systems-determination of the actuator power consumption and system energy transfer. **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, v. 5, n. 1, p. 12-20, 1994. <http://dx.doi.org/10.1177/1045389X9400500102>

LU, L.; SONG, H.; YUAN, W.; HUANG, C. *Baseline*-free damage identification of metallic sandwich panels with truss core based on vibration characteristics. **Structural Health Monitoring**, v. 16, n. 1, p. 24–38, 2017. <http://dx.doi.org/10.1177/1475921716660055>

MALINOWSKI, P.; WANDOWSKI, T.; OSTACHOWICZ, W. The use of electromechanical impedance conductance signatures for detection of weak adhesive bonds of carbon fibre–reinforced polymer. **Structural Health Monitoring**, v. 14, n. 4, p. 332–344, 2015. <http://dx.doi.org/10.1177/1475921715586625>

MANGALGIRI, P.D.; HARINARAYANA, K. Structural health monitoring. In: Prasad NE and Wanhil RJH (eds). **Aerospace materials and material technologies**, Indian Institute of Metal Series. Springer, Singapore, v. 2, p. 449-477, 2017. http://dx.doi.org/10.1007/978-981-10-2143-5_22

MARTOWICZ, A.; SENDECKI, A.; SALAMON, M.; ROSIEK, M.; UHL, T. Application of electromechanical impedance-based SHM for damage detection in bolted pipeline connection. **Nondestructive Testing and Evaluation**, v. 31, n. 1, p. 17-44, 2016. <http://dx.doi.org/10.1080/10589759.2015.1058376>

MEITZLER, A.H. et al.; IEEE standard on piezoelectricity: An American national standard, New York: **IEEE-ANSI**, p. 66, 1988. <http://dx.doi.org/10.1109/IEEESTD.1988.79638>

NA, W.; PARK, K.T. A cost-effective impedance-based structural health monitoring technique for steel structures by monitoring multiple areas. **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, v. 28, n. 2, p. 154–162, 2017. <http://dx.doi.org/10.1177/1045389X16645866>

OVERLY, T.G.; PARK, G.; FARINHOLT, K.M.; FARRAR, C.R. Piezoelectric active-sensor diagnostics and validation using instantaneous *baseline* data. **IEEE Sensors Journal**, v. 9, n. 11, p. 1414-1421, 2009. <http://dx.doi.org/10.1109/JSEN.2009.2018351>

PARK, G.; SOHN, H.; FARRAR, C.R.; INMAN, D.J. Overview of piezoelectric impedance-based health monitoring and path forward. **Shock and Vibration Digest**, v. 35, n. 6, p. 451-463, 2003. <http://10.1177/05831024030356001>

PEAIRS, D.M.; INMAN, D.J.; PARK, G. Circuit analysis of impedance-based health monitoring of beams using spectral elements. **Structural Health Monitoring**, v. 6, n. 1, p. 81–94, 2007. <http://dx.doi.org/10.1177/1475921707072621>

PEARSON, M. R.; EATON, M.; FEATHERSTON, C.; PULLIN, R.; HOLFORD, K. Improved acoustic emission source location during fatigue and impact events in metallic and composite structures. **Structural Health Monitoring**, v. 16, n. 4, p. 382-399, 2017. <http://dx.doi.org/10.1177/1475921716672206>

PETERSON, A.P.G. **Handbook of Noise Measurement**. 9th ed. Massachusetts: General Radio Company, p. 394, 1980.

RABELO, D.S.; STEFFEN, J.R.V.; FINZI NETO, R.M.; LACERDA, H.B. Impedance-based structural health monitoring and statistical method for threshold-level determination applied to 2024-T3 aluminum panels under varying temperature. **Structural Health Monitoring**, v. 16, n. 4, p. 365-381, 2017. <http://dx.doi.org/10.1177/1475921716671038>

ROTH, W.; GIURGIUTIU, V. Structural health monitoring of an adhesive disbond through electromechanical impedance spectroscopy. **International Journal of Adhesion & Adhesives**, v. 73, p. 109–117, 2017. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2016.11.008>

RUGINA, C.; ENCIU, D.; TUDOSE, M. Numerical and experimental study of circular disc electromechanical impedance spectroscopy signature changes due to structural damage and sensor degradation. **Structural Health Monitoring**, v. 14, n. 6, p. 663–681, 2015. <http://dx.doi.org/10.1177/1475921715610927>

SIIVOLA, J.T.; MINAKUCHI, S.; MIZUTANI, T.; TAKEDA, N. Evaluation of damage detectability in practical sandwich structure application conditions using distributed fiber optic sensor. **Structural Health Monitoring**, v. 15, n. 1, p. 3–20, 2016. <http://dx.doi.org/10.1177/1475921715620002>

TAKAHASHI, Y. Evaluation of environmental noise by analyzing faint random vibration in structural health monitoring. **The Journal of the Acoustical Society of America**, v. 140, p. 2958-2958, 2016. <http://dx.doi.org/10.1121/1.4969133>

TAYLOR, S.G.; RABY, E.Y.; FARINHOLT, K.M.; PARK, G.; TODD, M.D. Active-sensing platform for structural health monitoring: Development and deployment, **Structural Health Monitoring**, v. 15, n. 4, p. 413–422, 2016. <http://dx.doi.org/10.1177/1475921716642171>

WAUGH, R.C. Non-destructive Evaluation, in RC Waugh (ed.), Development of Infrared Techniques for Practical Defect Identification in Bonded Joints, **Springer Thesis**, Switzerland, p. 21-37, 2016. http://dx.doi.org/10.1007/978-3-319-22982-9_3

WORDEN, K.; FARRAR, C.R.; MANSON, G.; PARK, G. The fundamental axioms of structural health monitoring. **Proceedings of the Royal Society A**, v. 463, n. 2082, p. 1639–1664, 2007. <http://dx.doi.org/10.1098/rspa.2007.1834>