

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Modelagem numérica e análise experimental do monitoramento da integridade estrutural de sistemas mecânicos baseado em impedância eletromecânica

Fernanda Beatriz Aires de Freitas

Uberlândia - MG

2025

Fernanda Beatriz Aires de Freitas

Modelagem numérica e análise experimental do monitoramento da integridade estrutural de sistemas mecânicos baseado em impedância eletromecânica

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para obtenção do grau de Doutora em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos e Vibrações.
Linha de pesquisa: Dinâmica de Sistemas Mecânicos.

Orientador: Prof. Dr. Aldemir Aparecido Cavallini Jr.

Uberlândia - MG
2025

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

F866m
2025

Freitas, Fernanda Beatriz Aires de, 1994-
Modelagem numérica e análise experimental do monitoramento da integridade estrutural de sistemas mecânicos baseado em impedância eletromecânica [recurso eletrônico] / Fernanda Beatriz Aires de Freitas. - 2025.

Orientador: Aldemir Aparecido Cavallini Jr.
Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica.
Modo de acesso: Internet.
Disponível em: http://doi.org/10.14393/ufu.te.2025.5506
Inclui bibliografia.
Inclui ilustrações.

1. Engenharia Mecânica. I. Cavallini Jr., Aldemir Aparecido, 1983-, (Orient.). II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621.01

Rejâne Maria da Silva
Bibliotecária-Documentalista – CRB6/1925

Fernanda Beatriz Aires de Freitas

Modelagem numérica e análise experimental do monitoramento da integridade estrutural de sistemas mecânicos baseado em impedância eletromecânica

Tese aprovada pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos e Vibrações.
Linha de pesquisa: Dinâmica de Sistemas Mecânicos.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Aldemir Aparecido Cavallini Jr. - Orientador (UFU)
Prof. Dr. Carlos De Marqui Jr. - (USP)
Prof. Dr. Douglas Domingues Bueno - (UNESP)
Prof. Dr. Fabian Andres Lara-Molina - (UFTM)
Prof. Dr. Fran Sérgio Lobato - (UFU)
Prof. Dr. Valder Steffen Jr. - (UFU)

Uberlândia, 27 de janeiro de 2025

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-MG, CEP 38400-902
Telefone: (34) 3239-4282 - www.posmecanicaufu.com.br - secposmec@mecanica.ufu.br

ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Tese de doutorado, nº 393, PPGEM				
Data:	27/01/2025	Hora de início:	08:00	Hora de encerramento:	11:40
Matrícula do Discente:	12023EMC005				
Nome do Discente:	Fernanda Beatriz Aires de Freitas				
Título do Trabalho:	Modelagem numérica e análise experimental do monitoramento da integridade estrutural de sistemas mecânicos baseado em impedância eletromecânica				
Área de concentração:	Mecânica dos Sólidos e Vibrações				
Linha de pesquisa:	Dinâmica de Sistemas Mecânicos				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Solução integrada para o diagnóstico de defeitos, análise dinâmica e monitoramento contínuo de unidades geradoras Francis				

Reuniu-se por videoconferência, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Prof. Dr. Valder Steffen Jr - UFU; Prof. Dr. Fran Sérgio Lobato - UFU; Prof. Dr. Carlos De Marqui Jr. - USP; Prof. Dr. Fabian Andres Lara Molina - UFTM; Prof. Dr. Douglas Domingues Bueno - UNESP e Prof. Dr. Aldemir Ap. Cavallini Jr. - UFU, orientador da candidata.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Prof. Dr. Aldemir Ap. Cavallini Jr., apresentou a Comissão Examinadora e o candidata, agradeceu a presença do público, e concedeu ao Discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir o senhor presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos examinadores, que passaram a arguir a candidata. Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando a candidata:

Aprovada.

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.

Documento assinado eletronicamente por **Aldemir Aparecido Cavalini Junior**, **Professor(a) do Magistério Superior**, em 27/01/2025, às 11:40, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015.

Documento assinado eletronicamente por **Fabian Andres Lara Molina**, **Usuário Externo**, em 27/01/2025, às 11:41, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015.

Documento assinado eletronicamente por **Carlos De Marqui Junior**, **Usuário Externo**, em 27/01/2025, às 11:41, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015.

Documento assinado eletronicamente por **Fran Sergio Lobato**, **Professor(a) do Magistério Superior**, em 27/01/2025, às 11:41, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015.

Documento assinado eletronicamente por **Valder Steffen Junior**, **Professor(a) do Magistério Superior**, em 27/01/2025, às 11:44, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015.

Documento assinado eletronicamente por **Douglas Domingues Bueno**, **Usuário Externo**, em 27/01/2025, às 15:51, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015.

A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **6001635** e o código CRC **5E2BC704**.

Dedico este trabalho à minha família, em especial à Elisabeth e Ryan,

com todo o meu amor!

"Seja forte e corajoso! Não se apavore nem desanime, pois o Senhor, o seu Deus, estará com você por onde você andar."

(Josué 1:9)

Agradecimentos

Em primeiro lugar, agradeço a Deus pelo dom da vida, pelo caminho que pude traçar até aqui e por todas as pessoas que tive a oportunidade de conhecer e conviver, que me ajudaram a chegar onde estou.

À minha família, que sempre foi meu alicerce, em especial à minha avó Rosilda, e aos meus pais, Rosildete e Alcivan, por todo apoio na realização deste sonho.

Aos meus irmãos Maykon (*in memoriam*), Elisabeth, Ryan e Bernardo, pelo amor, compreensão nas minhas decisões e por sempre estarem ao meu lado, me fazendo sentir presente, mesmo estando tão longe de casa. Amo vocês!

A Luiz Guilherme, pelo apoio, paciência e parceria ao longo desta jornada. E à sua família, pelo acolhimento e torcida em cada etapa.

Aos meus primos (Aires, Isabela, Jaynne, Kaiany, Nayara, Lorena e Roberto) e amigos (Arthur, Bárbara, Edgley, Ellen, Galdencio, Ítalo, Layane, Mônica, Myrelle, Rayslane e Shaieny), que sempre torceram por mim, me incentivaram e apoiaram.

Aos Nordestinos, que me ensinaram o valor da coragem, da resistência e da força das minhas raízes. Sou eternamente grata à cultura que sempre me fortaleceu ao longo dessa jornada.

Ao meu orientador, Dr. Aldemir, pela orientação, ensinamentos, confiança e oportunidade de desenvolver este trabalho e de participar de projetos de pesquisa que contribuíram para minha formação.

À Karina e ao José dos Reis, por todo o conhecimento acadêmico e pessoal compartilhado.

Aos meus amigos do LMEst e todos que conheci na UFU, pelo companheirismo, acolhimento e convívio diário, que tornaram essa jornada mais leve. Em especial, gostaria de citar Arthur, Barbara, Beatriz, Daniel, Edja, Ely, Fernanda, Leandro Martins, Larissa, Leonardo Cabral, Leonardo Sicchieri, Maria, Murillo, Kaique, Raimundo e Stanley.

À UFU e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, pela oportunidade de realizar este trabalho, pela disponibilização da infraestrutura necessária e pelo apoio dos

professores, técnicos e secretárias do programa. Em especial, agradeço ao técnico Jonas Profeta e à professora Mayara, que sempre estiveram disponíveis quando precisei de suporte.

Aos membros da banca examinadora, pelo aceite do convite, pela avaliação deste trabalho e pelas valiosas contribuições nesta pesquisa.

Aos órgãos de fomento Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG), Instituto Nacional de Ciência e Tecnologia – Estruturas Inteligentes em Engenharia (INCT – EIE) e Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo auxílio financeiro concedido durante a realização deste trabalho.

Às empresas Foz do Chapecó, BAESA, ENERCAN, CERAN, CSC Energia e CPFL Energia, pelo apoio financeiro através do projeto de P&D "Solução integrada para o diagnóstico de defeitos, análise dinâmica e monitoramento contínuo de unidades geradoras Francis".

Por fim, agradeço a todos que, de alguma forma, contribuíram para a realização deste trabalho.

Muito obrigada!

FREITAS, F. B. A., **Modelagem numérica e análise experimental do monitoramento da integridade estrutural de sistemas mecânicos baseado em impedância eletromecânica**. 2025. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Brasil.

Resumo

A técnica de monitoramento de integridade estrutural baseada em impedância eletromecânica (ISHM, do inglês *Impedance-based Structural Health Monitoring*) tem se mostrado eficaz na detecção de falhas em diversas estruturas de engenharia. No entanto, compreender seu comportamento é fundamental para otimizar sua aplicação. Por esta razão, neste trabalho, foi desenvolvido um modelo de elementos finitos no *software* ANSYS®, com o objetivo de representar os resultados obtidos pela técnica ISHM. Com uma representação precisa desta técnica, é possível selecionar o transdutor piezelétrico ideal, definindo adequadamente seu tipo, posição e tamanho para acoplá-lo à estrutura monitorada. Essa abordagem não só contribui para a redução de custos experimentais, mas também melhora a eficácia da técnica ISHM na identificação de danos. Além do modelo proposto, é apresentada uma análise de sensibilidade que identifica os parâmetros mais influentes. Também foram avaliadas diferentes espessuras da camada de cola, com comparação dos resultados experimentais e numéricos em condições saudável e danificada. Os resultados indicam que, apesar das diferenças considerando as assinaturas de impedância numéricas e experimentais, existe a mesma tendência entre simulação e experimento, confirmada pelos índices de dano, que também apresentam a mesma tendência. Essa abordagem aprimora a aplicação da técnica ISHM, proporcionando uma compreensão de seu comportamento, o que possibilita uma implementação mais precisa.

Palavras-chave: ISHM. Transdutor piezelétrico. Análise de sensibilidade. Espessura da camada de cola. Modelagem por elementos finitos.

FREITAS, F. B. A., **Numerical modeling and experimental analysis of structural integrity monitoring of mechanical systems based on electromechanical impedance**. 2025. PhD Thesis, Federal University of Uberlândia, Uberlândia, MG, Brazil.

Abstract

The electromechanical impedance-based structural health monitoring technique (ISHM) has proven effective in detecting faults in various engineering structures. However, understanding its behavior is essential for optimizing its application. For this reason, a finite element model was developed in this work using ANSYS® software to represent the results obtained by the ISHM technique. With an accurate representation of this technique, it is possible to select the ideal piezoelectric transducer by appropriately defining its type, position, and size for coupling to the monitored structure. This approach not only contributes to reducing experimental costs but also enhances the effectiveness of damage identification. In addition to the proposed model, a sensitivity analysis is presented to identify the most influential parameters. Different adhesive layer thicknesses were also evaluated, comparing experimental and numerical results under healthy and damaged conditions. The results indicate that, despite variations in impedance signatures, there is a consistent trend between simulation and experiment, confirmed by the damage indices, which also follow the same trend. This approach enhances the application of the ISHM technique by providing a better understanding of its behavior, enabling a more precise implementation.

Keywords: ISHM. Piezoelectric transducer. Sensitivity analysis. Adhesive layer thickness. Finite element modeling.

Sumário

Lista de Figuras **xx**

Lista de Tabelas **xxiii**

Lista de Símbolos e Abreviaturas **xxiii**

1 Introdução **1**

1.1 Contextualização do estudo 1

1.2 Contribuições anteriores no contexto institucional 3

1.3 Objetivos do estudo 6

1.4 Organização da tese 6

2 Monitoramento de integridade estrutural **8**

2.1 Impedância eletromecânica 8

2.2 Materiais piezelétricos 11

2.2.1 Formulação de sistemas eletromecânicos usando elementos finitos . . . 16

3 Modelo matemático da técnica ISHM **21**

3.1 Introdução 21

3.2 Validação numérica/experimental baseada na literatura 32

3.3 Análise de sensibilidade 38

3.4 Elementos utilizados 40

4 ISHM do transdutor piezelétrico livre **43**

4.1 Estudo de convergência da malha 46

4.2 Estudo de diferentes números de pontos em frequência 49

4.3 Comparação numérica com experimental 53

4.4 Análise de incertezas 54

5 ISHM do transdutor piezelétrico acoplado a vigas de alumínio 61

5.1 Propriedades da viga de alumínio 61

5.2 Modelo da técnica ISHM 69

5.3 Estudo da camada de cola 74

5.3.1 Propriedades da camada de cola 74

5.3.2 Espessura da camada de cola 79

5.4 Análises experimentais 82

5.4.1 Preparação das vigas 82

5.4.2 Medições da espessura da camada de cola 85

5.4.3 Medições das assinaturas de impedância 87

5.5 Estudo da faixa de frequência 89

5.5.1 Estudo da variação das propriedades da cola epóxi 93

5.5.2 Estudo da variação das propriedades do transdutor piezelétrico 95

5.6 Comparação numérico e experimental 98

5.6.1 Viga sem controle da espessura de cola 98

5.6.2 Vigas com controle da espessura de cola 99

5.7 Comparação numérico e experimental com danos 101

5.7.1 Viga sem controle da espessura de cola 101

5.7.2 Viga com controle da espessura de cola 106

6 Considerações finais 109

6.1 Perspectivas de trabalhos futuros 111

Referências 111

A Incerteza de medição 122

A.1 Avaliação da incerteza associada à medição de espessura em uma máquina de medir por coordenadas 126

A.2 Resultados da avaliação da incerteza associada à medição de espessura em uma MMC 134

A.3 Avaliação da incerteza associada à medição da espessura da camada de cola . . 139

A.4 Resultados da avaliação da incerteza associada à medição do desvio de planeza em uma MMC 141

B Propriedades das vigas de alumínio **145**

I Especificações técnicas do adesivo epóxi **151**

II Certificado de calibração da MMC **157**

Lista de Figuras

2.1 Modelo unidimensional de um grau de liberdade do acoplamento eletromecânico utilizado na técnica ISHM 9
2.2 Sistema de coordenadas e definição das direções dos componentes de tensão e deformação 12

3.1 Cubo com transdutor piezelétrico e camada de cola 32
3.2 Detalhe da região do transdutor piezelétrico e camada de cola 33
3.3 Assinaturas de impedância numérica e experimental obtidas por Anaz (2014) . 33
3.4 Geometrias do modelo 35
3.5 Cubo com transdutor piezelétrico e camada de cola após criação da malha . . . 35
3.6 Atribuição dos elementos e materiais do cubo, cola e pastilha PZT 36
3.7 Aplicação das condições de contorno 36
3.8 Cubo após aplicação das condições de contorno 37
3.9 Comparação das assinaturas de impedância numérica e experimental obtidas por Anaz (2014) e numérica deste estudo 37
3.10 Comparação das assinaturas de impedância numérica e experimental obtidas por Anaz (2014) e numérica deste estudo 38
3.11 Geometria, posições dos nós e sistema de coordenadas do elemento SOLID45 . 41
3.12 Geometria, posições dos nós e sistema de coordenadas do elemento SOLID5 . . 41

4.1 Transdutor piezelétrico PIC 151 43
4.2 Transdutor piezelétrico na condição livre 45
4.3 Assinatura de impedância obtida para a pastilha PZT na condição livre 46
4.4 Assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes malhas 47

4.5 Ampliação do primeiro pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes malhas 47
4.6 Ampliação do segundo pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes malhas 48
4.7 Ampliação do terceiro pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes malhas 48
4.8 Índice CCD obtido para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes malhas 49
4.9 Assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes números de pontos 50
4.10 Ampliação do primeiro pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes números de pontos 51
4.11 Ampliação do segundo pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes números de pontos 51
4.12 Ampliação do terceiro pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes números de pontos 52
4.13 Índice CCD obtido para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes números de pontos 52
4.14 Analisador de impedância *Agilent* 4294A 53
4.15 Assinaturas de impedância numérica e experimental 53
4.16 Análise de convergência 55
4.17 Análise de incerteza 56
4.18 Análise de sensibilidade 56
4.19 Assinaturas de impedância numéricas (PI e otimizada) e experimental 58
4.20 Ampliação do primeiro pico das assinaturas de impedância numéricas (PI e otimizada) e experimental 58
4.21 Ampliação do segundo pico das assinaturas de impedância numéricas (PI e otimizada) e experimental 59
4.22 Ampliação do terceiro pico das assinaturas de impedância numéricas (PI e otimizada) e experimental 59
4.23 Índice CCD obtido para o valor numérico otimizado 60

5.1 Volume da viga na condição livre 62

5.2 Análise de convergência de malha da viga 63
5.3 Formas modais da viga livre 64
5.4 Aparato experimental 65
5.5 Viga suspensa por fios de nylon para representar a condição de contorno livre . 65
5.6 Impacto na viga 66
5.7 Posição 1 do acelerômetro na viga 66
5.8 FRF da viga com acelerômetro posicionado em diferentes pontos 68
5.9 Fluxograma do processo de desenvolvimento do modelo da técnica ISHM utilizando ANSYS® 69
5.10 Volumes criados 70
5.11 Detalhe da região do transdutor piezelétrico e da camada de cola 70
5.12 Estrutura analisada após criação da malha 71
5.13 Detalhe da malha na região do transdutor piezelétrico e da camada de cola . . . 71
5.14 Atribuição dos elementos e materiais da viga, cola e pastilha PZT 72
5.15 Aplicação das condições de contorno 72
5.16 Estrutura analisada após aplicação das condições de contorno 73
5.17 Assinatura de impedância da viga 73
5.18 Assinatura de impedância da viga com variação nas propriedades da camada de cola 75
5.19 Índice CCD da viga com variação nas propriedades da camada de cola 75
5.20 Assinaturas de impedância em diversas faixas de frequência da viga com variação nas propriedades da camada de cola 76
5.21 Índice CCD da viga com variação nas propriedades da camada de cola 77
5.22 Variação das propriedades da cola epóxi 78
5.23 Assinatura de impedância da viga com variação na espessura da camada de cola 79
5.24 Assinaturas de impedância em diversas faixas de frequência da viga com variação na espessura da camada de cola 80
5.25 Índice CCD da viga com variação na espessura da camada de cola 81
5.26 Índice CCD da viga com variação na espessura da camada de cola 81
5.27 Viga de alumínio 82
5.28 Viga de alumínio com superfície preparada 83
5.29 Traçador de altura com suporte para controle da espessura da camada de cola . 83

5.30 Transdutor piezelétrico posicionado no suporte do traçador de altura 84
5.31 Viga de alumínio com pastilha PZT colada com controle da espessura da camada de cola 84
5.32 Viga de alumínio com pastilha PZT colada sem controle da espessura de cola . 85
5.33 Medição da espessura na máquina de medir por coordenadas 86
5.34 Assinatura de impedância experimental da viga com variação na espessura da camada de cola 88
5.35 Índice CCD experimental da viga com variação na espessura da camada de cola 89
5.36 Assinatura de impedância experimental da viga sem dano e com dano 91
5.37 Assinatura de impedância experimental escolhida com o processo de otimização 92
5.38 Resultados experimentais para vigas de diferentes espessuras na faixa de frequência selecionada 92
5.39 Resultados numéricos para vigas de diferentes espessuras na faixa de frequência selecionada 93
5.40 Variação do módulo de elasticidade da cola epóxi 94
5.41 Variação da densidade da cola epóxi 94
5.42 Variação do Coeficiente de *Poisson* da cola epóxi 94
5.43 Variação do ρ 96
5.44 Variação do S_{11} 96
5.45 Variação do S_{12} 97
5.46 Variação do ϵ_{33} 97
5.47 Variação do d_{31} 97
5.48 Variação do d_{33} 98
5.49 Assinatura de impedância experimental e numérica da condição sem dano . . . 99
5.50 Assinaturas de impedância experimentais e numéricas das vigas 1 e 2 100
5.51 Assinaturas de impedância experimentais e numéricas das vigas 3 e 4 100
5.52 Representação do dano com dimensão de $8 \times 8 \times 5$ mm 102
5.53 Representação do dano com dimensão de $8 \times 8 \times 8$ mm 102
5.54 Representação do dano com dimensão de $8 \times 8 \times 12$ mm 102
5.55 Posicionamento do Dano 1 para análise experimental e numérica 103
5.56 Posicionamento do Dano 2 para análise experimental e numérica 103
5.57 Posicionamento do Dano 3 para análise experimental e numérica 103

5.58 Posicionamento do Dano 4 para análise experimental e numérica 103
5.59 Posicionamento do Dano 5 para análise experimental e numérica 103
5.60 Posicionamento do Dano 6 para análise experimental e numérica 104
5.61 Posicionamento do Dano 7 para análise experimental e numérica 104
5.62 Posicionamento do Dano 8 para análise experimental e numérica 104
5.63 Posicionamento do Dano 9 para análise experimental e numérica 104
5.64 Assinaturas de impedância com danos experimentais e numéricas 105
5.65 Valores CCD 106
5.66 Assinaturas de impedância das vigas 1, 2 e 3 com e sem dano experimentais e numéricas 107
5.67 Assinaturas de impedância da viga 4 com e sem dano experimentais e numéricas 108
5.68 Valores CCD 108

A.1 Máquina de medir por coordenadas 126
A.2 Apalpador utilizado na MMC 127
A.3 Transdutor piezelétrico posicionado para medição com a máquina de medir por coordenadas 128

B.1 FRF da viga 1 com acelerômetro posicionado em diferentes pontos 147
B.2 FRF da viga 2 com acelerômetro posicionado em diferentes pontos 148
B.3 FRF da viga 3 com acelerômetro posicionado em diferentes pontos 149
B.4 FRF da viga 4 com acelerômetro posicionado em diferentes pontos 150

Lista de Tabelas

3.1 Propriedades geométricas e físicas do cubo, cola e pastilha PZT 34

4.1 Propriedades do PIC 151 fornecidas pela PI 44
4.2 Características das malhas analisadas 46
4.3 Incerteza considerada 54
4.4 Parâmetros do PIC 151 fornecidos pela PI e otimizados 57

5.1 Características das malhas analisadas 62
5.2 Frequências naturais experimentais e numéricas 67
5.3 Frequências naturais experimentais e numéricas otimizadas 67
5.4 Propriedades da liga de alumínio 69
5.5 Propriedades de cola epóxi 74
5.6 Espessuras das camadas de cola 86
5.7 Desvios de planeza das camadas de cola 87
5.8 Organização experimental com nomenclatura adotada 90
5.9 Variação das propriedades do transdutor piezelétrico em relação ao valor do fabricante 95
5.10 Propriedades das vigas de alumínio 99
5.11 Posição, dimensão e massa das condições experimentais de dano de aço 101

A.1 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da pastilha PZT 134
A.2 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura total da viga sem controle da espessura de cola 135
A.3 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da viga sem controle da espessura de cola 135

A.4 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura total da viga 1 com controle da espessura de cola 136
A.5 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da viga 1 com controle da espessura de cola 136
A.6 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura total da viga 2 com controle da espessura de cola 137
A.7 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da viga 2 com controle da espessura de cola 137
A.8 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura total da viga 3 com controle da espessura de cola 138
A.9 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da viga 3 com controle da espessura de cola 138
A.10 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura total da viga 4 com controle da espessura de cola 139
A.11 Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da viga 4 com controle da espessura de cola 139
A.12 Dados do cálculo de incerteza de medição da camada de cola das vigas com espessura controlada 141
A.13 Dados do cálculo de incerteza de medição do desvio de planeza da viga sem controle da espessura de cola 142
A.14 Dados do cálculo de incerteza de medição do desvio de planeza da viga 1 com controle da espessura de cola 142
A.15 Dados do cálculo de incerteza de medição do desvio de planeza da viga 2 com controle da espessura de cola 143
A.16 Dados do cálculo de incerteza de medição do desvio de planeza da viga 3 com controle da espessura de cola 143
A.17 Dados do cálculo de incerteza de medição do desvio de planeza da viga 4 com controle da espessura de cola 144

B.1 Frequências naturais experimentais e numéricas otimizadas da viga 1 145
B.2 Frequências naturais experimentais e numéricas otimizadas da viga 2 146
B.3 Frequências naturais experimentais e numéricas otimizadas da viga 3 146
B.4 Frequências naturais experimentais e numéricas otimizadas da viga 4 146

Lista de Símbolos e Abreviaturas

Símbolos Latinos

$[N_\phi]$	Matriz que contém as funções de interpolação dos potenciais elétricos
$[N_u]$	Matriz que contém as funções de interpolação dos deslocamentos
$\dot{u}$	Velocidade
$[C]$	Matriz de amortecimento global da estrutura
$[K]$	Matriz de rigidez global da estrutura
$\left[K^e_{\phi\phi}\right]$	Matriz elementar capacitância piezelétrica
$\left[K^e_p\right]$	Matriz de rigidez elementar da pastilha PZT
$\left[K^e_s\right]$	Matriz de rigidez elementar da estrutura
$\left[K^e_{u\phi}\right]$	Matriz elementar de acoplamento eletromecânico
$\left[M^e_p\right]$	Matriz de massa elementar da pastilha PZT
$\left[M^e_s\right]$	Matriz de massa elementar da estrutura
$[M_{uu}]$	Matriz de massa global da estrutura
$\{F^e\}$	Vetor de forças externas aplicadas no elemento estrutural
$\{F_{el}\}$	Força elétrica gerada no atuador piezelétrico
$\{Q^e\}$	Vetor de carga elétrica aplicada no elemento piezelétrico
$\{X\}$	Vetor de parâmetros incertos
d	Constantes piezelétricas
L_u	Operador de derivação de segunda ordem

n_p	Número de elementos piezelétricos
n_s	Número de elementos estruturais
P_b	Trabalho das forças externas
P_c	Trabalho das forças concentradas
P_s	Trabalho das forças distribuídas na superfície
Q	Carga superficial do transdutor piezelétrico
$Re(\bar{Z}_1)$	Média das assinaturas de impedância da medição em condição sem dano
$Re(\bar{Z}_2)$	Média das assinaturas de impedância para uma nova configuração estrutural
s^E	Coeficientes de conformidade
S_{Z_1}	Desvio padrão das assinaturas de impedância da medição em condição sem dano
T	Energia cinética
u	Deslocamento
U	Energia potencial
V	Volume
W_e	Trabalho realizado pelo potencial elétrico
W_m	Trabalho realizado pelo potencial elétrico
$\bar{Y}_{xx}^E$	Módulo complexo de Young com campo elétrico nulo
$\mathcal{S}$	Tensor
a_0	Valor médio do parâmetro incerto
b_a	Largura da pastilha PZT
c	Coeficiente de amortecimento
D	Deslocamento elétrico
d_{3x}^2	Constante de acoplamento piezelétrico com deformação nula
E	Campo elétrico
f	Frequência
h_a	Espessura da pastilha PZT
I_o	Corrente elétrica
k	Rigidez
k	Quantidade de parâmetros incertos

l_a	Comprimento da pastilha PZT
m	Massa
n	Número de frequências na banda de observação
N_{aval}	Número total de avaliação de modelo
n_s	Número de amostras utilizados na MCS
Q_{imag}	Carga superficial imaginária do transdutor piezelétrico
Q_{real}	Carga superficial real do transdutor piezelétrico
$Re(Z_{1,i})$	Parte real da assinatura de impedância da medição em condição sem danos na frequência i
$Re(Z_{2,i})$	Parte real da assinatura de impedância para uma nova configuração estrutural na frequência i
S	Vetor de deformação
S_i	Coeficiente de Sensibilidade de primeira ordem
S_{Ti}	Índice de efeito total
T	Vetor das tensões
$V(Y)$	Variância de um conjunto de dados
V_i	Tensão elétrica
Y	Saída escalar do modelo
$Y(\omega)$	Admitância do atuador PZT
Z	Impedância
Z_a	Impedância mecânica da pastilha PZT
Z_S	Impedância mecânica da estrutura

Símbolos Gregos

δW	Trabalho virtual
ϵ^T	Permissividade dielétrica
∇	Operador gradiente

ϕ	Potencial elétrico
ρ	Massa específica
$\bar{\varepsilon}_{33}^{T}$	Constante dielétrica complexa da pastilha PZT
δ	Fator de perda dielétrica
δ_a	Dispersão do parâmetro incerto
θ	Processo aleatório
$\xi(\theta)$	Caracteriza uma função de distribuição normal

Abreviaturas

CCD	Desvio do Coeficiente de Correlação
ED	Evolução Diferencial
EF	Elementos Finitos
END	Ensaios Não Destrutivos
FEMEC	Faculdade de Engenharia Mecânica
FRF	Função de Resposta em Frequência
ISHM	Monitoramento da Integridade Estrutural baseado em Impedância Eletromecânica
LMEst	Laboratório de Mecânica de Estruturas "José Eduardo Tannús Reis"
MCS	Simulação de Monte Carlo
PI	*Physik Instrumente*
PZT	Titanato Zirconato de Chumbo
RMS	Raiz Média Quadrada
RMSD	Desvio Médio Quadrático
SHM	Monitoramento da Integridade Estrutural
UFU	Universidade Federal de Uberlândia

Capítulo 1

Introdução

Neste capítulo, são apresentadas a contextualização do tema desta tese de doutorado, as contribuições anteriores relacionadas ao assunto no contexto institucional, os objetivos do estudo e sua organização.

1.1 Contextualização do estudo

O monitoramento da saúde estrutural (SHM) tem atraído crescente atenção na academia e na indústria devido à sua importância para o aumento da segurança e confiabilidade de diversos sistemas de engenharia. Essa abordagem permite a identificação de falhas em estágios iniciais, possibilitando a implementação de ações corretivas de forma antecipada.

Aprofundar a compreensão do comportamento estrutural de um sistema capacita os engenheiros a otimizar os cronogramas de manutenção, evitando interrupções desnecessárias e reduzindo os custos associados a reparos. Além disso, o SHM oferece informações essenciais que auxiliam na prevenção de falhas catastróficas e na melhoria da eficiência operacional (PARIDA et al., 2024).

Dentro desse contexto, uma abordagem utilizada é a técnica de monitoramento de integridade estrutural baseada em impedância eletromecânica (ISHM), que utiliza materiais piezelétricos, como o Titanato Zirconato de Chumbo (PZT), acoplados à estrutura monitorada. Esses materiais possuem a capacidade de serem utilizados simultaneamente como atuadores e sensores, tornando-se altamente eficientes na identificação de danos (CHAUDHRY et al., 1995).

Embora as técnicas convencionais de ensaios não destrutivos (END), como inspeção visual, teste ultrassônico, radiografia e correntes parasitas, sejam amplamente utilizadas para avaliar a

integridade estrutural, elas apresentam algumas limitações. Entre essas limitações, destacam-se a baixa sensibilidade para detectar danos em estágios iniciais e a incapacidade de oferecer monitoramento contínuo em tempo real. A técnica ISHM se destaca nesse cenário, preenchendo essas lacunas (PARIDA; MOHARANA, 2023).

Além disso, a técnica ISHM diferencia-se das abordagens convencionais de END por sua capacidade de monitorar áreas relativamente maiores e de ser aplicada a estruturas complexas. Ela utiliza sensores e atuadores pequenos e não intrusivos, adequados para monitorar locais de difícil acesso, sem impactar significativamente a massa estrutural (ROGERS; LALANDE, 1996). Outra vantagem é sua capacidade de detectar danos incipientes, uma vez que opera em altas frequências (AYRES et al., 1996). Comparada a outras metodologias de SHM, a técnica ISHM apresenta custos relativamente baixos, com instrumentação simples e fácil instalação, tornando-se uma opção econômica e prática (PARIDA; MOHARANA, 2023).

Essas características a tornam atrativa para o monitoramento de diversas estruturas e tipos de dano, incluindo: detecção de corrosão em dutos (RAJU; BHALLA; VISALAKSHI, 2020), folga de parafuso (CHEN; HUO; SONG, 2020), danos estruturais em concreto sob diferentes temperaturas (LI et al., 2021), delaminação de viga e danos por impacto em placa de compósitos de polímeros reforçados com fibra de vidro (MALINOWSKI; WANDOWSKI; SINGH, 2021), adição de massa em viga de alumínio (VENSON et al., 2022), trincas em vigas de concreto armado (KAUR; SINGLA, 2022), condições de tensão em estrutura de aço em forma de H (WU; XIAO; ZHU, 2023), efeitos da tensão de flexão induzida por cargas externas e danos em vigas de concreto reforçado com fibras (NAOUM et al., 2023), danos por congelamento e descongelamento cíclicos em revestimentos de concreto (ZHANG et al., 2024), corrosão por pites em estruturas cilíndricas e tubulares de aço (LUO et al., 2024), entre outros.

Apesar de suas vantagens e ampla utilização, a técnica ISHM apresenta limitações que devem ser consideradas. Fatores ambientais, como temperatura e umidade, podem impactar as medições, gerando medições imprecisas caso não sejam adequadamente compensadas (RABELO et al., 2017; TSURUTA et al., 2017; FREITAS et al., 2021; LI; LUO; AI, 2024; HUANG; QU; XIAO, 2024). A análise de dados pode ser complexa, pois exige conhecimento técnico especializado e o uso de ferramentas de *software*, o que pode dificultar a interpretação e aumentar o risco de erros (PARIDA; MOHARANA, 2023). Embora essas limitações não comprometam as contribuições da técnica, elas ressaltam a necessidade de uma aplicação cuidadosa para assegurar um monitoramento eficaz.

Para maximizar a eficácia desse monitoramento, é possível utilizar modelos que proporcionem uma compreensão mais aprofundada do funcionamento da técnica. Esses modelos auxiliam na escolha adequada do transdutor piezelétrico e da camada de cola (quanto a sua espessura, tipo), e são essenciais para identificar os tipos de danos que podem ser detectados. Além disso, conforme mencionado por Sepehry, Bakhtiari-Nejad e Shamshirsaz (2017), os modelos permitem otimizar as dimensões e a posição do transdutor na estrutura, o que resulta em redução de custos e tempo nos testes experimentais.

No entanto, apesar de os modelos analíticos apresentarem desempenho satisfatório, seu uso na atualização de modelos é limitado por algumas desvantagens, como as suposições simplificadoras necessárias para a formulação do modelo, que podem levar a uma precisão insatisfatória na previsão do sinal de impedância. Além disso, esses modelos geralmente não são adequados para estruturas com geometria complexa. Portanto, torna-se cada vez mais urgente o desenvolvimento de um modelo robusto que possa se adaptar a diversas estruturas de engenharia na prática de identificação de danos (CAO et al., 2023).

Nesse contexto, os modelos por elementos finitos (EF) têm sido amplamente adotados devido à sólida teoria que os fundamenta e ao rápido desenvolvimento de *softwares* comerciais de EF, como ANSYS®, Abaqus® e COMSOL® (CAO et al., 2023). Dentre esses, o ANSYS® foi selecionado para a realização deste trabalho devido à sua ampla utilização na literatura, sendo empregado por autores como Luo et al. (2024), Ahmed, Hrairi e Yazid (2024) e Abdallah e Mohamed (2023), o que facilita a comparação e validação dos resultados.

Portanto, o objetivo desta tese é desenvolver e analisar experimentalmente um modelo de elementos finitos da técnica ISHM, a fim de otimizar sua aplicabilidade prática por meio de uma maior compreensão desta metodologia.

1.2 Contribuições anteriores no contexto institucional

A técnica de ISHM é um tema que tem sido estudado há alguns anos pelos pesquisadores do Laboratório de Mecânica de Estruturas "José Eduardo Tannús Reis"(LMEst) da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia (FEMEC-UFU).

Moura Jr. (2004) utilizou métodos estatísticos em conjunto com a técnica de Impedância Eletromecânica para identificar falhas em estruturas aeronáuticas. Tsuruta (2008) avaliou o uso da técnica de ISHM para detectar e quantificar danos causados por impactos de baixa energia

em placas de material compósito, investigando a influência da faixa de frequência na qual a impedância é medida e da localização dos transdutores piezelétricos na estrutura analisada. Moura Jr. (2008) avaliou técnicas de SHM baseadas em impedância eletromecânica e ondas de Lamb, aplicando-as em componentes aeronáuticos e espaciais.

Palomino (2008) examinou as métricas de dano propostas na literatura para uso na técnica ISHM. Para isso, identificou danos pequenos em estruturas simples usando várias métricas de dano para determinar qual delas apresentava o melhor desempenho na identificação. Em seguida, usou a técnica ISHM para identificar danos incipientes em uma estrutura aeronáutica, como a perda de um rebite, e em ensaios de fadiga.

Leucas (2009) investigou o desempenho de duas técnicas de SHM (impedância eletromecânica e ondas de Lamb) na detecção de danos em estruturas metálicas rebitadas, como vigas e painéis aeronáuticos. Os resultados obtidos foram submetidos a análises estatísticas de hipóteses para verificar a presença de danos com um certo nível de confiança. Além disso, o autor apresentou uma abordagem alternativa baseada em redes neurais artificiais para classificar os diferentes estágios de dano em um painel aeronáutico.

Palomino (2012) avaliou o impacto de condições ambientais, como campos magnéticos e meios iônicos, nas medições de impedância. Ele também estudou a influência da geometria e posição dos sensores em relação ao dano, constatando que o formato do transdutor piezelétrico não tem impacto nas medições, mas a posição é fundamental para detectar corretamente o dano. Além disso, o autor utilizou técnicas de inteligência artificial, como redes neurais e análise de *cluster fuzzy*, para classificar danos em estruturas aeronáuticas. E também avaliou o desempenho da técnica ISHM na detecção de danos em estruturas sujeitas a carregamentos dinâmicos.

Cavalini Jr. (2013) aplicou a técnica ISHM em uma máquina rotativa sob diferentes condições de operação e demonstrou sua eficácia na detecção de trincas incipientes no eixo de um rotor em funcionamento.

Rabelo (2014) desenvolveu um método de deslocamento efetivo em frequência para compensar os efeitos das variações de temperatura ambiente nas medições de impedância. Essa metodologia foi aplicada em uma viga de alumínio e em um painel aeronáutico usando a técnica ISHM.

Rocha (2017) diagnosticou falhas em um painel de alumínio integrando duas técnicas de SHM: a técnica de impedância eletromecânica e ondas de Lamb. Neste caso, foi projetado um *hardware* dedicado para permitir a integração cooperativa dessas duas técnicas.

Rabelo (2017) aplicou o ISHM em uma placa retangular e em painéis aeronáuticos de alumínio. Neste trabalho, foram desenvolvidas técnicas de normalização de dados para compensar variações causadas por mudanças nas condições ambientais ou operacionais, sem grandes perdas de informação. O autor também propôs um método para determinar um limiar discriminante por meio de um modelo estatístico, bem como técnicas avançadas de normalização de dados, uma delas utilizando métodos de otimização e a outra baseada na minimização da distância euclidiana entre um ponto e uma curva.

Silva (2017) avaliou a técnica ISHM para detectar danos em estruturas de concreto, levando em consideração variações de temperatura e umidade. Para isso, ele utilizou a técnica de compensação de temperatura baseada no método do deslocamento efetivo em frequência por análise de correlação.

Venson (2020) aplicou o coeficiente de Hurst em conjunto com a técnica ISHM para detecção de danos estruturais. A eficácia foi avaliada por meio de experimentos em vigas de alumínio submetidas a ensaios com e sem a presença de danos em diferentes temperaturas. Os resultados indicaram que o coeficiente de Hurst pode ser usado como métrica de dano, eliminando a necessidade de técnicas de compensação de temperatura em todas as condições de ensaio.

Freitas (2020) desenvolveu uma metodologia para tornar o método ISHM mais robusto em relação às variações nas condições ambientais e operacionais. Dois eixos de material compósito foram testados em condições controladas de temperatura e operação. Ambos os eixos tinham danos simulados com uma porca acoplada, e as assinaturas de impedância foram medidas antes e após a presença da porca. Embora o método ISHM tenha detectado os danos, as variações de temperatura e condições operacionais afetaram negativamente as medições. Por isso, uma nova metodologia de compensação foi proposta, focalizando em regiões ótimas de frequência nas assinaturas de impedância, e avaliando a condição de dano dentro dessa faixa de frequência ideal, resultando em uma detecção de dano mais precisa e menos sensível a variações ambientais e operacionais.

Em todos esses estudos, foi evidenciado o grande potencial da técnica de ISHM na detecção de danos nas estruturas analisadas. No entanto, o foco dos trabalhos citados está na aplicação da técnica e na análise dos dados obtidos experimentalmente, sem se preocupar com a sua modelagem. Este aspecto específico é uma das contribuições desta tese, que aborda a modelagem da técnica ISHM de um transdutor piezelétrico em sua condição livre e acoplado em estruturas esbeltas (viga de alumínio).

1.3 Objetivos do estudo

O objetivo principal desta tese de doutorado é desenvolver um modelo representativo da técnica ISHM utilizando o *software* ANSYS® e validá-lo experimentalmente. Neste contexto, diversas condições estruturais são simuladas, tanto em estado saudável quanto danificado. Para essa finalidade, destacam-se os seguintes objetivos específicos:

- Desenvolver um modelo de transdutor piezelétrico em condição livre, realizando análise de sensibilidade para identificar os parâmetros mais influentes em seu comportamento;
- Desenvolver um modelo de transdutor piezelétrico acoplado a uma viga de alumínio, considerando diferentes espessuras de cola e cenários de danos, simulando diversas condições estruturais;
- Comparar os resultados numéricos obtidos com o modelo desenvolvido no ANSYS® com dados experimentais, a fim de avaliar o modelo proposto e verificar sua representatividade e capacidade de detectar falhas.

1.4 Organização da tese

Além deste capítulo introdutório ao tema, esta tese apresenta mais seis capítulos, organizados como descrito a seguir.

O Capítulo 2 apresenta os conceitos fundamentais sobre a técnica ISHM e os materiais piezelétricos, fornecendo a base teórica essencial para o desenvolvimento deste trabalho.

O Capítulo 3 realiza uma revisão bibliográfica detalhada sobre o uso de modelos aplicados à técnica ISHM, seguida de uma validação numérica e experimental com base em estudos da literatura. Além disso, é explicada a análise de sensibilidade realizada, com a identificação dos principais parâmetros envolvidos no modelo.

No Capítulo 4, é desenvolvido o modelo de um transdutor piezelétrico operando em condição livre, com a análise de sensibilidade correspondente para identificar os parâmetros mais relevantes, seguida da validação experimental.

O Capítulo 5 descreve o modelo de um transdutor piezelétrico acoplado a uma viga de alumínio, incluindo análises com diferentes espessuras de cola e simulação de cenários variados de danos. Neste capítulo também é apresentada a comparação entre os resultados numéricos e experimentais.

Por fim, o Capítulo 6 traz as conclusões obtidas ao longo do desenvolvimento da tese, destacando as principais contribuições do trabalho, e perspectivas de trabalhos futuros para esta linha de pesquisa.

Capítulo 2

Monitoramento de integridade estrutural

Este capítulo tem como objetivo apresentar alguns conceitos relacionados a técnica de Monitoramento da Integridade Estrutural baseado na Impedância Eletromecânica (ISHM). Inicialmente, são abordados os conceitos básicos da impedância eletromecânica, seguidos por uma discussão sobre os materiais piezelétricos.

2.1 Impedância eletromecânica

ISHM é uma técnica de avaliação não destrutiva que utiliza transdutores piezelétricos atuando simultaneamente como sensores e atuadores. Esses transdutores podem ser posicionados externamente ou incorporados na estrutura para monitorar alterações de rigidez, massa e/ou amortecimento (CHAUDHRY et al., 1995). Qualquer alteração nessas propriedades modifica a impedância elétrica medida, devido ao acoplamento eletromecânico, indicando alterações estruturais, como a presença de danos. Para isso, é medida a impedância elétrica do sensor piezelétrico, que está diretamente relacionada à impedância mecânica da estrutura (AYRES et al., 1998).

Os transdutores piezelétricos possibilitam este monitoramento devido aos seus efeitos piezelétricos direto e inverso (PARK et al., 2003). O efeito piezelétrico direto, também conhecido como efeito sensor, ocorre quando o material sofre deformação mecânica, gerando uma carga elétrica correspondente. Em contrapartida, o efeito piezelétrico inverso, chamado de efeito atuador, ocorre quando o material é submetido a um potencial elétrico externo, resultando em deformação mecânica (CHAUDHRY et al., 1995).

No contexto da aplicação da técnica ISHM, é essencial fornecer uma tensão elétrica (geral-

mente de 1V) nos transdutores piezelétricos. Isso produz uma pequena deformação nas pastilhas PZTs (efeito piezelétrico inverso), que deforma a estrutura monitorada. A resposta vibratória resultante gera carga elétrica nas pastilhas PZTs (efeito piezelétrico direto) devido à deformação mecânica induzida pela estrutura, permitindo assim seu monitoramento, já que danos provocam alterações na resposta elétrica da pastilha PZT, devido seu acoplamento eletromecânico com a estrutura monitorada. Assim, é possível obter a parte real e imaginária das assinaturas de impedância, das quais a parte real é utilizada para monitoramento por ser mais sensível às alterações estruturais (RAJU, 1997).

Para compreender melhor a interação entre os transdutores piezelétricos e a estrutura monitorada na técnica ISHM, Liang, Sun e Rogers (1993) desenvolveram um modelo teórico unidimensional. Este modelo descreve o processo de medição das assinaturas de impedância em um sistema com um grau de liberdade, conforme ilustrado na Fig. 2.1. Nele, as propriedades de massa, rigidez e amortecimento são representadas por m, k e c, respectivamente. O transdutor piezelétrico é excitado por uma fonte de tensão V_i, e a corrente de saída I_o é gerada pela deformação do sensor.

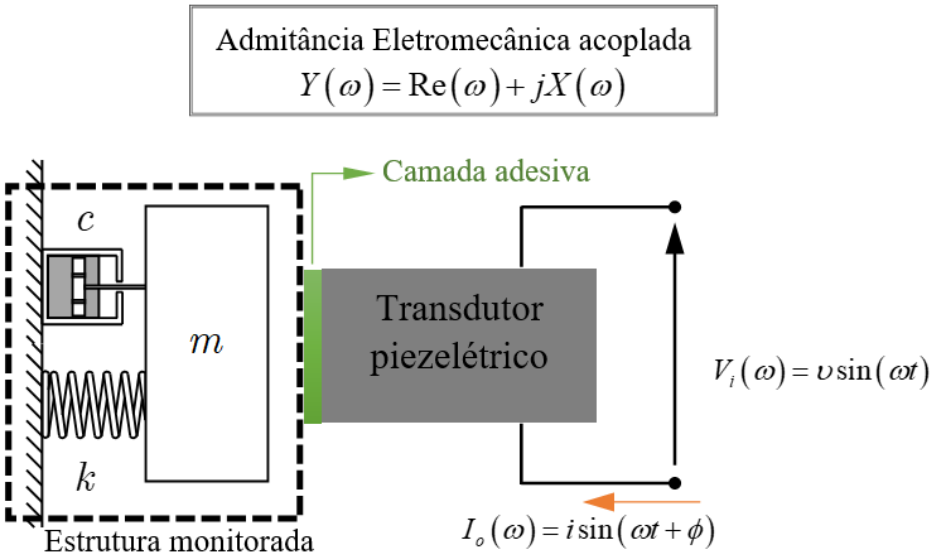


Figura 2.1: Modelo unidimensional de um grau de liberdade do acoplamento eletromecânico utilizado na técnica ISHM (Fonte: Adaptado de Liang, Sun e Rogers (1993)).

A partir do sistema proposto e considerando que as propriedades mecânicas do transdutor piezelétrico não variam com o tempo, Liang, Sun e Rogers (1993), Liang, Sun e Rogers (1994a), Liang, Sun e Rogers (1994b) demonstraram que a admitância $Y(\omega)$ do atuador PZT pode ser escrita como uma função combinada da impedância mecânica do próprio atuador Z_a e da

estrutura Z_S, como mostra a Eq. (2.1).

$$Y(\omega) = \frac{I_o(\omega)}{V_i(\omega)} = i\omega \frac{b_a l_a}{h_a} \left(\bar{\varepsilon}_{33}^{T}(1 - i\delta) - \frac{Z_S(\omega)}{Z_S(\omega) + Z_a(\omega)} d_{3x}^2 \bar{Y}_{xx}^{E} \right) \tag{2.1}$$

onde $I_o(\omega)$ é a corrente de saída, $V_i(\omega)$ é a tensão de entrada no atuador PZT, b_a, l_a e h_a são a largura, comprimento e espessura da pastilha PZT, $\bar{\varepsilon}_{33}^{T}$ é a constante dielétrica complexa do material piezelétrico para uma tensão mecânica (T) constante, δ é o fator de perda dielétrica, d_{3x}^2 é a constante de acoplamento piezelétrico com deformação nula e $\bar{Y}_{xx}^{E}$ é o módulo complexo de Young do material piezelétrico para um campo elétrico (E) constante.

As assinaturas de impedância são geralmente obtidas com o uso de um equipamento denominado "analisador de impedância"ou "impedancímetro". Para sua operação, é necessário escolher a tensão elétrica, o número de pontos em frequência e a banda de frequência de excitação. A escolha da banda de frequência, em particular, costuma ser realizada por meio de um procedimento de tentativa e erro, baseado na densidade de picos (PARK; CUDNEY; INMAN, 2000).

Assim, as medições de impedância eletromecânica são realizadas em dois momentos: na condição inicial da estrutura (saudável) e na condição danificada. A assinatura de impedância obtida na condição inicial serve como referência e é comparada com as medições subsequentes, possibilitando a identificação de eventuais diferenças. Isso viabiliza uma avaliação qualitativa da presença ou ausência de danos na estrutura.

A fim de quantificar as variações nas assinaturas de impedância medidas antes e após possíveis danos, são aplicados tratamentos estatísticos, conhecidos como métricas de danos. Uma dessas métricas é o Desvio do Coeficiente de Correlação (CCD, do inglês *Correlation Coefficient Deviation*), expresso pela Eq. (2.2).

$$CCD = 1 - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} \frac{\left[Re(Z_{1,i}) - Re(\bar{Z}_1) \right] \left[Re(Z_{2,i}) - Re(\bar{Z}_2) \right]}{S_{Z_1} S_{Z_2}} \tag{2.2}$$

onde $Re(Z_{1,i})$, $Re(\bar{Z}_1)$ e S_{Z_1} são a parte real, média e desvio padrão das assinaturas de impedância medidas em condições saudáveis, respectivamente; $Re(Z_{2,i})$, $Re(\bar{Z}_2)$ e S_{Z_1} correspondem à nova configuração avaliada e n é o número de pontos em frequência na banda de observação. Quando o índice CCD é igual a 0 significa que os sinais possuem total correlação, indicando que nenhum dano foi identificado. À medida que o índice CCD se aproxima de 1, ou 100 %, a gravidade do dano aumenta, tornando a identificação mais precisa (NAIDU; SOH, 2004).

E o desvio médio quadrático (RMSD, do inglês *Root Mean Square Deviation*) expresso pela Eq. (2.3).

$$RMSD = \left\{ \sum_{i=1}^{n} \left[\frac{\left(Re(Z_{1,i}) - Re(Z_{2,i}) \right)^2}{n} \right] \right\}^{1/2} \tag{2.3}$$

onde $Re(Z_{1,i})$ e $Re(Z_{2,i})$ são as partes reais das assinaturas de impedância para a estrutura saudável e a nova configuração, respectivamente, n é o número de pontos em frequência na banda de observação, e i varia de 1 até n (PEAIRS, 2006).

2.2 Materiais piezelétricos

Os materiais piezelétricos são um tipo de componente inteligente que possuem a capacidade de converter energia entre os domínios físicos mecânico e elétrico. Assim, os transdutores piezelétricos podem transformar um sinal elétrico em uma resposta mecânica e, de forma recíproca, converter um estímulo mecânico em uma resposta elétrica. Essa relação recíproca entre o acoplamento elétrico e mecânico define esses materiais como exibindo acoplamento bidirecional (LEO, 2007).

De acordo com a aplicação, os transdutores piezelétricos podem ser encontrados em diversos tamanhos, formas e tipos. O Titanato Zirconato de Chumbo é o mais estudado, devido ao seu amplo campo de aplicações, que inclui reparação de estruturas, controle de forma, controle de vibração e monitoramento da saúde estrutural, entre outras (AABID et al., 2023).

Neste trabalho, os transdutores piezelétricos serão utilizados para o monitoramento da saúde estrutural de sistemas dinâmicos. Para compreender melhor seu comportamento, é fundamental analisar suas propriedades por meio de um modelo que descreva a relação entre as variáveis elétricas e mecânicas. A seguir, são apresentadas as equações constitutivas para um material piezelétrico linear, conforme discutido por Leo (2007) e IEEE Standards Committee (1987).

O cubo de material piezelétrico e o sistema ortogonal de três direções, utilizados para referenciar os vetores que serão utilizados na formulação apresentada a seguir, estão ilustrados na Fig. 2.2.

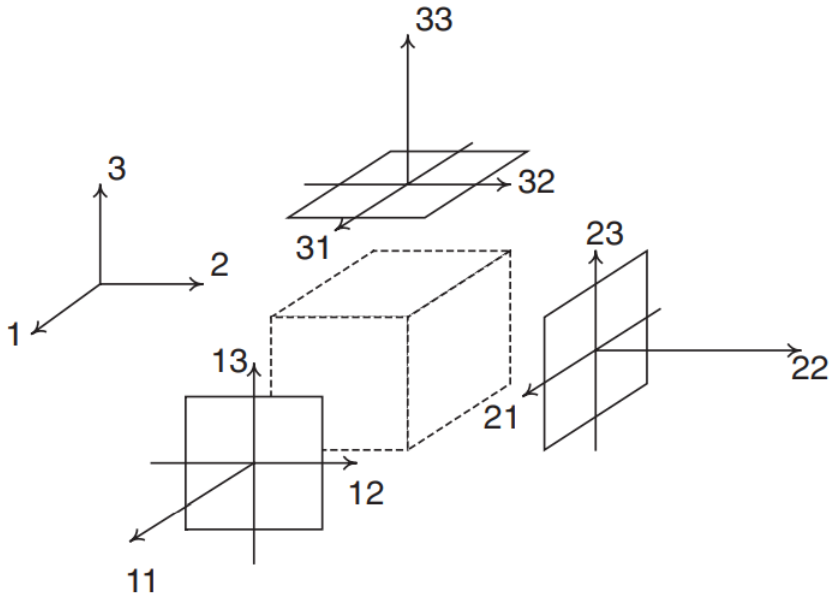


Figura 2.2: Sistema de coordenadas e definição das direções dos componentes de tensão e deformação.

Observa-se que existem três direções nas quais podem ser aplicado um campo elétrico. Essas direções são nomeadas como E_i, onde $i = 1, 2, 3$. Escrevendo na forma vetorial, o vetor campo elétrico, $\{E\}$, é dado pela Eq. (2.4). De forma similar, o deslocamento elétrico na forma vetorial, $\{D\}$, é dado pela Eq. (2.5).

$$\left\{E\right\} = \begin{Bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{Bmatrix} \tag{2.4}$$

$$\left\{D\right\} = \begin{Bmatrix} D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{Bmatrix} \tag{2.5}$$

Devido à existência de três direções associadas ao campo elétrico e três associadas ao deslocamento elétrico, a relação geral entre as variáveis assume a forma apresentada nas Eqs. (2.6), (2.7) e (2.8), que podem ser escritas na forma matricial, conforme mostra a Eq. (2.9). Alternativamente, a Eq. (2.9) pode ser representada na forma compacta pela Eq. (2.10).

$$D_1 = \epsilon_{11}^T E_1 + \epsilon_{12}^T E_2 + \epsilon_{13}^T E_3 \tag{2.6}$$

$$D_2 = \epsilon_{21}^T E_1 + \epsilon_{22}^T E_2 + \epsilon_{23}^T E_3 \tag{2.7}$$

$$D_3 = \epsilon_{31}^T E_1 + \epsilon_{32}^T E_2 + \epsilon_{33}^T E_3 \tag{2.8}$$

$$\begin{Bmatrix} D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \epsilon_{11}^T & \epsilon_{12}^T & \epsilon_{13}^T \\ \epsilon_{21}^T & \epsilon_{22}^T & \epsilon_{23}^T \\ \epsilon_{31}^T & \epsilon_{32}^T & \epsilon_{33}^T \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{Bmatrix} \tag{2.9}$$

$$D_m = \epsilon_{mn}^T E_n \tag{2.10}$$

As equações que relacionam a deformação à tensão no caso tridimensional podem ser derivadas de maneira semelhante. No caso de um estado geral de tensão (T) e deformação (S) para um caso tridimensional, podem ser necessários nove termos para uma especificação completa da tensão e deformação, conforme descrito nas Eqs. (2.11) e (2.12).

$$\Big[T\Big] = \begin{bmatrix} T_{11} & T_{12} & T_{13} \\ T_{21} & T_{22} & T_{23} \\ T_{31} & T_{32} & T_{33} \end{bmatrix} \tag{2.11}$$

$$\Big[S\Big] = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} \end{bmatrix} \tag{2.12}$$

Ainda, é possível expressar estas equações da forma tensorial, como apresentado na Eq. (2.13). Como na forma completa, para cada estado de deformação estão associados 9 estados de tensão, sendo 9 estados de deformação total, o tensor $\mathcal{S}^E$ representa 81 termos.

$$S_{ij} = \mathcal{S}_{ijkl}^E T_{kl} \tag{2.13}$$

Para a obtenção das relações constitutivas tridimensionais, é preciso especificar o acoplamento entre as variáveis elétricas e mecânicas. Em um caso geral, os 9 termos da deformação estão relacionados com os 3 campos elétricos, como apresentado na Eq. (2.14).

$$S_{ij} = \mathcal{D}_{ijn} E_n \tag{2.14}$$

Além disso, os três termos de deslocamento elétrico estão relacionados com a tensão mecânica através da Eq. (2.15).

$$D_m = \mathcal{D}_{mkl} T_{kl} \tag{2.15}$$

Combinando as quatro expressões anteriores, pode-se escrever o conjunto completo de equações constitutivas para um material piezelétrico linear:

$$S_{ij} = \mathcal{S}^{E}_{ijkl} T_{kl} + \mathcal{D}_{ijn} E_n \tag{2.16}$$

$$D_m = \mathcal{D}_{mkl} T_{kl} + \epsilon^{T}_{mn} E_n \tag{2.17}$$

A partir da simetria do tensor de tensão e deformação, tem-se seis variáveis independentes e não mais nove. Dessa forma, pode-se definir o seguinte conjunto de novos componentes de tensão e deformação:

$$S_1 = S_{11} \qquad T_1 = T_{11} \tag{2.18}$$

$$S_2 = S_{22} \qquad T_2 = T_{22} \tag{2.19}$$

$$S_3 = S_{33} \qquad T_3 = T_{33} \tag{2.20}$$

$$S_4 = S_{23} = S_{32} \qquad T_4 = T_{23} = T_{32} \tag{2.21}$$

$$S_5 = S_{31} = S_{13} \qquad T_5 = T_{31} = T_{13} \tag{2.22}$$

$$S_6 = S_{12} = S_{21} \qquad T_6 = T_{12} = S_{21} \tag{2.23}$$

Consequentemente, as Eqs. (2.16) e (2.17) podem ser escritas como:

$$\begin{Bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{13} & s_{14} & s_{15} & s_{16} \\ s_{21} & s_{22} & s_{23} & s_{24} & s_{25} & s_{26} \\ s_{31} & s_{32} & s_{33} & s_{34} & s_{35} & s_{36} \\ s_{41} & s_{42} & s_{43} & s_{44} & s_{45} & s_{46} \\ s_{51} & s_{52} & s_{53} & s_{54} & s_{55} & s_{56} \\ s_{61} & s_{62} & s_{63} & s_{64} & s_{65} & s_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} \\ d_{21} & d_{22} & d_{23} \\ d_{31} & d_{32} & d_{33} \\ d_{41} & d_{42} & d_{43} \\ d_{51} & d_{52} & d_{53} \\ d_{61} & d_{62} & d_{63} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{Bmatrix} \tag{2.24}$$

$$\begin{Bmatrix} D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} & d_{14} & d_{15} & d_{16} \\ d_{21} & d_{22} & d_{23} & d_{24} & d_{25} & d_{26} \\ d_{31} & d_{32} & d_{33} & d_{34} & d_{35} & d_{36} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{Bmatrix} \tag{2.25}$$

As Eqs. (2.24) e (2.25) podem ser representadas na forma matricial, conforme mostram as Eqs. (2.26) e (2.27), respectivamente.

$$\{S\} = \left[s^E\right]\{T\} + [d]^T\{E\} \tag{2.26}$$

$$\{D\} = [d]\{T\} + \left[\epsilon^T\right]\{E\} \tag{2.27}$$

Nessas equações, $[s^E]$ é a matriz 6×6 de coeficientes de conformidade sob campo elétrico (E) constante, $[d]$ é a matriz 3×6 de constantes piezelétricas, e $[\epsilon^T]$ é a matriz 3×3 de permissividade dielétrica sob tensão (T) constante. A notação $[.]^T$ indica a forma transposta da matriz.

O número de variáveis necessárias para especificar as propriedades constitutivas dos materiais piezelétricos é reduzido significativamente ao considerar a simetria associada com as propriedades elásticas, elétricas e eletromecânicas. Dessa forma, tem-se que:

$$s_{ij} = s_{ji} = 0 \tag{2.28}$$

onde, $i = 1, 2, 3$, $j = 4, 5, 6$ e:

$$s_{45} = s_{46} = s_{56} = s_{65} = 0 \tag{2.29}$$

A simetria dentro da estrutura cristalina do material piezelétrico resulta em uma redução do número de parâmetros eletromecânicos e elétricos. Isso ocorre porque o campo elétrico é aplicado e não causa deslocamento elétrico em direções ortogonais. A matriz de permissividade é, portanto, reduzida a uma matriz diagonal. E a matriz do coeficiente de deformação para materiais piezelétricos convencionais também é reduzida. Outras reduções no número de coeficientes independentes podem ocorrer quando o material tem simetria tal que $d_{13} = d_{23}$ e $d_{15} = d_{24}$.

Assim, a forma matricial da equação constitutiva tridimensional para o material piezelétrico é expressa pelas Eqs. (2.30) e (2.31), as quais são essenciais para caracterizar o comportamento do material piezelétrico. No ANSYS®, essas matrizes devem ser inseridas como parâmetros do material, garantindo que o *software* utilize as propriedades específicas da pastilha PZT durante o desenvolvimento e a análise do modelo.

$$\begin{Bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{13} & 0 & 0 & 0 \\ s_{21} & s_{22} & s_{23} & 0 & 0 & 0 \\ s_{31} & s_{32} & s_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & s_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & d_{13} \\ 0 & 0 & d_{23} \\ 0 & 0 & d_{33} \\ 0 & d_{42} & 0 \\ d_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{Bmatrix} \tag{2.30}$$

$$\begin{Bmatrix} D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{24} & 0 & 0 \\ d_{13} & d_{23} & d_{33} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{Bmatrix} \tag{2.31}$$

2.2.1 Formulação de sistemas eletromecânicos usando elementos finitos

O trabalho pioneiro no desenvolvimento de modelos dinâmicos de estruturas inteligentes foi realizado por Allik e Hughes (1970). No entanto, o primeiro trabalho de pesquisa que desenvolveu uma sistemática rigorosa para o projeto de uma estrutura deste tipo foi realizado por Hagood, Chung e Flotow (1990), no qual foi aplicado o princípio generalizado de Hamilton para sistemas acoplados eletromecanicamente, expresso sob a seguinte forma:

$$\int_{t_1}^{t_2} \left[\delta(T - U + W_e - W_m) + \delta W\right] dt = 0 \tag{2.32}$$

onde t_1 e t_2 são dois instantes de tempo arbitrários, T é a energia cinética, U é a energia potencial, W_e é o trabalho realizado pelo potencial elétrico e W_m é o trabalho realizado pela energia magnética (desprezível para material piezelétrico). Estes parâmetros são definidos como:

$$T = T_s + T_p = \int_{V_s} \frac{1}{2} \rho_s \{\dot{u}\}^T \{\dot{u}\} \, dV_s + \int_{V_p} \frac{1}{2} \rho_p \{\dot{u}\}^T \{\dot{u}\} \, dV_p \tag{2.33}$$

$$U = U_s + U_p = \int_{V_s} \frac{1}{2} \{S\}^T \{T\} \, dV_s + \int_{V_p} \frac{1}{2} \{S\}^T \{T\} \, dV_p \tag{2.34}$$

$$W_e = \int_{V_p} \frac{1}{2} \{E\}^T \{D\} \, dV_p \tag{2.35}$$

Nas Eqs. (2.33), (2.34) e (2.35), ρ é a massa específica, V o volume, os subscritos s e p são relativos à estrutura base e à cerâmica piezelétrica, respectivamente, $\{\dot{u}\}$ é o vetor de velocidade, o sobrescrito T significa transposto, $\{S\}$ é o vetor de deformação (m/m), $\{T\}$ é o vetor de tensões (N/m^2), $\{E\}$ é o vetor de campos elétricos (V/m) e $\{D\}$ é o vetor de deslocamentos elétricos (C/m^2).

O trabalho virtual, δW, é dado pela Eq. (2.36).

$$\delta W = \int_{V_s} \delta \{u\}^T P_b dV_s + \int_{S_s} \delta \{u\}^T P_s dS_s + \delta \{u\}^T P_c + \int_{S_p} \delta\phi Q dS_p \tag{2.36}$$

onde P_b, P_s e P_c correspondem ao trabalho das forças externas, das forças distribuídas na superfície e das forças concentradas, respectivamente, e Q é a carga superficial. Para formular a matriz de acoplamento eletromecânico usando modelagem por elementos finitos, o vetor de deslocamento $\{u\}$ e vetor de potencial elétrico $\{\phi\}$ devem ser expressos em termos de valores nodais. Para isto, é necessária a introdução de funções de interpolação $[N_u]$ e $[N_\phi]$, como mostrado nas Eqs. (2.37) e (2.38).

$$u(x) = [N_u] \{u_i\} \tag{2.37}$$

$$\phi(x) = \left[N_\phi\right] \{\phi_i\} \tag{2.38}$$

Agora que as relações constitutivas para a estrutura e os materiais piezelétricos foram definidas, é possível relacionar a deformação mecânica (S) com o deslocamento nodal $\{u_i\}$, através de um operador de derivação de segunda ordem (L_u) , e o campo potencial elétrico (E) com o potencial elétrico $\{\phi_i\}$, através de um operador gradiente (∇), como mostrado a seguir:

$$S(x,t) = L_u u(x) = L_u \left[N_u(x)\right] \{u_i(t)\} = \left[B_u(x)\right] \{u_i(t)\} \tag{2.39}$$

$$E(x,t) = -\nabla\phi(x) = -\nabla \left[N_\phi(x)\right] \{\phi_i(t)\} = -\left[B_\phi(x)\right] \{\phi_i(t)\} \tag{2.40}$$

na qual $[B_u(x)]$ é obtido aplicando-se o operador L_u à função de interpolação $[N_u(x)]$, e $\left[B_\phi(x)\right]$ é obtido aplicando-se o gradiente ∇ à função de interpolação $\left[N_\phi(x)\right]$.

Substituindo as Eqs. (2.33), (2.34) e (2.35) e as aproximações apresentadas das Eqs. (2.37) a (2.40) na Eq. (2.32), é possível obter a equação do sistema eletromecânico, que na forma

matricial pode ser escrita como duas equações de equilíbrio, conforme apresentado a seguir:

$$\left(\left[M_s^e\right] + \left[M_p^e\right]\right)\{\ddot{u}\} + \left(\left[K_s^e\right] + \left[K_p^e\right]\right)\{u\} - \left[K_{u\phi}^e\right]\{\phi\} = \{F^e\} \tag{2.41}$$

$$\left[K_{\phi u}^e\right]\{u\} + \left[K_{\phi\phi}^e\right]\{\phi\} = \{Q^e\} \tag{2.42}$$

onde $\left[M_s^e\right]$, $\left[M_p^e\right]$, $\left[K_s^e\right]$ e $\left[K_p^e\right]$ são, respectivamente, as matrizes de massa e as matrizes de rigidez do elemento estrutural e do elemento piezelétrico, dadas por:

$$\left[M_s^e\right] = \int_{V_s} \rho_s \left[N_u\right]^T \left[N_u\right] dV_s \tag{2.43}$$

$$\left[M_p^e\right] = \int_{V_p} \rho_p \left[N_u\right]^T \left[N_u\right] dV_p \tag{2.44}$$

$$\left[K_s^e\right] = \int_{V_s} \left[B_u\right]^T \left[G\right] \left[B_u\right] dV_s \tag{2.45}$$

$$\left[K_p^e\right] = \int_{V_p} \left[B_u\right]^T \left[c^E\right] \left[B_u\right] dV_p \tag{2.46}$$

As matrizes elementares de acoplamento eletromecânico $\left[K_{u\phi}^e\right]$ e $\left[K_{\phi u}^e\right]$, e de capacitância piezelétrica $\left[K_{\phi\phi}^e\right]$, são expressas por:

$$\left[K_{u\phi}^e\right] = \int_{V_p} \left[B_u\right]^T \left[e\right]^T \left[B_\phi\right] dV_p \tag{2.47}$$

$$\left[K_{\phi\phi}^e\right] = \int_{V_p} \left[B_\phi\right]^T \left[k^\varepsilon\right] \left[B_\phi\right] dV_p \tag{2.48}$$

sendo $\left[K_{\phi u}^e\right] = \left[K_{u\phi}^e\right]^T$. Os vetores de força mecânica externa $\{F^e\}$ e carga elétrica $\{Q^e\}$ do elemento são dados por:

$$\{F^e\} = \int_{V_p} \left[N_u\right]^T \{P_b\}\, dV_p + \int_{V_p} \left[N_u\right]^T \{P_s\}\, dS_s + \left[N_u\right]^T \{P_c\} \tag{2.49}$$

$$\{Q^e\} = -\int_{S_p} \left[N_\phi\right]^T Q dS_p \tag{2.50}$$

Usando a técnica padrão do método dos elementos finitos para construção do sistema global, é possível obter a equação completa para um sistema eletromecânico da estrutura inteira:

$$\begin{bmatrix} [M_{uu}] & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\ddot{u}\} \\ \{\ddot{\phi}\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [K_{uu}] & [K_{u\phi}] \\ [K_{\phi u}] & [K_{\phi\phi}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{u\} \\ \{\phi\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{F\} \\ \{Q\} \end{Bmatrix} \tag{2.51}$$

onde,

$$[M_{uu}] = \sum_{i=1}^{n_s} \left[M_s^e\right]_i + \sum_{j=1}^{n_p} \left[M_p^e\right]_j \tag{2.52}$$

$$[K_{uu}] = \sum_{i=1}^{n_s} \left[K_s^e\right]_i + \sum_{j=1}^{n_p} \left[K_p^e\right]_j \tag{2.53}$$

$$\left[K_{u\phi}\right] = \sum_{j=1}^{n_p} \left[K_{u\phi}^e\right]_j \tag{2.54}$$

$$\left[K_{\phi\phi}\right] = \sum_{j=1}^{n_p} \left[K_{\phi\phi}^e\right]_j \tag{2.55}$$

sendo n_s o número de elementos estruturais e n_p o número de elementos piezelétricos na estrutura. O símbolo $\sum$ empregado nas Eqs. (2.52) a (2.55) não representa o operador matemático somatório, mas sim a montagem das matrizes globais a partir das matrizes elementares (LOPES JR; MARQUI, 2016).

A relação do sensor é obtida por meio da manipulação das equações do sistema global de movimento:

$$\left[K_{\phi u}\right] \{u\} + \left[K_{\phi\phi}\right] \{\phi\} = \{Q\} \tag{2.56}$$

Considerando a carga elétrica $\{Q\}$ igual a zero, já que não existe potencial elétrico aplicado no sensor, chega-se a:

$$\{\phi_s\} = -\left[K_{\phi\phi}\right]^{-1} \left[K_{\phi u}\right] \{u\} \tag{2.57}$$

A equação do atuador é encontrada assumindo a carga elétrica $\{Q\}$ da Eq. (2.56) diferente de zero. Dessa forma, obtém-se:

$$\{\phi_a\} = \left[K_{\phi\phi}\right]^{-1} \left(\{Q\} - \left[K_{\phi u}\right] \{u\}\right) \tag{2.58}$$

Rearranjando a Eq. (2.51) e considerando a Eq. (2.58), obtém-se:

$$[M_{uu}] \{\ddot{u}\} + [K] \{u\} = \{F\} + \{F_{el}\} \tag{2.59}$$

onde,

$$[K] = [K_{uu}] - \left[K_{u\phi}\right] \left[K_{\phi\phi}\right]^{-1} \left[K_{\phi u}\right] \tag{2.60}$$

$$\{F_{el}\} = - \left[K_{u\phi}\right] \left[K_{\phi\phi}\right]^{-1} \{Q\} \tag{2.61}$$

sendo $\{F_{el}\}$ a força elétrica gerada no atuador com a aplicação de uma carga elétrica $\{Q\}$.

Ainda de acordo com Lopes Jr e Marqui (2016), o termo $\left[K_{u\phi}\right] \{\phi\}$ pode ser decomposto em duas parcelas dependentes do potencial elétrico, uma referente ao potencial elétrico usado como sensor e a outra ao material piezelétrico usado como atuador, ou seja:

$$\left[K_{u\phi}\right] \{\phi\} = \left[K_{u\phi}\right] \{\phi_s\} + \left[K_{u\phi}\right] \{\phi_a\} \tag{2.62}$$

Rearranjando a Eq. (2.51) e considerando a Eq. (2.62), obtém-se:

$$[M_{uu}] \{\ddot{u}\} + [K_{uu}] \{u\} + \left[K_{u\phi}\right] \left(\left[K_{\phi\phi}\right]^{-1} \left[K_{\phi u}\right] \{u\}\right) = \{F\} - \left[K_{u\phi}\right] \{\phi_a\} \tag{2.63}$$

ou

$$[M_{uu}] \{\ddot{u}\} + [K] \{u\} + = \{F\} - \left[K_{u\phi}\right] \{\phi_a\} \tag{2.64}$$

onde

$$[K] = [K_{uu}] - \left[K_{u\phi}\right] \left[K_{\phi\phi}\right]^{-1} \left[K_{\phi u}\right] \tag{2.65}$$

O amortecimento $[C]$ é difícil de ser definido com precisão. No entanto, pode ser considerado proporcional à massa e à rigidez, ou seja:

$$[C] = \alpha [M_{uu}] + \beta [K] \tag{2.66}$$

Assim, o sistema global de equações do movimento, considerando a matriz de amortecimento, é dado por:

$$[M_{uu}] \{\ddot{u}\} + [C] \{\dot{u}\} + [K] \{u\} = \{F\} + \{F_{el}\} \tag{2.67}$$

onde $[M_{uu}]$, $[C]$ e $[K]$ são as matrizes globais de massa, amortecimento e rigidez, respectivamente.

Capítulo 3

Modelo matemático da técnica ISHM

Neste capítulo é apresentada uma revisão de diversos modelos matemáticos da técnica ISHM, seguida de uma validação numérica e experimental do modelo desenvolvido, fundamentada na literatura. Além disso, é apresentada a análise de sensibilidade que será realizada, com o objetivo de identificar e compreender quais parâmetros exercem maior influência no modelo. Por fim, são descritos os elementos utilizados nas análises subsequentes.

3.1 Introdução

Diversos autores investigaram a técnica ISHM, com o objetivo de desenvolver modelos representativos que demonstrassem uma interação eficaz entre a estrutura e o transdutor piezelétrico acoplado a ela, e assim, obter assinaturas de impedância confiáveis, fundamentais para a análise e detecção de danos em estágios iniciais.

Esses estudos tiveram início com Liang, Sun e Rogers (1993), Liang, Sun e Rogers (1994a), Liang, Sun e Rogers (1994b) que desenvolveram um modelo teórico que descreve o uso da impedância como técnica de monitoramento da integridade estrutural, por meio de um sistema massa-mola-amortecedor de um grau de liberdade. A validação do modelo foi realizada experimentalmente, utilizando uma viga de alumínio. E embora tenham sido obtidos bons resultados, o efeito da camada adesiva foi ignorado neste modelo.

Zhou, Liang e Rogers (1996) expandiram esse modelo para cenários bidimensionais e realizaram verificações experimentais em chapas finas e cilindros de alumínio. Embora o modelo também tenha sido configurado como um sistema massa-mola-amortecedor, ele incorporou informações sobre o acoplamento dinâmico entre a pastilha PZT e a estrutura. Os estudos de

caso demonstraram a eficácia da abordagem proposta.

Xu e Liu (2002) modelaram a camada de ligação na interação dinâmica entre a pastilha PZT e a estrutura, o que resultou em características de saída das pastilhas PZT significativamente diferentes dos modelos anteriormente desenvolvidos, proporcionando uma abordagem mais precisa. No entanto, eles não quantificaram exatamente esse efeito devido à falta de valores precisos de rigidez dinâmica em casos práticos. Este método é mais indicado para aplicação em estruturas pequenas e flexíveis.

Bhalla e Soh (2004b) apresentaram uma definição de impedância efetiva considerando a transferência de força distribuída ao longo de toda a pastilha PZT, além de utilizar o *software* ANSYS® para analisar um bloco de alumínio. No entanto, como mencionado por Moharana e Bhalla (2014), o modelo ignorou o efeito de cisalhamento da camada adesiva, presumindo que a ligação em si era muito fina e de massa desprezível. Entretanto, a presença dessa camada adesiva cria uma descontinuidade de material entre a pastilha PZT e a estrutura hospedeira, influenciando o desempenho do sensor devido ao efeito de cisalhamento, por isso precisa ser avaliada.

Posteriormente, Bhalla e Soh (2004c) validaram o modelo com o monitoramento de um componente estrutural aeroespacial representativo de dimensão laboratorial, sendo aplicado para identificar e monitorar um protótipo de ponte de concreto armado durante um ensaio de carga destrutiva. O método proposto mostrou-se capaz de identificar com sucesso e avaliar os danos em ambas as estruturas, demonstrando sua eficácia no monitoramento estrutural.

Bhalla e Soh (2004a) analisaram a transferência de força do transdutor piezelétrico para a estrutura através da camada de ligação. Eles incorporam o efeito de defasagem de cisalhamento nas formulações de impedância em configurações unidimensionais e bidimensionais e examinam o impacto de parâmetros relacionados à camada de ligação na admitância eletromecânica usando abordagens numéricas com o uso do *software* ANSYS® e experimentais. O estudo utilizou dois blocos de alumínio ($48 \times 48 \times 10$ mm) instrumentados com transdutores piezelétricos de tamanhos distintos, fixados com adesivo epóxi. Os resultados destacaram a importância de controle da camada de ligação durante o acoplamento do transdutor piezelétrico na estrutura.

Park et al. (2006) monitoraram trincas em uma viga de concreto. Para isto, seis entalhes foram realizados na viga, o primeiro a 300 mm da pastilha PZT e o último a 50 mm. Através da métrica RMSD, foi identificado maior valor (aproximadamente 1,5 %) na trinca mais próxima da pastilha PZT e menor valor (aproximadamente 0,4 %) na mais distante. Uma análise

realizada com o *software* ANSYS® confirmou esses resultados, evidenciando variações na métrica RMSD de acordo com a proximidade do dano em relação a pastilha PZT, com valor mais alto (aproximadamente 1,6 %) na trinca mais próxima da pastilha PZT e valor menor (aproximadamente 1,0 %) na mais distante. Apesar de não serem idênticos, os resultados apresentaram concordância, indicando que o modelo foi capaz de prever as variações nas assinaturas de impedância eletromecânica causadas pelo dano progressivo na viga de concreto.

Yang, Lim e Soh (2008) realizaram a modelagem da pastilha PZT em condição livre utilizando dois elementos distintos (SOLID5 e SOLID226) e diferentes tamanhos de malha. No entanto, eles optaram por utilizar o SOLID5 nas análises posteriores devido ao seu menor número de nós, o que é mais conveniente para modelar interações estruturais. Em seguida, a pastilha PZT foi acoplada a uma viga de alumínio ($231 \times 21 \times 2$ mm) e os resultados numéricos foram comparados com os resultados experimentais. Pode-se concluir que a simulação foi bem-sucedida, pois apresentou uma correspondência próxima das assinaturas de impedância.

Bhalla et al. (2009) apresentaram um modelo simplificado de impedância que incorporou o efeito de cisalhamento associado à transmissão de força entre o transdutor PZT e a estrutura, acoplados pela camada de ligação adesiva. Este modelo foi aplicado na formulação da admitância eletromecânica para casos unidimensionais e bidimensionais. A influência de diversos parâmetros relacionados à camada de ligação nas assinaturas de admitância foi investigada utilizando o modelo proposto, e os resultados foram comparados com os dos modelos existentes. As análises demonstraram que o novo modelo, além de ser consideravelmente mais simples, representa razoavelmente bem o fenômeno de cisalhamento.

Sepehry, Shamshirsaz e Bastani (2010) investigaram o impacto da variação de temperatura nas assinaturas de impedância, utilizando a teoria de Euler-Bernoulli em um modelo teórico de uma viga de alumínio ($340 \times 20 \times 3$ mm) com um transdutor piezelétrico. Experimentos foram conduzidos em diferentes temperaturas (25, 40 e 50 °C) para validação, e as propriedades do modelo foram ajustadas conforme a temperatura em estudo. Os resultados demonstraram comportamentos similares, evidenciando deslocamentos horizontais e redução na amplitude da impedância devido às alterações nas propriedades dos materiais. Portanto, o modelo foi capaz de identificar a variação de temperatura nas assinaturas de impedância.

Zhang et al. (2011) desenvolveram um modelo de uma viga de Timoshenko com trinca, e um par simétrico de pastilha PZT acopladas. A viga foi modelada numericamente no *software* ANSYS® e as assinaturas obtidas foram comparadas com um modelo analítico, ambos capazes

de prever o dano com precisão. Observou-se que a trinca tem pouca influência em determinadas bandas de frequência, como 45 kHz – 47 kHz, 80 kHz – 83 kHz e 191 kHz – 193 kHz, relacionadas à sua localização. Quando a trinca está no nó de um deslocamento modal, não afeta a frequência modal; caso contrário, a frequência diminuirá com a profundidade da trinca. Para melhorar a precisão da identificação de danos, é essencial que a banda de frequência contenha picos suficientes, evitando regiões sem influência. O valor RMSD mostrou que frequências mais altas são mais sensíveis a danos do que as mais baixas. No entanto, frequências acima de 200 kHz podem ser afetadas pela temperatura e pela camada de ligação, limitando as frequências geralmente utilizadas na técnica ISHM a valores inferiores a 200 kHz.

O estudo conduzido por Hamzeloo, Shamshirsaz e Rezaei (2012) focou na detecção de danos em cilindros ocos feitos de alumínio e aço com diferentes espessuras. Utilizando o *software* ABAQUS®, os pesquisadores desenvolveram e validaram um modelo de elementos finitos para investigar o impacto dos tipos de danos (longitudinais e circunferenciais) e suas localizações na métrica RMSD e nas assinaturas de impedância. Os resultados indicaram que tanto a orientação quanto a proximidade dos danos em relação a pastilha PZT exercem influência significativa na métrica RMSD, especialmente danos circunferenciais próximos a pastilha PZT. Além disso, as métricas de danos são sensíveis às propriedades do material e à espessura do cilindro. A conformidade entre os resultados do modelo e os experimentais evidencia que o modelo é representativo e capaz de apresentar tendências semelhantes nas métricas de danos.

Moharana e Bhalla (2012) investigaram o comportamento de um bloco retangular de alumínio ($48 \times 48 \times 10$ mm), com uma pastilha PZT ($10 \times 10 \times 0{,}3$ mm) colada no centro, utilizando uma camada de ligação de 0,03 mm de espessura. Essa interação foi modelada e analisada no *software* ANSYS®, aproveitando a simetria geométrica e de carga para simular apenas um quarto do sistema completo. Os resultados da análise harmônica revelaram que a curva de admitância, apresentou valores consideravelmente reduzidos em comparação com o cenário de colagem perfeita, onde a influência do adesivo era desconsiderada. Também foi constatado que as alterações no módulo de cisalhamento do adesivo modificam a assinatura de admitância. Além disso, os autores mostraram que na interpretação dos resultados, a ênfase deve ser dada à parte real da admitância, uma vez que a susceptância tende a apresentar valores negativos. No entanto, se a necessidade de considerar a susceptância surgir, é crucial aplicar um ajuste multiplicativo de (-1) para corrigir o sinal.

Gresil et al. (2012) conduziram um estudo numérico (com o uso do ANSYS®) e experimental

sobre o uso das pastilhas PZTs na detecção de danos em estruturas de material compósito. Inicialmente, eles modelaram a pastilha PZT em condição livre e, posteriormente, a acoplaram em uma viga de material composto. Os autores mencionaram que pequenas discrepâncias são esperadas entre as respostas numéricas e experimentais devido à falta de modelagem dos cabos e a possíveis erros de medição. Embora eles tenham obtido boa correspondência entre as assinaturas numéricas e experimentais, essas diferenças não foram quantificadas.

Os resultados obtidos no trabalho de Gresil et al. (2012) destacaram a importância do amortecimento estrutural na interação entre a estrutura e a pastilha PZT, e salientaram que a degradação da camada de ligação e do sensor pode ser avaliada monitorando a parte real da impedância e a parte imaginária da admitância. Além disso, danos estruturais foram modelados ao alterar o módulo de Young em regiões específicas. Os resultados mostraram que danos próximos (10 mm) e distantes (79 mm) do transdutor podem ser detectados com o valor RMSD, sendo a detecção mais eficiente nos danos próximos. A detecção de delaminação revelou-se mais eficaz em altas frequências (800–1000 e 600–800 kHz), enquanto frequências mais baixas são sensíveis a mudanças no módulo de Young.

Selva et al. (2013) realizaram a modelagem de uma placa de material compósito utilizando o *software* ABAQUS®, variando os tamanhos e a severidade dos danos (com redução da propriedade elástica de 80 % ou 90 %). Em seguida, eles procederam à validação experimental, verificando uma excelente concordância entre os resultados numéricos e experimentais. Contudo, notou-se uma discrepância na magnitude, atribuída à imprecisão na modelagem da camada de ligação e à ausência de consideração das perdas dielétricas no modelo. Para quantificar as variações entre as assinaturas de impedância na condição inicial e danificada, os autores empregaram a métrica RMSD e um método fundamentado em redes neurais probabilísticas.

Gulizzi, Rizzo e Milazzo (2014) desenvolveram um modelo de elementos finitos para monitorar juntas sob condições variáveis da camada adesiva. Eles utilizaram uma placa de alumínio com uma pastilha PZT e uma viga de alumínio coladas sobre a placa, considerando diferentes propriedades do material adesivo (usado para acoplar a viga na placa) para investigar a capacidade da técnica ISHM em detectar sua degradação, uma vez que valores menores do módulo de Young indicam esse processo. O modelo foi validado experimentalmente ao monitorar a cura da camada de ligação, e os resultados mostraram mudanças na condutância elétrica conforme a cura avançava. A comparação entre resultados experimentais e numéricos revelou boa concordância, embora algumas discrepâncias possam ser atribuídas às condições de contorno e às propriedades

das camadas adesivas.

Moharana e Bhalla (2014) observaram que o cálculo da deformação de atuação considerando o efeito adesivo ao longo de toda a área de ligação, resultava em assinaturas de admitância mais precisas. Para isso, foi empregada uma abordagem contínua, que se mostra mais conveniente e prática em cenários reais, uma vez que elimina as aproximações presentes em modelos anteriores baseados em impedância equivalente, e integra de forma rigorosa todos os parâmetros de cisalhamento (tensão de cisalhamento e força de inércia) de maneira contínua. As assinaturas obtidas através dessa abordagem têm uma correspondência qualitativamente melhor com as observações experimentais. A influência da massa adesiva e da massa do transdutor piezelétrico também foi avaliada, e constatou-se que têm impacto insignificante no desempenho geral do sistema. Além disso, foram conduzidos estudos paramétricos para investigar como as propriedades mecânicas e elétricas afetam a admitância. De forma geral, o modelo contínuo representa melhoria significativa em relação aos modelos anteriores, proporcionando uma maior precisão na obtenção das assinaturas.

Anaz (2014) modelou um cubo de concreto com um transdutor piezelétrico acoplado no centro de uma de suas faces utilizando cola epóxi Araldite®, por meio do *software* ANSYS®, com o objetivo de investigar a influência dos danos no concreto nas medições baseadas na impedância. Para isso, foi obtida a condutância (parte real da admitância) da estrutura monitorada e comparada com resultados experimentais. O desvio quadrático médio foi utilizado para quantificar as variações nas assinaturas de impedância devido ao dano no concreto.

Wang et al. (2015) desenvolveram um modelo de impedância eletromecânica para analisar trincas em uma viga de Timoshenko. A partir dos resultados da análise, verificou-se que a posição do pico e a amplitude das assinaturas de impedância apresentam alterações significativas com a mudança na profundidade da trinca, especialmente em faixas de frequência mais altas (80 - 100 kHz). Um estudo experimental foi implementado para verificar a validade dos resultados, os quais foram confirmados pelos experimentos realizados. Os autores também estudaram numericamente o efeito da espessura da camada adesiva, e verificaram que com o aumento da espessura as amplitudes de admitância também aumentam e o índice CC se torna menor.

Ribolla e Rizzo (2015) empregaram a técnica de impedância eletromecânica para avaliar a estabilidade de implantes dentários. Nesse estudo, os pesquisadores desenvolveram um modelo 3D de elementos finitos utilizando o *software* ANSYS® para simular um transdutor conectado ao pilar de um implante dentário. Eles simularam o processo de cicatrização após a cirurgia

modificando o módulo de Young da interface osso-implante. Os resultados revelaram que à medida que o módulo de Young da interface aumenta, as propriedades eletromecânicas do transdutor se modificam.

O estudo realizado por Djemana e Hrairi (2016) investigou o impacto de danos, cargas e variações de temperatura nas assinaturas de impedância de uma viga de alumínio com uma pastilha PZT acoplada a 5 mm da sua extremidade. As simulações numéricas (utilizando o *software* ANSYS®) e experimentos mostraram boa concordância, embora pequenas diferenças tenham sido observadas, provavelmente devido à não modelagem do fio e a erros de medição. Os resultados indicam que a simulação numérica é uma alternativa promissora para o diagnóstico de danos estruturais, destacando a necessidade de mais estudos para compreender melhor como vários tipos de danos introduzidos afetarão o sistema.

Sepehry, Bakhtiari-Nejad e Shamshirsaz (2017) propuseram um modelo para prever a impedância eletromecânica em uma placa de alumínio. Utilizando as equações de placas de Kirchhoff e Mindlin, eles calcularam soluções numéricas para a vibração estrutural em altas frequências, com base no método Rayleigh-Ritz. O método de elementos finitos tridimensional foi utilizado para modelar a interação entre a placa e o transdutor piezelétrico. Resultados experimentais validaram o modelo, destacando a eficácia da metodologia em concordância com os resultados experimentais em altas frequências.

No trabalho de Wang et al. (2018), foi empregado o método de modelagem baseado em impedância efetiva, conforme proposto por Bhalla e Soh (2004b) e Bhalla e Soh (2004c), para monitorar folga em juntas aparafusadas. Por meio desse modelo, foi possível obter quantitativamente a relação entre a pré-carga do parafuso e a impedância. Os resultados experimentais confirmaram com sucesso a validade do método proposto.

O estudo realizado por Fan et al. (2018a) desenvolveu um modelo de elementos finitos no *software* ABAQUS® para investigar o afrouxamento das conexões de pinos em estruturas. Experimentos foram conduzidos para validar o modelo, utilizando o índice RMSD para comparar as assinaturas de impedância. Embora tenham sido observadas diferenças entre as assinaturas numéricas e experimentais, possivelmente devido a variações nas dimensões e propriedades mecânicas da camada de ligação inseridas em simulações numéricas e as condições reais, elas seguiram a mesma tendência no índice RMSD. O estudo também destacou a importância da localização dos transdutores piezelétricos na sensibilidade das assinaturas de impedância. Esses resultados contribuem para otimizar o posicionamento das pastilhas PZTs e aprimorar a detecção

de afrouxamento em estruturas unidas por pinos.

Naidu e Pittala (2018) realizaram simulações numéricas com o *software* ANSYS® para modelar uma placa metálica (300 × 20 × 2 mm), com uma pastilha PZT (10 × 10 × 0,3 mm) localizada a 100 mm de sua extremidade, em três faixas de frequências distintas (0–5 kHz, 20–25 kHz e 45–50 kHz). O objetivo era compreender a influência das propriedades e dimensões das pastilhas PZT em suas assinaturas de admitância. Observou-se que as mudanças nas assinaturas de admitância devido aos parâmetros da pastilha PZT eram uniformes ao longo da faixa de frequência, diferenciando-se das mudanças causadas por danos estruturais. Além disso, as assinaturas de susceptância mostraram-se mais sensíveis às variações nos parâmetros da pastilha PZT do que as assinaturas de condutância, sugerindo que podem ser utilizadas para monitorar a condição da pastilha PZT.

O estudo de Fan et al. (2018b) introduziu uma metodologia para identificar danos estruturais pequenos com base na sensibilidade da impedância eletromecânica e na regularização esparsa. Utilizando o *software* COMSOL® para modelagem, os autores inicialmente simularam uma pastilha PZT em condição livre e, em seguida, acoplada ao centro de uma placa de alumínio com uma camada de cola de 0,05 mm entre elas. Os resultados revelaram uma boa correlação entre o modelo e os dados experimentais, validando a abordagem proposta. Além disso, a metodologia demonstrou sua eficácia na identificação da localização e gravidade do dano simulado, mesmo quando o sinal medido apresentava ruídos e o número de deslocamentos de frequência nos dados era limitado.

Li et al. (2019) propuseram a modelagem, via *software* ANSYS®, de um sensor de corrosão baseado nas assinaturas de impedância de uma estrutura metálica com uma pastilha PZT em sua superfície. A espessura da placa de metal foi reduzida de 5 para 1 mm para simular a perda de espessura induzida pela corrosão, o que modifica as assinaturas de impedância. Portanto, a quantidade de corrosão pode ser determinada a partir da resposta de impedância da pastilha PZT. Análises numéricas foram realizadas, e os resultados foram confirmados por experimentos.

Safaei, Nolan e Anton (2019) utilizaram o *software* ANSYS® para investigar a sensibilidade da técnica ISHM na detecção de danos em uma viga de alumínio em balanço, com uma pastilha PZT colada à sua superfície com cianoacrilato (supercola). Os danos foram induzidos pela criação de furos (totalizando 18 furos) ao longo da viga, aproximando-se gradualmente da pastilha PZT. Inicialmente, a pastilha PZT foi modelada em condição livre e suas propriedades foram otimizadas, resultando em uma boa correspondência entre as assinaturas de impedância

numérica e experimental. No entanto, quando a pastilha PZT foi modelada colada à viga, houve uma tendência semelhante, porém, sem correspondência exata entre o modelo e os dados experimentais. Isso pode ser atribuído às propriedades do material da viga de alumínio, bem como à falta de modelagem da camada de ligação. Os resultados indicaram que a pastilha PZT ligada à viga em balanço pode detectar mudanças na estrutura, como danos, quando operando em frequências abaixo de 600 kHz.

O estudo de Antunes et al. (2019) empregou o *software* PZFlex para modelar a impedância eletromecânica de dutos, considerando danos e variação de temperatura (-40 °C a +80 °C). Além disso, foi apresentada uma técnica de compensação de temperatura para minimizar esses efeitos. Resultados experimentais validaram o modelo, com testes em tubos de aço em diferentes condições de temperatura e danos. Foram analisadas mudanças nas propriedades dos materiais em resposta à temperatura, evidenciando a influência na frequência e amplitude das assinaturas de impedância. Índices estatísticos foram propostos para comparar as assinaturas, destacando o desvio do coeficiente de correlação como sensível a alterações na forma e o desvio da raiz média quadrática como sensível a variações na amplitude.

Tang et al. (2020) modelaram, utilizando o *software* ANSYS®, a técnica de impedância eletromecânica para monitorar a cura de adesivos estruturais e, com o auxílio do processo de atualização do modelo, prever seu módulo de elasticidade. A validade do modelo foi verificada por meio de experimentos, os quais demonstraram que os modelos eram representações realistas do comportamento do sistema físico.

Parpe e Saravanan (2021) investigaram duas condições de ligação da pastilha PZT em um bloco de alumínio: descolamento da camada de cola e uma camada protetora superior a pastilha PZT para evitar degradação, usando o *software* ANSYS® para modelagem. Os resultados experimentais confirmaram a eficácia dos modelos propostos, evidenciando que cada condição de ligação influencia as assinaturas de impedância. A mudança de frequência nas assinaturas de condutância indica danos na camada de ligação, enquanto a amplitude do pico afeta danos estruturais, permitindo a calibração do sistema para identificar o tipo específico de dano.

Reddypogu e Alapati (2021) desenvolveram um modelo para monitorar a corrosão em tubulações de aço, utilizando o *software* ANSYS®. Entretanto, não incluíram a modelagem da camada adesiva. A pastilha PZT foi mantida em uma posição fixa, enquanto a largura, profundidade e extensão do dano foram variadas. As assinaturas de impedância foram analisadas tanto na condição saudável quanto danificada, e a métrica RMSD foi utilizada para quantificar

as diferenças entre elas, sendo notado um aumento dessas diferenças em danos maiores.

Ai et al. (2021) investigaram o efeito do tempo de aquecimento no monitoramento de estruturas de concreto utilizando uma pastilha PZT fixada com cola epóxi. Um estudo numérico foi conduzido no *software* ANSYS®, onde o cubo de concreto foi dividido em camadas para analisar o efeito da temperatura nas assinaturas de impedância, empregando diferentes gradientes de temperatura em cada camada. No estudo experimental, cubos de concreto foram aquecidos à diferentes temperaturas por 180 minutos, e a admitância eletromecânica foi medida em vários instantes de tempo e temperatura. Os resultados indicaram que o valor RMSD aumentou tanto com o aumento da temperatura quanto com o aumento do tempo de aquecimento, tanto na análise numérica quanto na experimental, validando assim o modelo desenvolvido.

Le et al. (2022) investigaram o impacto das falhas em um fio inteligente, usado para medições de assinaturas de impedância eletromecânicas de uma viga de concreto armado. Devido às dificuldades na criação precisa de falhas no fio inteligente, um modelo numérico foi desenvolvido usando o *software* COMSOL® para estudar a resposta de impedância eletromecânica. Os resultados da simulação foram comparados com dados experimentais para validar a modelagem por elementos finitos. Além disso, o estudo desenvolveu uma rede neural convolucional 1D (CNN 1D) para diagnosticar falhas no fio inteligente, utilizando um modelo de elementos finitos estabelecido para os experimentos. A CNN 1D demonstrou uma precisão de teste de 94,1 % na detecção de falhas potenciais. As conclusões destacam que a metodologia proposta pode ser integrada em sistemas de monitoramento da saúde estrutural em tempo real. No entanto, são necessárias validações experimentais adicionais para confirmar os resultados da simulação e do detector de falhas proposto.

Mohamed e Hrairi (2023) e Abdallah e Mohamed (2023) estudaram numérica e experimentalmente o efeito da temperatura e de danos nas assinaturas de impedância em uma viga de alumínio e uma placa de alumínio, respectivamente. Para isso, experimentos foram realizados e um modelo numérico que simula temperaturas diferentes foi criado usando o *software* ANSYS®. Os autores de ambos os trabalhos concluíram que apesar desses fatores afetarem as assinaturas de impedância, a técnica ISHM ainda é capaz de detectar danos estruturais. Eles sugeriram que técnicas de compensação podem melhorar a precisão da detecção de danos, ressaltando a robustez das metodologias de detecção de danos baseadas em EMI em aplicações práticas.

Ahmed, Hrairi e Yazid (2024) investigaram a deterioração da camada adesiva entre a estrutura monitorada e o transdutor piezelétrico. Neste trabalho, uma análise de elementos finitos foi

realizada para simular a resposta de impedância de uma pastilha PZT colada a uma viga de alumínio utilizando o *software* ANSYS®. Foram investigados dois cenários: saudável e danificado. No caso saudável, a camada adesiva cobriu toda a superfície da pastilha PZT para sua colagem à viga, enquanto, no caso danificado, a camada adesiva cobriu apenas metade do volume da pastilha PZT. As assinaturas de impedância obtidas nas simulações apresentaram uma tendência compatível com as encontradas na literatura, permitindo concluir que a simulação estava correta. As diferenças entre as condições foram quantificadas pelo valor RMSD, sendo possível concluir que a camada de cola exerce influência nos resultados.

Luo et al. (2024) combinaram simulação numérica e validação experimental para investigar a resposta de impedância eletromecânica na detecção de corrosão por pites em um placa e um tudo de aço. O modelo de elementos finitos foi desenvolvido no *software* ANSYS®, sendo consideradas taxas de perda de massa causadas pela corrosão por pites de 0 % e 5 %. Um pico de condutância foi avaliado para validação do modelo. Os autores concluíram que a diferença em frequência entre os dois valores era pequena, de modo que a modelagem por elementos finitos foi considerada razoável. No entanto, essa diferença não foi quantificada, nem a amplitude foi avaliada. Ainda assim, uma alta precisão na detecção de perda de massa foi obtida devido à corrosão por pites nas estruturas analisadas.

Nos trabalhos apresentados, pode-se notar uma diversidade de abordagens na modelagem da técnica ISHM, com muitos estudos recorrendo a *softwares*, especialmente o ANSYS®, devido à sua capacidade comprovada em simulações disponíveis na literatura, o que motivou a escolha desse *software* para a realização dos modelos nesta tese. Embora os autores citem uma boa concordância entre os dados numéricos e experimentais, na maioria dos casos, essas diferenças não foram quantificadas, o que compromete a confiabilidade dos dados e limita a validação dos modelos propostos. Nesta tese, essas diferenças são devidamente quantificadas utilizando o índice CCD, o que torna os resultados mais precisos e confiáveis.

Outro ponto destacado nos trabalhos apresentados é a ausência de estudos que avaliem as propriedades do material do transdutor piezelétrico. Essa avaliação é fundamental, pois o transdutor piezelétrico exerce influência direta nas assinaturas de impedância obtidas, impactando a precisão dos resultados. Nesta tese, é realizada uma análise de sensibilidade das propriedades do transdutor piezelétrico, representando uma contribuição significativa ao fornecer diretrizes para a seleção de transdutores em aplicações futuras, garantindo maior eficiência e confiabilidade nos resultados.

Além disso, esta tese realiza uma avaliação numérica e experimental de vigas de alumínio em condições saudáveis e danificadas, considerando diferentes espessuras de camada adesiva, o que representa uma contribuição adicional. Dessa forma, tem-se maior compreensão sobre a influência da camada adesiva nas assinaturas de impedância e na detecção de danos.

3.2 Validação numérica/experimental baseada na literatura

O desenvolvimento do modelo desta pesquisa de doutorado baseia-se no trabalho realizado por Anaz (2014). Neste estudo, o autor utilizou o *software* ANSYS® para realizar a modelagem de um cubo de concreto com um transdutor piezelétrico acoplado ao centro de uma de suas faces, usando cola epóxi Araldite®. O cubo, com o transdutor piezelétrico e a camada de cola, é ilustrado na Fig. 3.1.

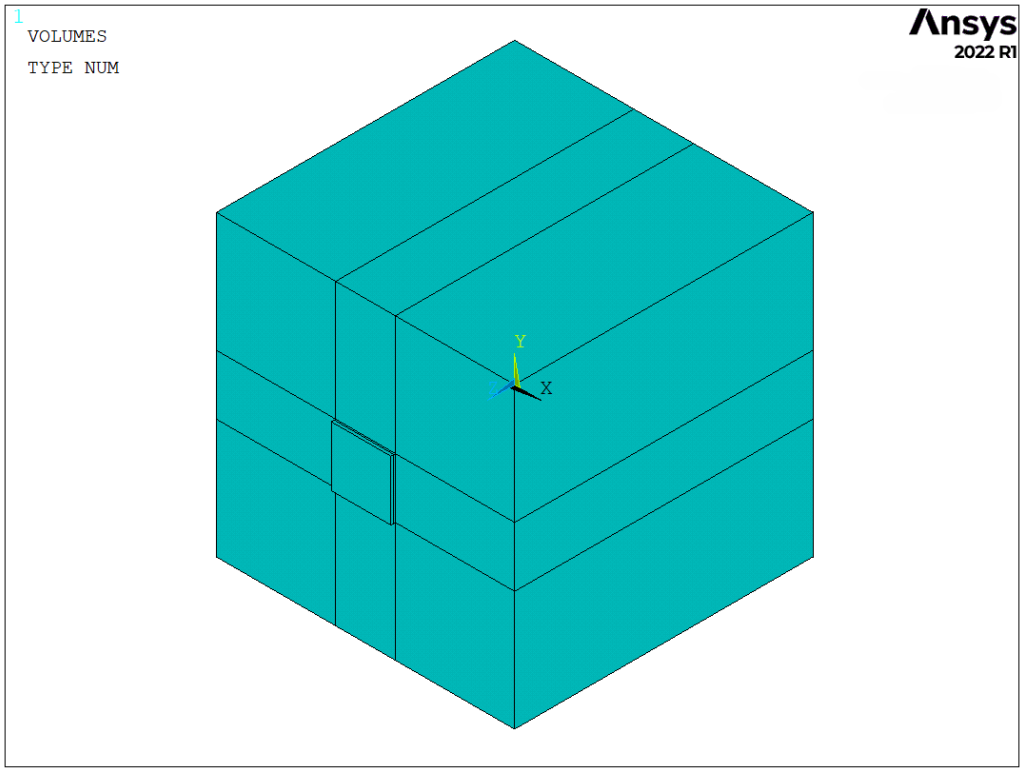
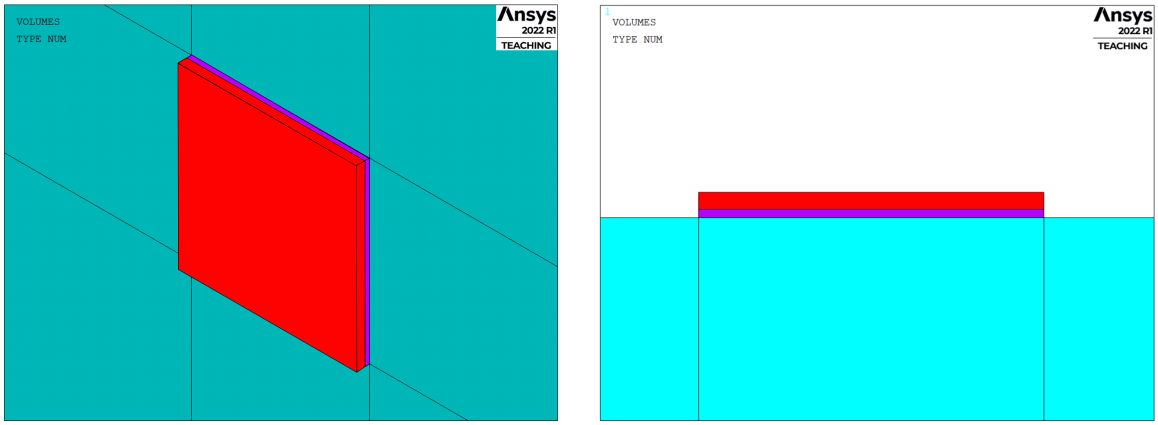


Figura 3.1: Cubo com transdutor piezelétrico e camada de cola.

A região de acoplamento é detalhada na Fig. 3.2, onde o transdutor piezelétrico é destacado em vermelho e a camada de cola em roxo, proporcionando uma melhor visualização de cada uma dessas regiões.



(a) (b)

Figura 3.2: Detalhe da região do transdutor piezelétrico e camada de cola.

O objetivo principal do trabalho de Anaz (2014) foi determinar numericamente a condutância (parte real da admitância) da estrutura monitorada e comparar os resultados com dados experimentais. Esses resultados são apresentados na Fig. 3.3, evidenciando uma boa correspondência entre as duas assinaturas de impedância obtidas.

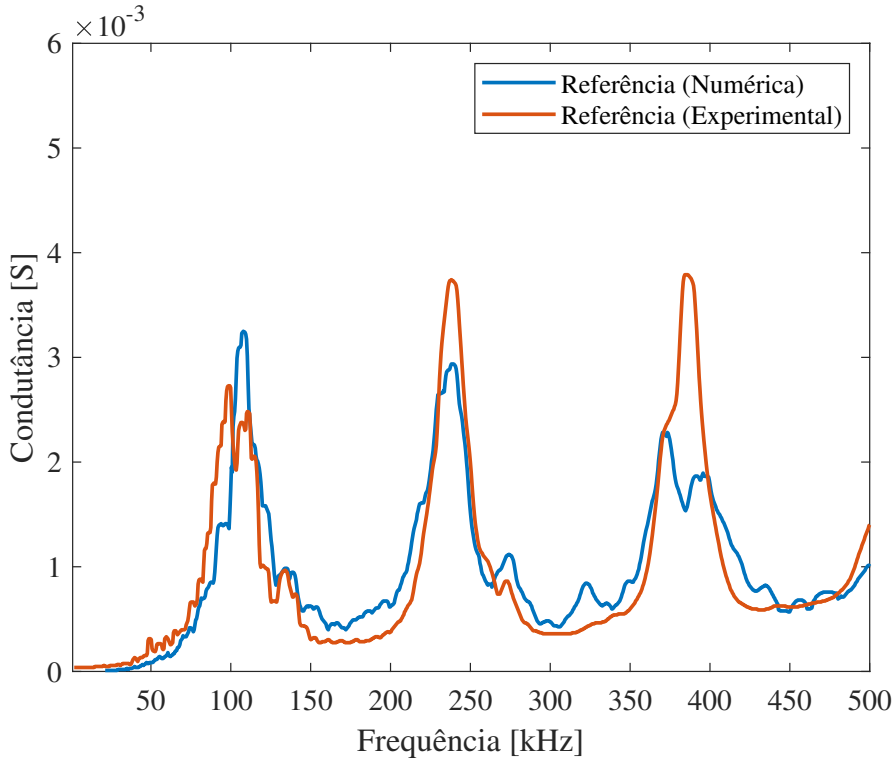


Figura 3.3: Assinaturas de impedância numérica e experimental obtidas por Anaz (2014).

Para o desenvolvimento do modelo, Anaz (2014) utilizou o elemento SOLID65 para modelar tanto o cubo quanto a camada de ligação e o elemento SOLID5 para o transdutor piezelétrico.

As propriedades geométricas e físicas do cubo, cola e transdutor piezelétrico são apresentadas na Tab. 3.1. As matrizes de rigidez, os módulos piezoelétricos e a permissividade da pastilha PZT são apresentados, respectivamente, nas Eqs. (3.1), (3.2) e (3.3).

Tabela 3.1: Propriedades geométricas e físicas do cubo, cola e pastilha PZT.

Propriedade	**Cubo**	**Epóxi**	**PZT**
Comprimento	100 mm	20 mm	20 mm
Largura	100 mm	20 mm	20 mm
Espessura	100 mm	0,5 mm	1 mm
Módulo de elasticidade	19 GPa	4 GPa	-
Densidade	2155 kg/m^3	1500 kg/m^3	7650 kg/m^3
Coeficiente de *Poisson*	0,19	0,4	0,34

$$S^E = \begin{bmatrix} 16,4 & -5,74 & -7,22 & 0 & 0 & 0 \\ -5,74 & 16,4 & -7,22 & 0 & 0 & 0 \\ -7,22 & -7,22 & 18,8 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 47,5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 47,5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 44,3 \end{bmatrix} 10^{-12} \tag{3.1}$$

$$d = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -171 \\ 0 & 0 & -171 \\ 0 & 0 & 374 \\ 0 & 584 & 0 \\ 584 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} 10^{-12} \tag{3.2}$$

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} 1730 & 0 & 0 \\ 0 & 1730 & 0 \\ 0 & 0 & 1700 \end{bmatrix} \tag{3.3}$$

Com base nas informações apresentadas, foi implementado o modelo descrito pelo autor. Para isso, foram inseridas as propriedades dos materiais e criada a geometria. Para reduzir o custo computacional, optou-se por modelar apenas um quarto do cubo (Fig. 3.4).

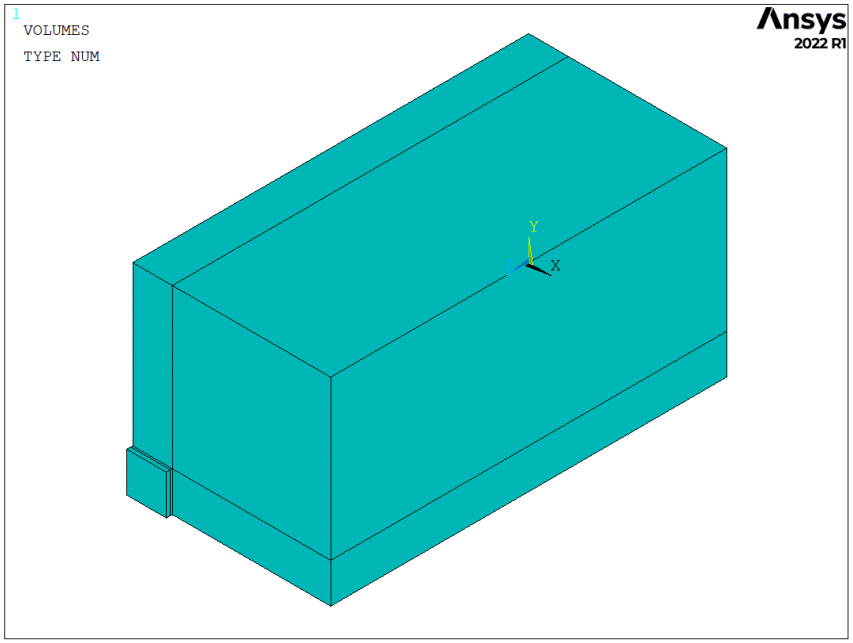


Figura 3.4: Geometrias do modelo.

Em seguida, a malha foi discretizada em elementos de 1 mm (Fig. 3.5). Posteriormente, foram atribuídos ao modelo o tipo de elemento (Fig. 3.6(a)), o material (Fig. 3.6(b)), a tensão elétrica de 1 V na face superior do transdutor piezelétrico e nula em sua face inferior (Fig. 3.7(a)). Além disso, foi aplicado o acoplamento dos nós e as condições de simetria, uma vez que apenas um quarto do cubo está sendo modelado (Fig. 3.7(b)).

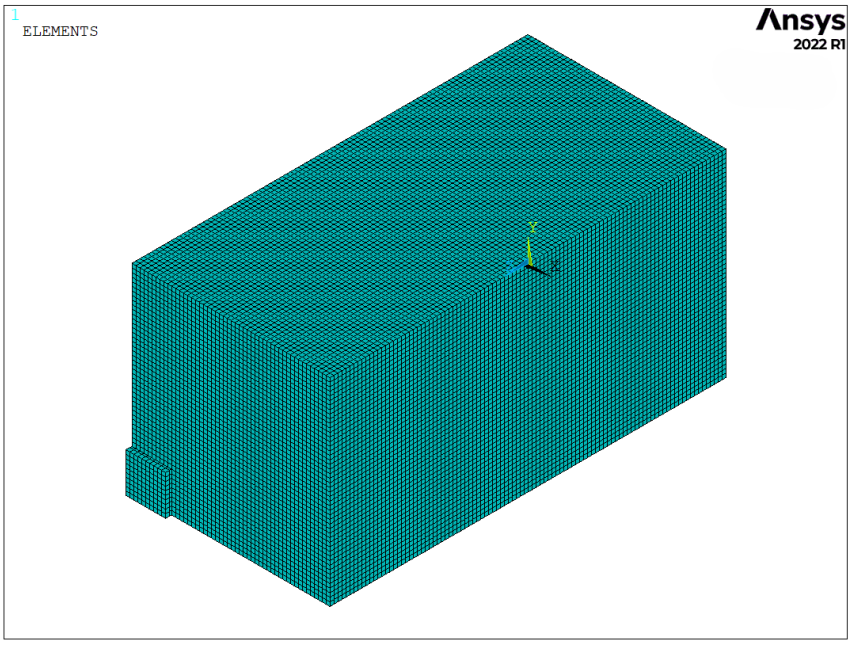
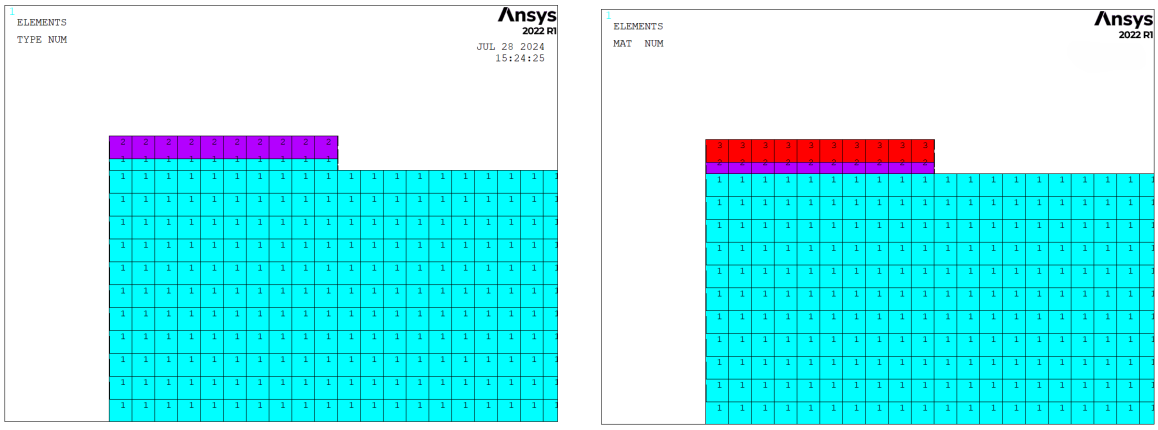
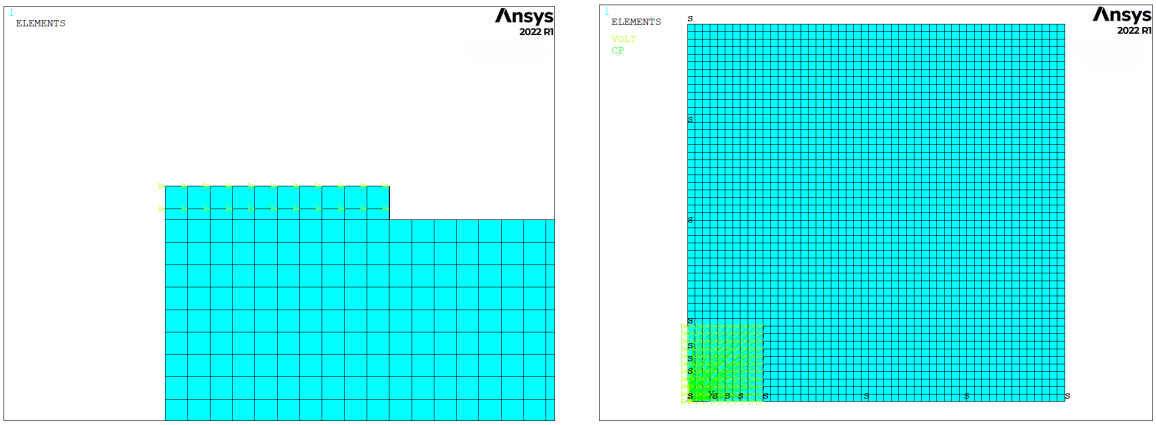


Figura 3.5: Cubo com transdutor piezelétrico e camada de cola após criação da malha.



(a) Elementos. (b) Materiais.

Figura 3.6: Atribuição dos elementos e materiais do cubo, cola e pastilha PZT.



(a) Tensão elétrica. (b) Acoplamento dos nós e simetria.

Figura 3.7: Aplicação das condições de contorno.

Após a conclusão das etapas descritas, foi realizada uma análise harmônica (Fig. 3.8) na faixa de frequência de 1 a 500 kHz, com 500 pontos, e um amortecimento de 1×10^{-8}, visando obter a resposta da condutância, calculada a partir da parte real da admitância apresentada na Eq. (3.4), em que I representa a corrente, V a tensão aplicada (1 V neste caso), f a frequência, Q_{real} a parte real da carga e Q_{imag} a parte imaginária da carga. Como apenas um quarto do cubo foi modelado, os resultados foram multiplicados por 4, seguindo o procedimento descrito por Radhika, Annamdas e Yang (2012).

$$Y = \frac{I}{V} = \frac{-i\omega Q}{V} = \frac{-i2\pi f(Q_{real} + iQ_{imag})}{V} \tag{3.4}$$

A comparação entre os resultados numérico e experimental de Anaz (2014) e o resultado numérico obtido neste trabalho é apresentada na Fig. 3.9. A análise qualitativa indica que o

modelo desenvolvido está em boa concordância com o modelo de referência. Para quantificar as diferenças observadas, foi utilizado o índice de dano CCD.

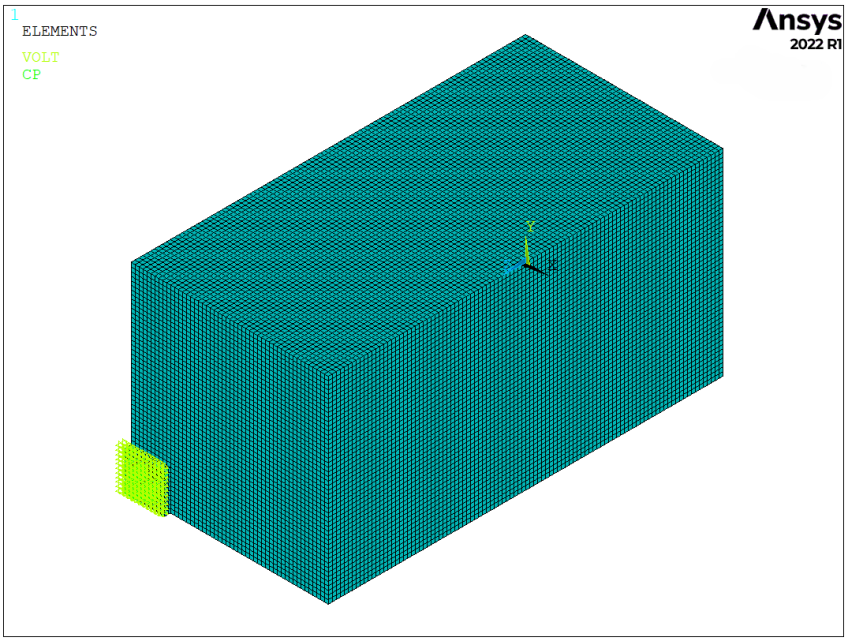


Figura 3.8: Cubo após aplicação das condições de contorno.

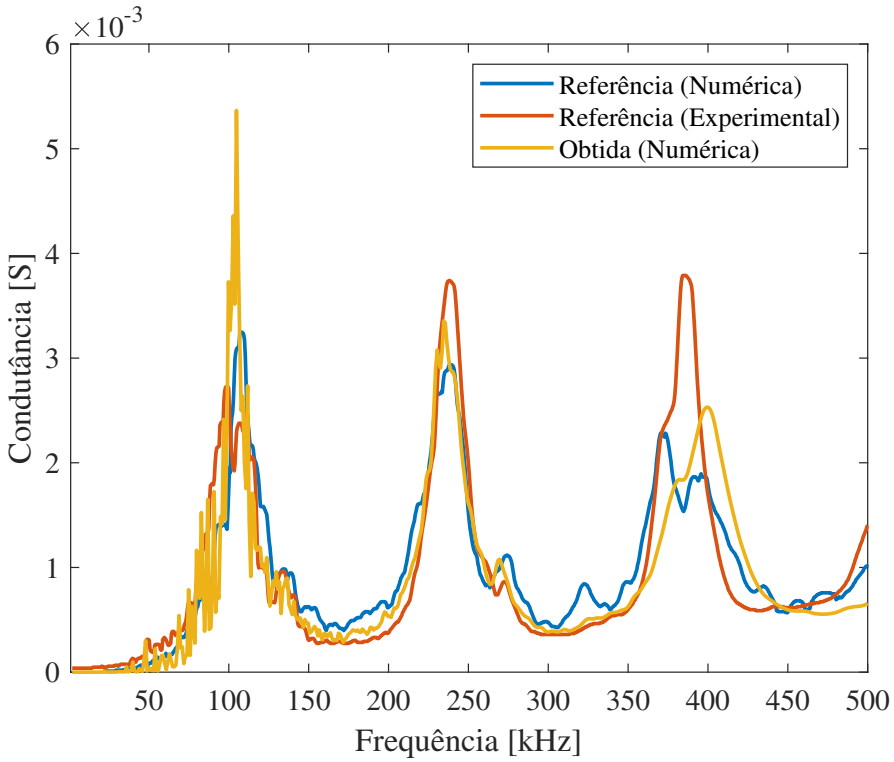


Figura 3.9: Comparação das assinaturas de impedância numérica e experimental obtidas por Anaz (2014) e numérica deste estudo.

Os valores de CCD obtidos são apresentados na Fig. 3.10. A assinatura de impedância obtida

experimentalmente por Anaz (2014), referida como Ref. (Exp.), foi utilizada como referência, resultando em um valor de CCD igual a zero. Enquanto que, a assinatura de impedância obtida numericamente por Anaz (2014), referida como Ref. (Num.), apresentou um valor de CCD em torno de 14 %, e a assinatura obtida neste estudo resultou em um valor aproximado de 17 %.

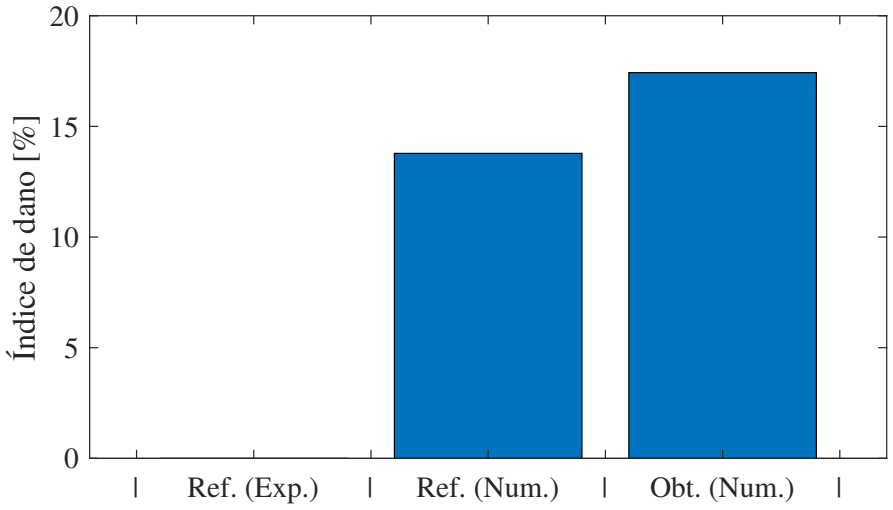


Figura 3.10: Comparação das assinaturas de impedância numérica e experimental obtidas por Anaz (2014) e numérica deste estudo.

Esses resultados indicam que, embora haja uma variação entre a assinatura de impedância obtida neste trabalho e a referência experimental, essa diferença não é tão significativa em comparação com a referência numérica, comprovando que a metodologia utilizada é adequada. Essa variação pode ser atribuída ao nível de refinamento da malha, que poderia ser aumentado para reduzir ainda mais a discrepância. No entanto, devido ao custo computacional envolvido, optou-se por um refinamento equilibrado, garantindo uma boa precisão sem comprometer a viabilidade do modelo. Dessa forma, o modelo será adaptado e aplicado para uma viga de alumínio.

3.3 Análise de sensibilidade

No desenvolvimento do modelo da técnica ISHM, é fundamental inserir corretamente os parâmetros necessários para sua implementação, pois eles influenciam o resultado obtido. Por esta razão, a análise de sensibilidade será realizada, buscando identificar os parâmetros que mais influenciam a resposta de interesse.

Para isto, foi realizada uma modelagem de incertezas paramétricas, conforme descrito por

Lara-Molina et al. (2015) e Martins et al. (2020), onde os parâmetros incertos são modelados como variáveis aleatórias, seguindo a Eq. 3.5.

$$a_0(\theta) = a_0 + a_0\delta_a\xi(\theta) \tag{3.5}$$

onde a_0 é o valor médio do parâmetro incerto, δ_a é o grau de dispersão e $\xi(\theta)$ é a variável aleatória normal com θ sendo o processo aleatório.

Na implementação da metodologia é utilizada a simulação de Monte Carlo (MCS), combinada com a amostragem por hipercubo latino, para gerar os parâmetros de entrada para a simulação no ANSYS®. Dessa forma, são obtidas diferentes assinaturas de impedância. Para isto, o número mínimo de amostras necessários para realização da MCS é determinado com o uso de uma análise de convergência baseado no valor RMS (do inglês *Root Mean Square*).

A simulação de Monte Carlo é uma ferramenta que pode ser utilizada para avaliar a confiabilidade de sistemas de engenharia. Nesse processo, os parâmetros de entrada são variáveis que assumem valores aleatórios dentro de intervalos previamente definidos. A cada simulação, uma nova combinação dessas variáveis é gerada, e os resultados são calculados para cada conjunto de entradas. Essa abordagem permite uma análise detalhada da resposta do sistema, levando em conta a incerteza dos parâmetros e fornecendo uma estimativa mais precisa de sua confiabilidade (BAUTISTA-HERNÁNDEZ; MARTÍN-PRATS, 2023).

A amostragem por hipercubo latino é uma técnica consolidada, amplamente utilizada para amostrar variáveis de distribuições multivariadas de forma eficiente, otimizando a representatividade do espaço amostral com uma quantidade reduzida de amostras (VENANZI, 2015). Sua utilização no método de Monte Carlo, oferece a vantagem de incorporar memória no processo de amostragem, prevenindo o agrupamento das amostras. Esse recurso melhora a distribuição das amostras e aumenta a precisão geral do método (RODRÍGUEZ-CALDERÓN; PALLARES-MUÑOZ; JURADO-CABAÑES, 2024).

Em seguida, as assinaturas de impedância obtidas neste trabalho são utilizadas na análise de sensibilidade global baseada em variância. Essa metodologia, conforme apresentado em Lara-Molina et al. (2015), tem como objetivo identificar, avaliar e quantificar a influência de cada parâmetro incerto na resposta do problema em estudo. Com os resultados referentes a cada entrada fornecida pode-se calcular a sensibilidade dos parâmetros, utilizando o procedimento descrito por Saltelli et al. (2010).

Para isto, é considerado um modelo na forma $Y = f(X_1, X_2, ..., X_n)$, onde Y é uma saída

escalar e $X_1, X_2, ..., X_n$ é o vetor dos parâmetros incertos independentes. Dessa forma, a variância de primeira ordem para um elemento genérico X_i é dada pela Eq. (3.6).

$$V_{X_i}(E_{X_{\sim i}}(Y|X_i)) \tag{3.6}$$

onde X_i é o i-nésimo parâmetro, $X_{\sim i}$ caracteriza a matriz com todos os parâmetros (exceto o X_i). O operador de esperança interna é a média de Y realizada tomando todos os valores possíveis de $X_{\sim i}$, mantendo X_i fixo. Enquanto a variância externa é determinada com todos os valores de X_i. A sensibilidade associada, denominada como coeficiente de sensibilidade de primeira ordem (S_i) é dada pelas Eqs. (3.7) e (3.8).

$$S_i = \frac{V_{X_i}(E_{X_{\sim i}}(Y|X_i))}{V(Y)} \tag{3.7}$$

e

$$V(Y) = E_{X_i}(V_{X_{\sim i}}(Y|X_i) + V_{X_i}(E_{X_{\sim i}}(Y|X_i)) \tag{3.8}$$

onde $E_{X_i}(V_{X_{\sim i}}(Y|X_i))$ é chamado de resíduo. S_i é um índice normalizado, já que $V_{X_i}(E_{X_{\sim i}}(Y|X_i))$ varia entre zero e $V(Y)$. $V_{X_i}(E_{X_{\sim i}}(Y|X_i))$ mede o efeito de primeira ordem de X_i na saída do modelo. Outra medida, que pode ser utilizada para medir a contribuição total para a variância de saída, X_i é o índice de efeito total, calculado com a Eq. (3.9).

$$S_{Ti} = \frac{E_{X_{\sim i}}(V_{X_i}(Y|X_{\sim i})))}{V(Y)} = 1 - \frac{V_{X_{\sim i}}(E_{X_i}(Y|X_{\sim i}))}{V(Y)} \tag{3.9}$$

Assim, o índice de efeito total (S_{Ti}) é calculado com o auxílio da MCS combinada com a amostragem por Hipercubo Latino, com o número total de avaliação do modelo (N_{aval}) dado por $N_{aval} = n_s(k + 1)$, onde n_s é o número de amostras da MCS e k é a quantidade de parâmetros, ou seja, o tamanho de $\{X\}$. Por fim, os valores de sensibilidade de cada termo serão calculados e apresentados de forma visual por meio de um gráfico de barras.

3.4 Elementos utilizados

Além de identificar os parâmetros mais influentes no modelo, é fundamental selecionar o tipo de elemento sólido apropriado para cada aplicação. Nesse sentido, no programa ANSYS® *Mechanical* APDL, o elemento SOLID45 foi escolhido para modelar a viga de alumínio e a

camada de ligação (cola epóxi Araldite®), enquanto o SOLID5 foi utilizado para representar o transdutor piezelétrico. A geometria, as posições dos nós e os sistemas de coordenadas desses elementos são ilustrados nas Figs. 3.11 e 3.12.

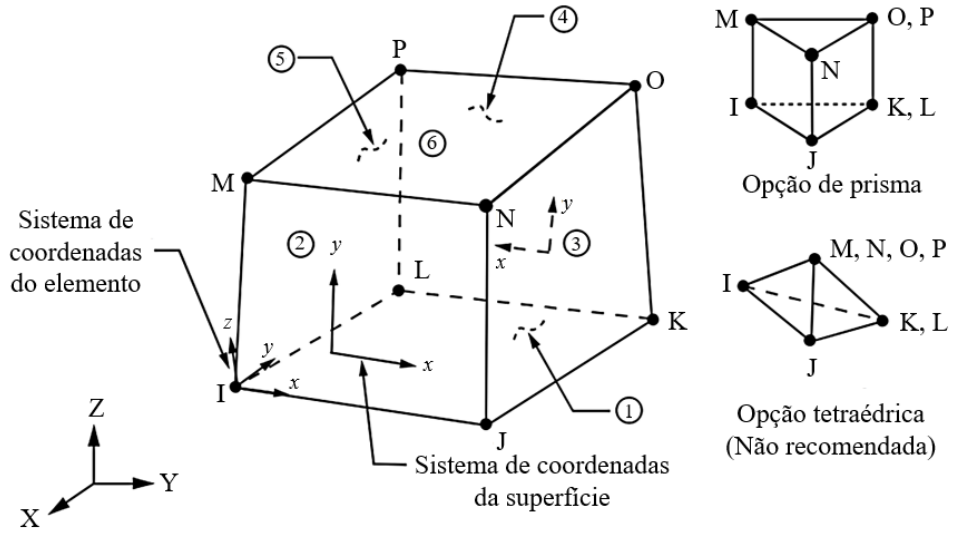


Figura 3.11: Geometria, posições dos nós e sistema de coordenadas do elemento SOLID45 (ANSYS, 2018).

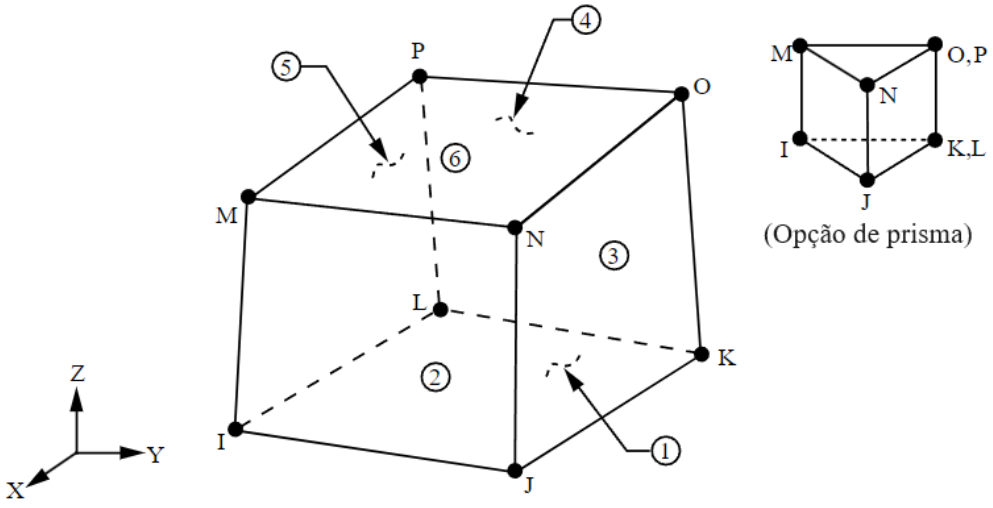


Figura 3.12: Geometria, posições dos nós e sistema de coordenadas do elemento SOLID5 (ANSYS, 2018).

O SOLID45 é um elemento sólido tridimensional utilizado na modelagem de estruturas sólidas, é definido por oito nós, cada um com três graus de liberdade (ANSYS, 2018).

O SOLID5 é um elemento sólido que pode representar campo magnético, térmico, elétrico, piezelétrico e estrutural, com oito nós e até seis graus de liberdade em cada nó. Para o seu

uso, é necessário utilizar a variável corresponde ao grau de liberdade UX, UY, UZ, TEMP, VOLT, MAG, relacionados, respectivamente, a deslocamento, temperatura, tensão e potencial magnético escalar.

Esses dois tipos de elementos sólidos são amplamente utilizados na análise da técnica de impedância eletromecânica. Estudos como os de Bhalla e Soh (2004b), Park et al. (2006), Annamdas e Soh (2008), Yang, Lim e Soh (2008), Zhang et al. (2011), Li et al. (2019), Tang et al. (2020) e Parpe e Saravanan (2021) demonstram sua aplicação. Além disso, o trabalho de Anaz (2014), que também utiliza o SOLID5 para o transdutor piezelétrico e SOLID65 para a estrutura de concreto, serve como referência adicional, destacando a adequação dos diferentes elementos sólidos para materiais distintos.

Capítulo 4

ISHM do transdutor piezelétrico livre

Neste capítulo é apresentada a resposta da impedância eletromecânica de um transdutor piezelétrico operando em condição livre. São discutidos estudos relacionados ao tamanho da malha, à quantidade de pontos em frequência, à análise de incerteza e à sensibilidade dos parâmetros. O objetivo é identificar os fatores que exercem maior influência sobre o modelo desenvolvido e compará-lo com resultados experimentais, visando alcançar um modelo mais representativo da realidade. Esse processo é crucial para preparar o modelo para o subsequente acoplamento com vigas de alumínio.

Inicialmente, as simulações numéricas foram conduzidas com o objetivo de analisar a resposta da impedância eletromecânica de um transdutor piezelétrico em sua condição de operação livre. Para isso, um modelo de elementos finitos foi implementado no *software* ANSYS® *Mechanical* APDL. O transdutor piezelétrico, modelo PIC 151, da empresa *Physik Instrumente* (PI), utilizado neste estudo, é apresentado na Fig. 4.1. Suas dimensões são 20 mm × 20 mm × 1 mm.

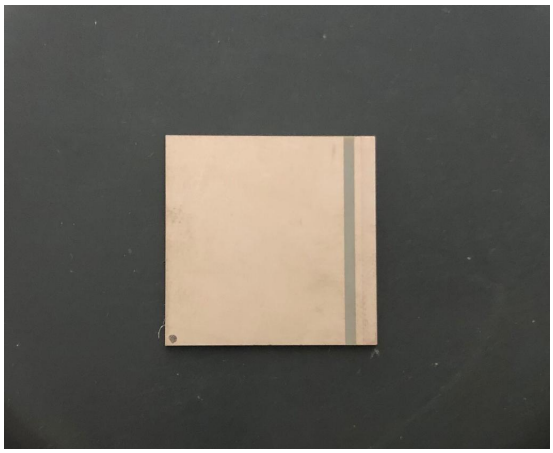


Figura 4.1: Transdutor piezelétrico PIC 151.

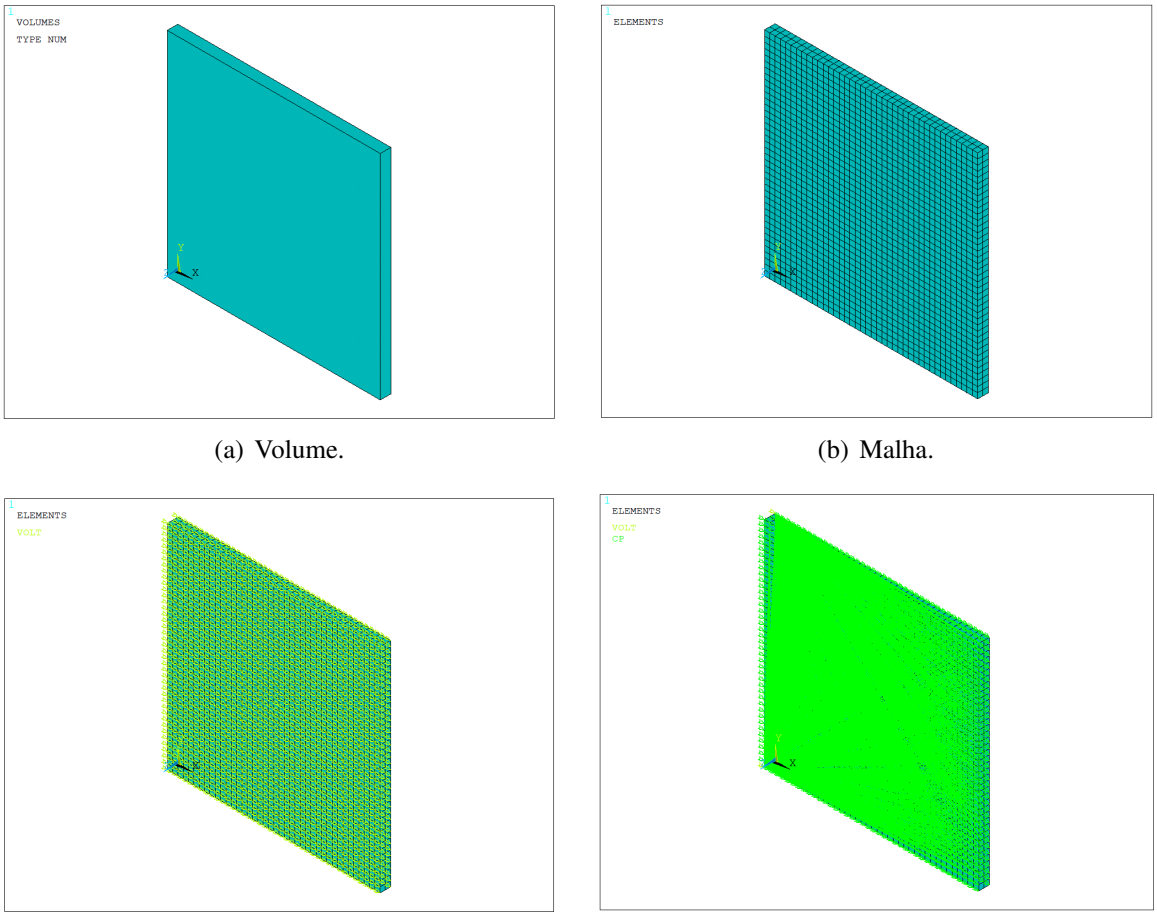
A PI é reconhecida por fabricar placas piezelétricas de alta qualidade. Seus processos de fabricação são controlados, resultando na produção de transdutores piezelétricos com tolerâncias rigorosas e variações mínimas entre lotes (PI, 2023). Isso possibilita a obtenção do conjunto de propriedades essenciais para o desenvolvimento do modelo da pastilha PZT, que estão apresentadas na Tab. 4.1, fornecidas pela PI.

Tabela 4.1: Propriedades do PIC 151 fornecidas pela PI.

Parâmetro	**Símbolo**	**Valor**	**Unidade**
Densidade	ρ	7760	$\mathrm{kg/m^3}$
Fator de perda dielétrica	δ	$15,7 \times 10^{-3}$	–
Rigidez	S_{11}	$1,683 \times 10^{-11}$	$\mathrm{m^2/N}$
	S_{33}	$1,900 \times 10^{-11}$	
	$S_{44} = S_{55}$	$5,096 \times 10^{-11}$	
	S_{66}	$4,497 \times 10^{-11}$	
	S_{12}	$-5,656 \times 10^{-12}$	
	S_{13}	$-7,107 \times 10^{-12}$	
Permissividade elétrica	$\epsilon_{11} = \epsilon_{22}$	1936	–
	ϵ_{33}	2109	
Coeficientes de deformação piezelétrica	d_{31}	$-2,140 \times 10^{-10}$	m/V
	d_{33}	$4,230 \times 10^{-10}$	
	d_{15}	$6,100 \times 10^{-10}$	

Os dados apresentados na Tab. 4.1 foram utilizados para as análises iniciais. Para isto, o modelo da pastilha PZT foi criado usando o elemento SOLID5. Após a definição do elemento a ser utilizado, o volume foi criado conforme ilustrado na Fig. 4.2(a). Em seguida, o modelo foi discretizado em elementos de 0,5 mm de comprimento, Fig. 4.2(b), resultando em um total de 3200 elementos, efetuado por meio do comando MESH. A malha adotada apresenta uma estrutura hexagonal.

Posteriormente, foram aplicadas as condições de contorno nos transdutores piezelétricos com uma tensão elétrica de 1 V na face superior e nula na face inferior, simulando, dessa forma, a condição de aterramento do transdutor, como mostrado na Fig. 4.2(c). Em seguida, realizou-se o acoplamento dos nós, conforme ilustrado na Fig. 4.2(d).



(a) Volume. (b) Malha.

(c) Aplicação da tensão elétrica. (d) Acoplamento dos nós.

Figura 4.2: Transdutor piezelétrico na condição livre.

Por fim, conduziu-se uma análise harmônica abrangendo a faixa de frequência de 20 a 250 kHz, com a utilização de 801 pontos, visando adquirir a resposta da impedância eletromecânica. Ao concluir a análise harmônica, os resultados obtidos incluem o valor da carga (Q) na superfície da pastilha PZT, representado em três colunas de dados. A primeira coluna contém os valores de frequência (f), a segunda coluna corresponde à parte real da carga (Q_{real}) e a terceira coluna representa a parte imaginária da carga (Q_{imag}). Assim, para determinação da impedância (Z) é utilizado a Eq. 4.1.

$$Z = \frac{V}{I} = \frac{V}{-i\omega Q} = \frac{V}{-i2\pi f\,(Q_{real} + iQ_{imag})} \tag{4.1}$$

em que I representa a corrente e V a tensão aplicada, que neste caso é 1 V.

A partir da Eq. (4.1), é possível obter a assinatura de impedância apresentada na Fig. 4.3, na qual observa-se o comportamento da pastilha PZT em sua condição livre. Note que se destacam três picos nas frequências de 90,3 kHz, 113,6 kHz e 227 kHz.

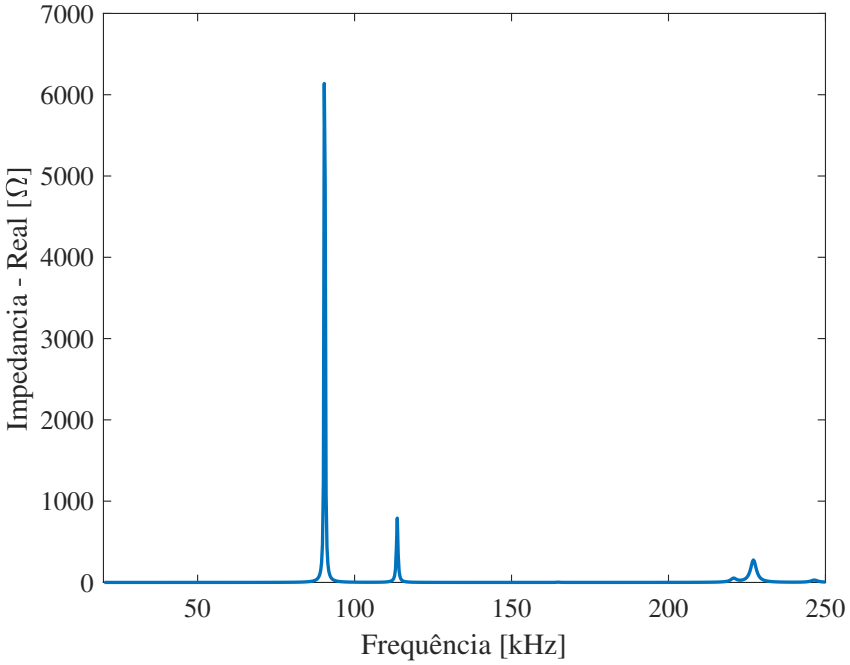


Figura 4.3: Assinatura de impedância obtida para a pastilha PZT na condição livre.

4.1 Estudo de convergência da malha

Na análise apresentada na Seção 4, utilizou-se uma malha de 0,5 mm. No entanto, também foram realizadas análises utilizando malhas de diferentes tamanhos, a fim de avaliar o impacto delas no modelo. As malhas utilizadas, juntamente com a contagem de elementos, nós e o tempo de processamento associado a cada uma, são apresentadas na Tab. 4.2. As assinaturas de impedância resultantes de todas as condições podem ser visualizadas na Fig. 4.4 e nas Figs. 4.5, 4.6 e 4.7, que mostram a ampliação de cada pico para melhor visualização.

Tabela 4.2: Características das malhas analisadas.

Refinamento	Malha [mm]	Nº de elementos	Nº de nós	Tempo de processamento [s]
1	2,0	100	242	10,9
2	1,5	196	450	14,8
3	1,0	400	882	34,1
4	0,9	1058	1728	91,0
5	0,8	1250	2028	103,4
6	0,7	1682	2700	141,8
7	0,6	2312	3675	194,5
8	0,5	3200	5043	279,5
9	0,4	7500	10404	759,2
10	0,3	17956	23120	2005,8

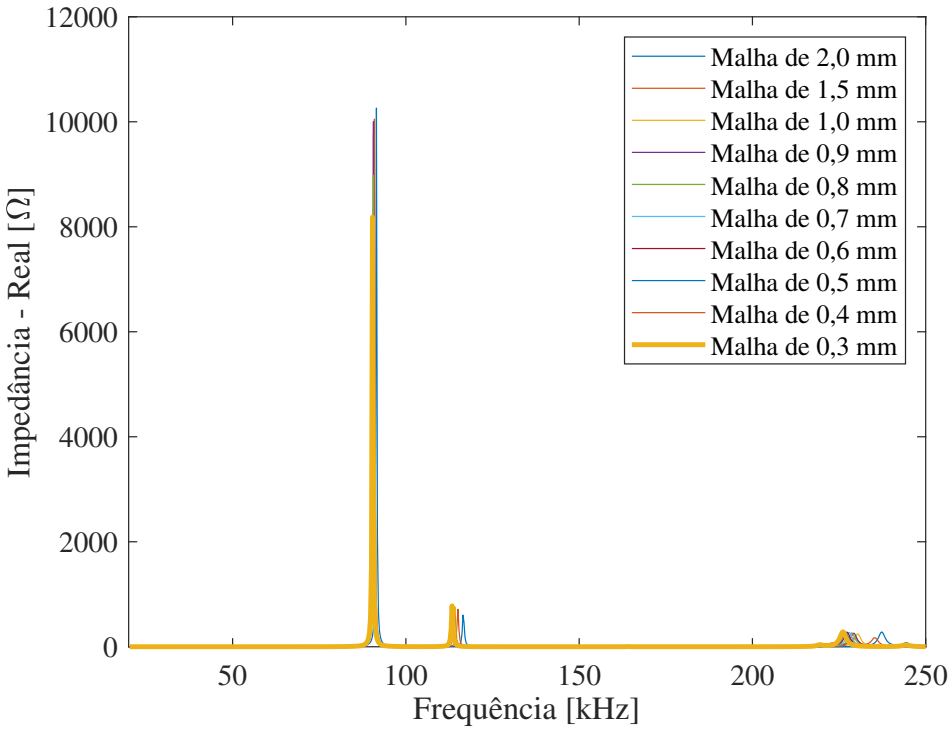


Figura 4.4: Assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes malhas.

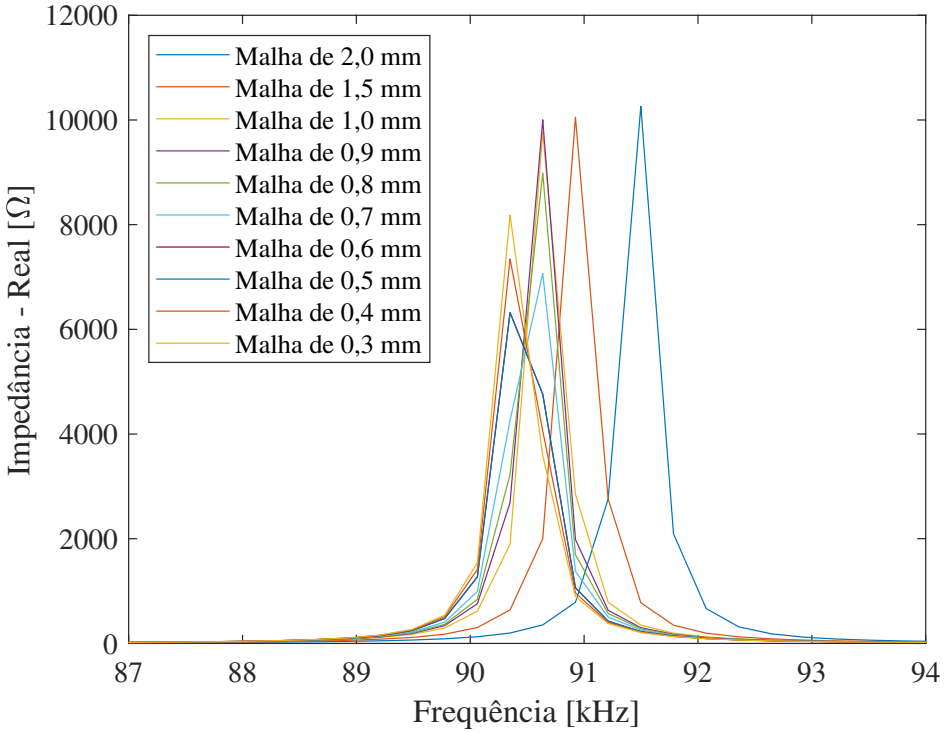


Figura 4.5: Ampliação do primeiro pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes malhas.

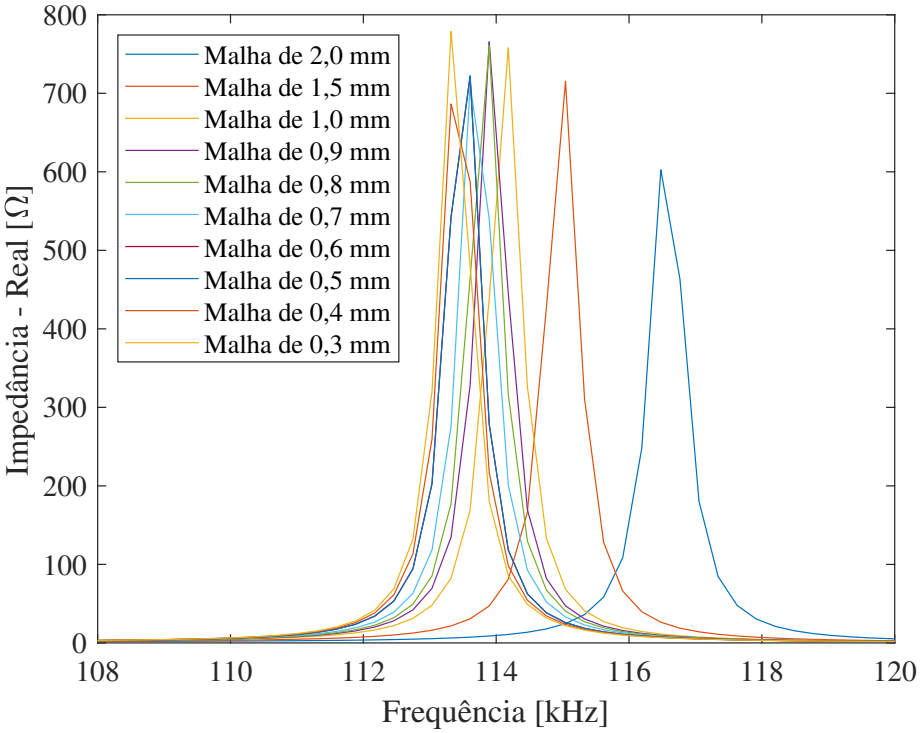


Figura 4.6: Ampliação do segundo pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes malhas.

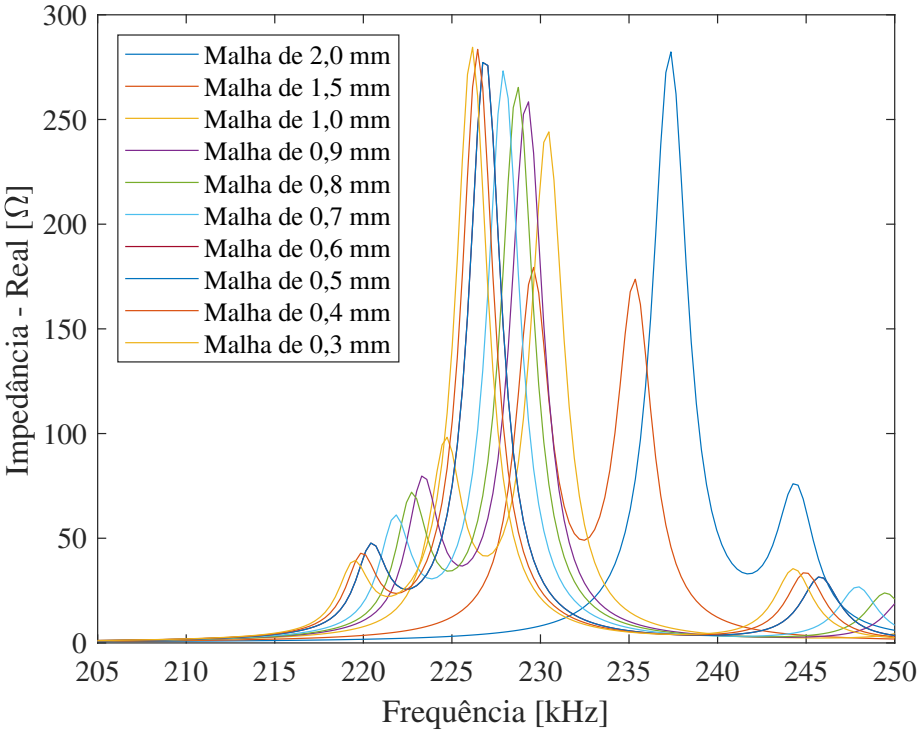


Figura 4.7: Ampliação do terceiro pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes malhas.

A partir das Figs. 4.4 a 4.7, observa-se que o refinamento da malha alterou a amplitude e a frequência das assinaturas de impedância, sem modificar seu comportamento. Essas variações foram quantificadas pela métrica CCD (Fig. 4.8), utilizando como referência a malha de 0,3 mm, por ser a de menor dimensão.

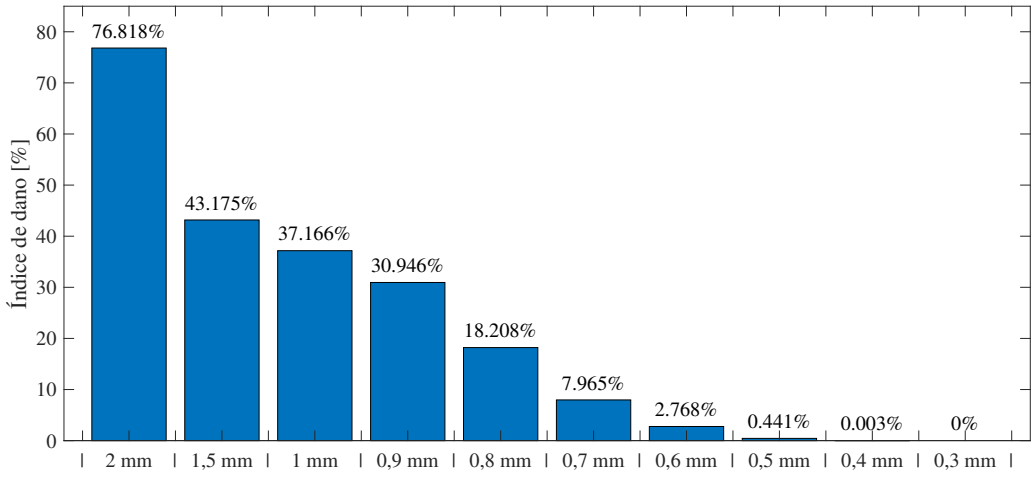


Figura 4.8: Índice CCD obtido para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes malhas.

A interpretação dos resultados da métrica de dano sugere que quanto mais próximo o valor estiver de 100 %, maior será a variação em relação à medição de referência. Isso indica que, neste caso, quanto menor for o valor CCD, mais próxima estará a assinatura de impedância da referência. Ao analisar os resultados apresentados na Fig. 4.8, observa-se uma redução no valor CCD à medida que a malha é refinada. A malha de 2 mm mostrou uma variação mais significativa na métrica de dano, com cerca de 76 %, enquanto a malha de 0,5 mm exibiu uma variação do CCD em relação à malha mais refinada (de 0,3 mm) de apenas 0,441 %.

Além disso, ao analisar a Tab. 4.2, percebe-se que o tempo de processamento da malha de 0,5 mm é aproximadamente sete vezes menor do que o necessário para a malha de 0,3 mm. Devido a esse menor custo computacional e à pequena diferença no valor CCD em relação à malha mais refinada, optou-se pela utilização da malha de 0,5 mm nas análises.

4.2 Estudo de diferentes números de pontos em frequência

O equipamento disponível no laboratório LMEst, utilizado para a obtenção das assinaturas de impedância, apresenta uma limitação que permite o uso de no máximo 801 pontos na faixa de

frequência. Portanto, buscando obter um modelo o mais representativo possível, optou-se por utilizar essa quantidade de pontos nas análises iniciais. No entanto, também foram estudadas quantidades maiores de pontos na faixa de frequência, a fim de verificar se esse parâmetro pode influenciar nas assinaturas de impedância obtidas.

Assim, as assinaturas de impedância numéricas foram obtidas considerando diferentes números de pontos em frequência (801, 1000, 2000, 3000, 4000 e 5000), conforme apresentado na Fig. 4.9.

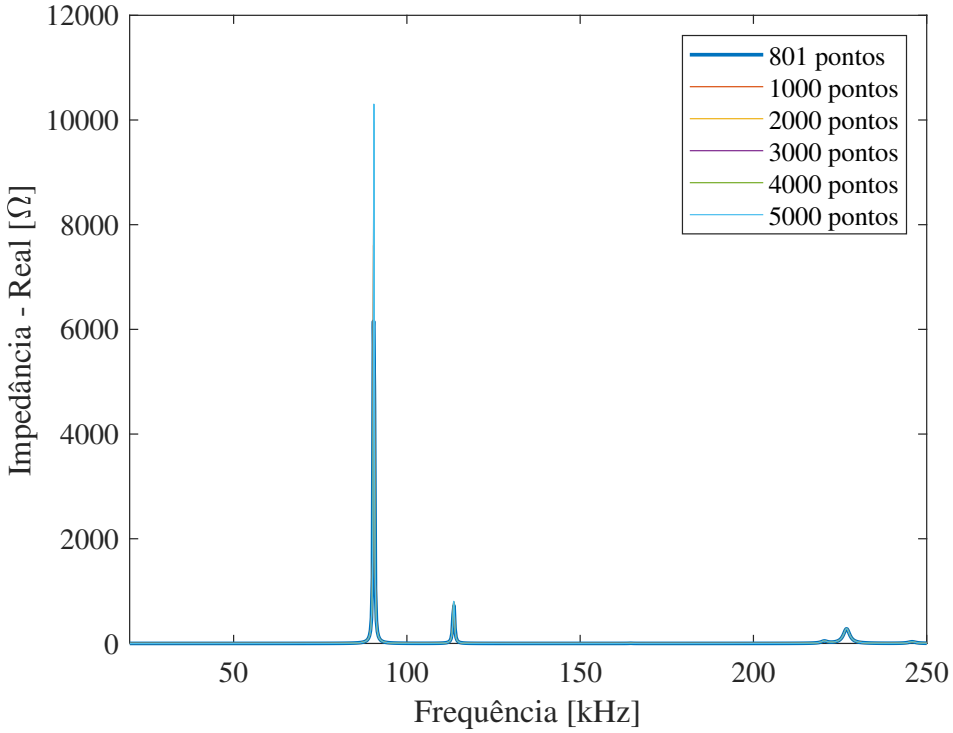


Figura 4.9: Assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes números de pontos.

A ampliação de cada pico para melhor visualização é mostrada nas Figs. 4.10, 4.11 e 4.12. Observa-se que o primeiro pico (em 90,3 kHz) e o segundo pico (em 113,6 kHz) apresentam variações na amplitude com o aumento do número de pontos, sendo que, no segundo pico, essa variação é menor.

Para quantificar essas variações, aplicou-se a métrica CCD, exigindo uma extrapolação dos dados para igualar todas as assinaturas em 5000 pontos. Os resultados correspondentes são mostrados na Fig. 4.13, tendo a assinatura de 801 pontos como referência.

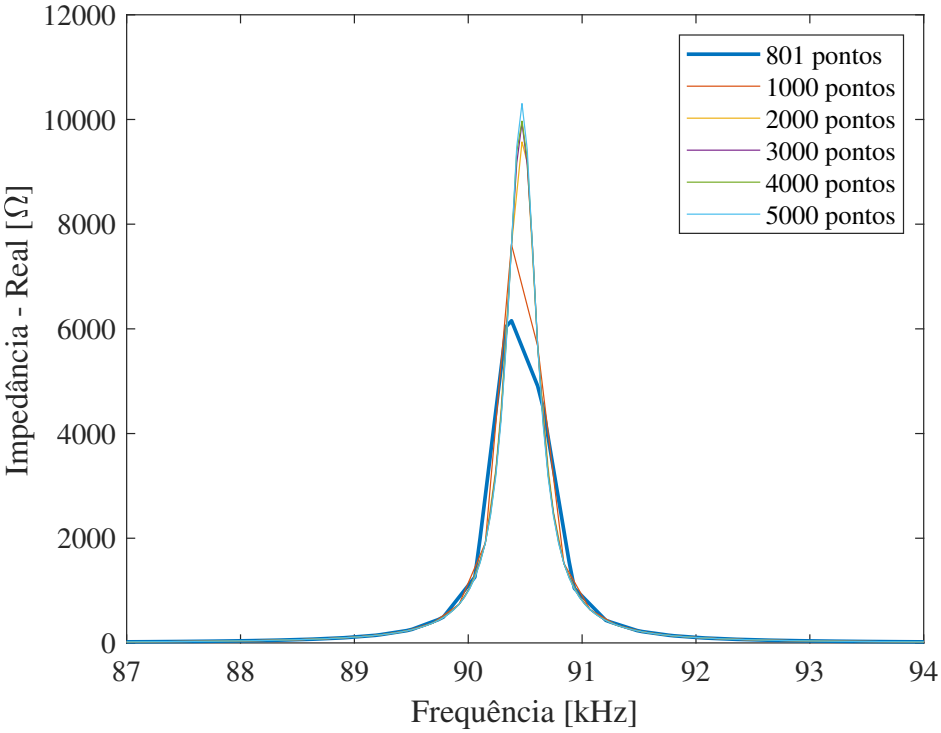


Figura 4.10: Ampliação do primeiro pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes números de pontos.

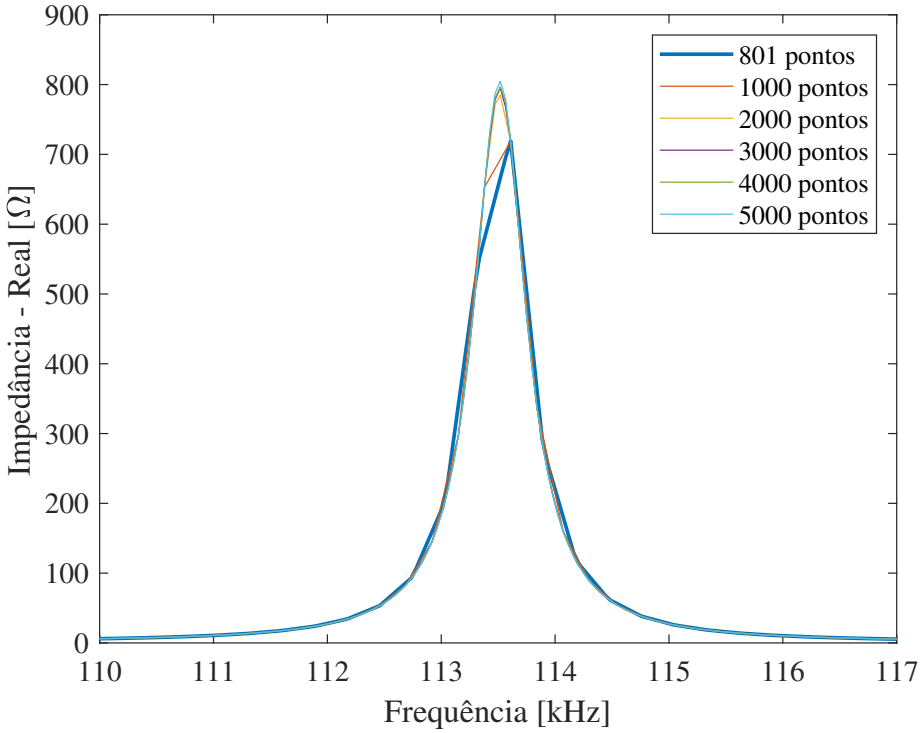


Figura 4.11: Ampliação do segundo pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes números de pontos.

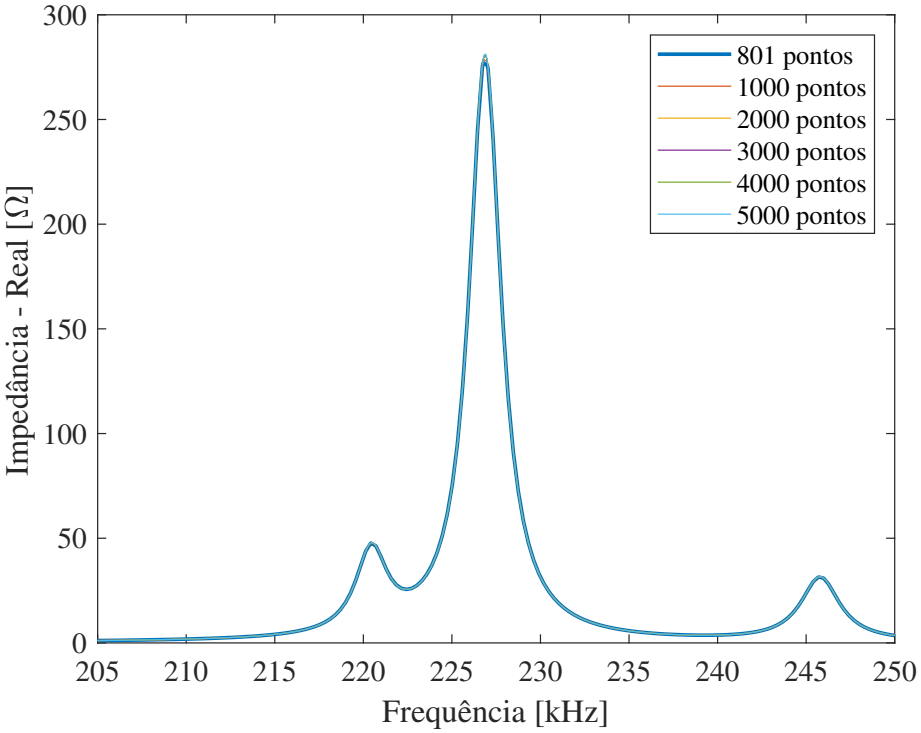


Figura 4.12: Ampliação do terceiro pico das assinaturas de impedância obtidas para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes números de pontos.

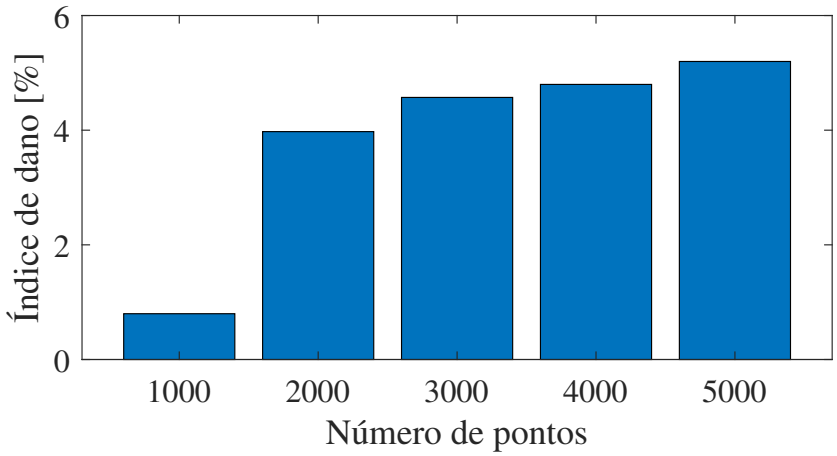


Figura 4.13: Índice CCD obtido para a pastilha PZT na condição livre considerando diferentes números de pontos.

Os resultados obtidos com a métrica CCD (Fig. 4.13) sugerem que a quantidade de pontos não exerce influência significativa na resposta obtida. A maior variação observada é de cerca de 5 %, um valor relativamente baixo, considerando que essa variação pode chegar a 100 %. Portanto, o uso de 801 pontos é justificável, não apenas por fornecer representação adequada, mas também por implicar menor custo computacional.

4.3 Comparação numérica com experimental

Para obtenção das assinaturas de impedância do transdutor piezelétrico, foi utilizado o analisador de impedância *Agilent*, modelo 4294A (Fig. 4.14), disponível no laboratório LMEst. Este sistema pode realizar a aquisição da impedância na faixa de frequência entre 40 Hz a 110 MHz. Para este trabalho, utilizou-se a faixa de frequência de 20 a 250 kHz com 801 pontos, considerando 10 repetições.



Figura 4.14: Analisador de impedância *Agilent* 4294A.

Após a aquisição das assinaturas de impedância, os dados são armazenados em um computador e submetidos às análises necessárias. A mediana das 10 assinaturas de impedância obtidas experimentalmente e sua comparação com a assinatura obtida numericamente são apresentadas na Fig. 4.15.

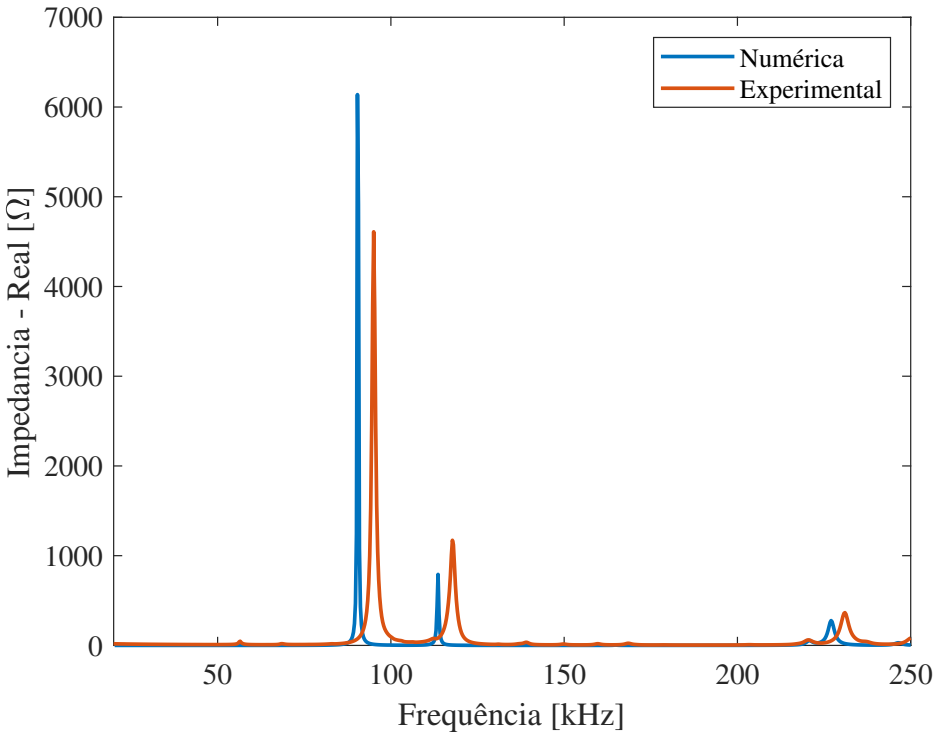


Figura 4.15: Assinaturas de impedância numérica e experimental.

Ao analisar a Fig. 4.15, nota-se que ambas as assinaturas de impedância possuem comportamento semelhantes, porém apresentam defasagem em relação à frequência. Por esta razão, faz-se necessário realizar o ajuste do modelo, buscando maior proximidade com os dados reais. Para isto, inicialmente, será conduzida uma análise de sensibilidade, visando identificar os parâmetros que possuem maior influência no modelo.

4.4 Análise de incertezas

As incertezas foram inseridas nos parâmetros do modelo desenvolvido para avaliar o impacto dessas variações nos resultados. Embora os valores sejam fornecidos pelo fabricante, é possível que variações ocorram devido a alterações ambientais. Portanto, as incertezas consideradas para a análise estocástica são de natureza paramétrica, utilizando os dados detalhados na Tab. 4.3, que lista os 14 parâmetros considerados. Optou-se pela MCS em conjunto com a amostragem de Hipercubo Latino, para analisar o sistema incerto.

Tabela 4.3: Incerteza considerada.

Parâmetro	**Símbolo**	**Incerteza**
Densidade	ρ	± 5 %
Fator de perda dielétrica	δ	± 5 %
Amortecimento	c	± 5 %
Rigidez	S_{11}	± 5 %
	S_{33}	
	$S_{44} = S_{55}$	
	S_{66}	
	S_{12}	
	S_{13}	
Permissividade elétrica	$\epsilon_{11} = \epsilon_{22}$	± 5 %
	ϵ_{33}	
Coeficientes de deformação piezelétrica	d_{31}	± 5 %
	d_{33}	
	d_{15}	

A determinação da quantidade mínima de amostras necessárias para a realização do MCS foi conduzida por meio de uma análise de convergência, utilizando o valor RMS. Os resultados desse procedimento são apresentados na Fig. 4.16, que mostra os valores RMS das respostas máxima e mínima. Ao analisar a convergência do modelo, observou-se que, para valores mínimos de $n_s \geq 800$ não há variações significativas. No entanto, para o número máximo de amostras, pequenas variações persistem até atingir 1500 amostras. Com base nisso, optou-se por utilizar 1500 amostras na execução da análise de sensibilidade.

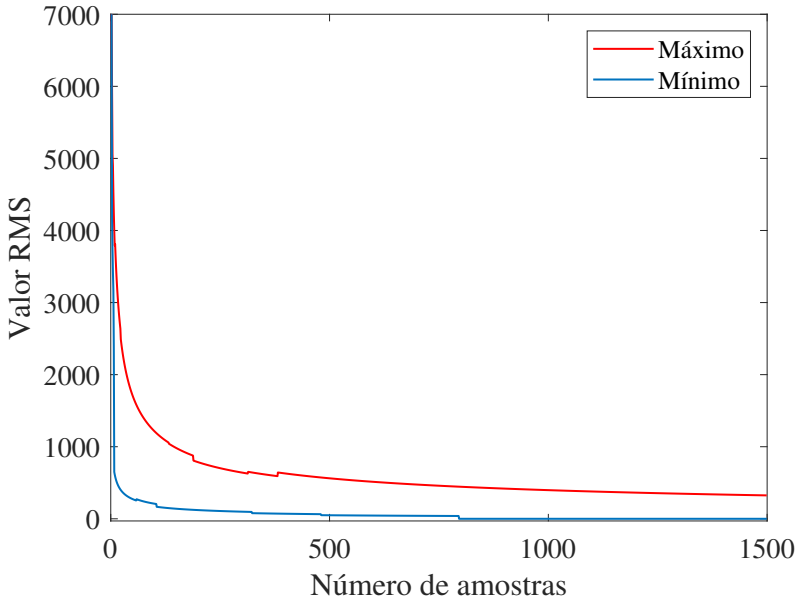


Figura 4.16: Análise de convergência.

As assinaturas de impedância obtidas durante esse processo, juntamente com a comparação entre a assinatura de impedância numérica (calculada com base nos dados fornecidos pela PI) e a experimental, são apresentadas na Fig. 4.17. Observa-se que as assinaturas de impedância obtidas das incertezas consideradas nos parâmetros do modelo foram capazes de influenciar o resultado do modelo, já que possuem diferentes frequências e amplitudes. Este aspecto ressalta a sensibilidade do modelo às incertezas. Além disso, a assinatura de impedância experimental está contida na região abrangida por todas as outras assinaturas obtidas, o que justifica a análise de sensibilidade e o ajuste do modelo.

Ao final da análise de sensibilidade, foram identificados os parâmetros que mais contribuem para o modelo desenvolvido. A contribuição individual de cada parâmetro incerto, medida por meio do índice de efeito total, é apresentada na Fig. 4.18. Os parâmetros de maior influência são: S_{11}, S_{12}, ϵ_{33}, d_{31}, d_{33} e densidade (ρ).

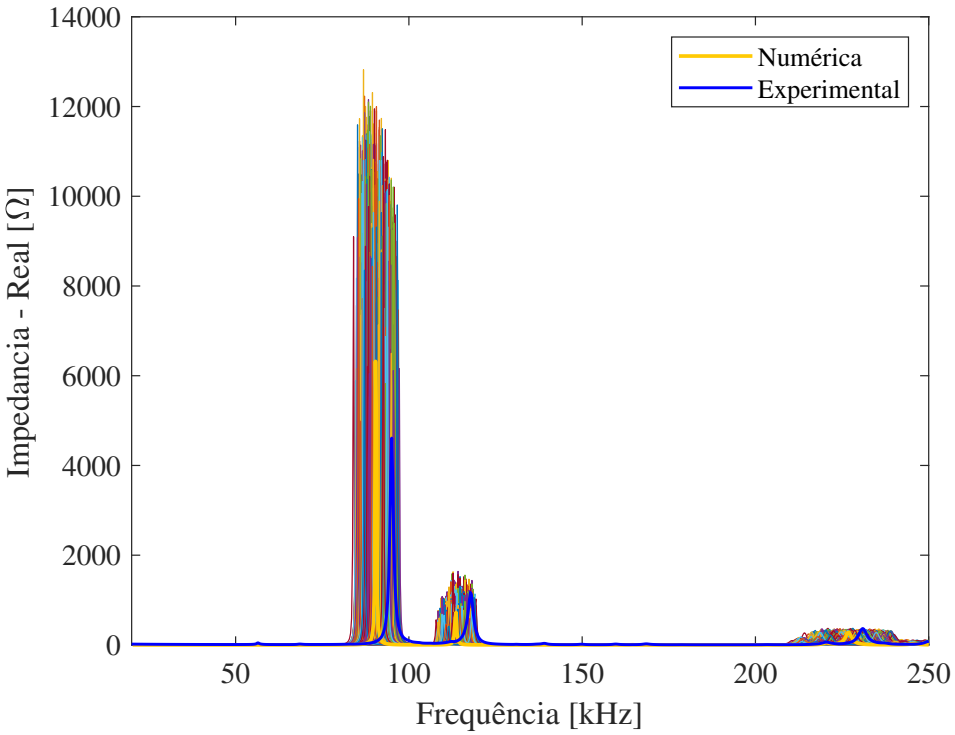


Figura 4.17: Análise de incerteza.

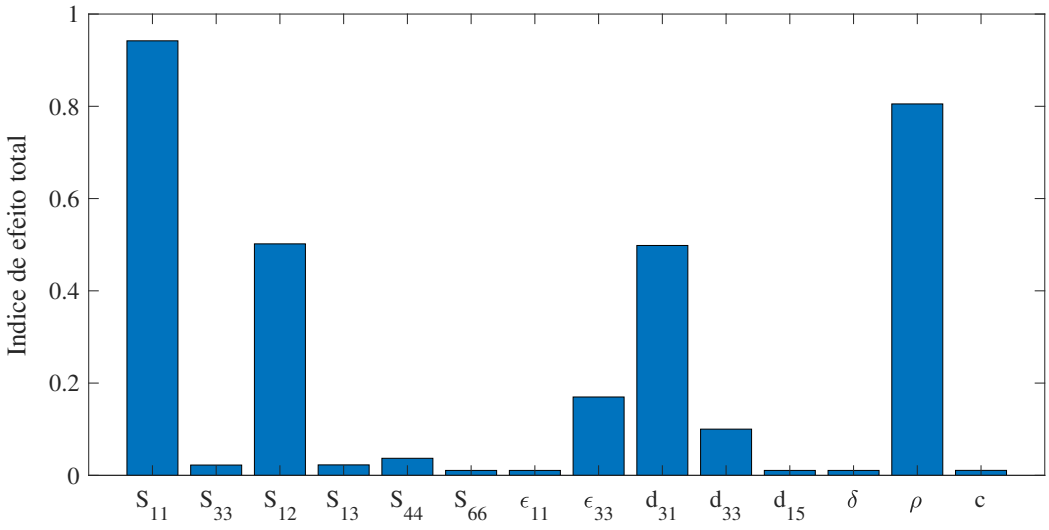


Figura 4.18: Análise de sensibilidade.

Após identificar os parâmetros de maior influência no modelo, realizou-se o ajuste do modelo utilizando apenas os seis parâmetros mais influentes como variáveis de projeto no método de evolução diferencial, que consiste em um algoritmo evolutivo proposto por Storn e Price (1995). O objetivo foi minimizar a diferença entre a assinatura de impedância obtida experimentalmente e a obtida numericamente. Essa abordagem buscou otimizar o custo computacional, uma vez

que o uso dos 14 parâmetros listados na Tab. 4.3 resultaria em custos computacionais mais elevados.

Na utilização desse algoritmo é preciso inserir alguns parâmetros. Storn e Price (1995) aconselham o uso de: número de indivíduos da população entre 5 e 10 vezes o número de variáveis de projeto, taxa de perturbação entre 0,2 e 2,0 e probabilidade de cruzamento entre 0,1 e 1,0.

Baseado nisto, a otimização foi conduzida considerando uma população inicial composta por 50 indivíduos, taxa de pertubação de 0,7 e probabilidade de cruzamento de 0,8. As variáveis de projeto incluíram: ρ, S_{11}, S_{12}, ϵ_{33}, d_{31} e d_{33}, dentro de um espaço de projeto com variação de 5 % para cada variável. A função objetivo minimizada foi o valor RMSD. Os valores obtidos após o processo de otimização são apresentados na Tab. 4.4.

Tabela 4.4: Parâmetros do PIC 151 fornecidos pela PI e otimizados.

Parâmetro	**Valor PI**	**Valor otimizado**	**Unidade**
ρ	7760	7449,60	$\mathrm{kg/m^3}$
S_{11}	$1,683 \times 10^{-11}$	$1,641 \times 10^{-11}$	$\mathrm{m^2/N}$
S_{12}	$-5,656 \times 10^{-12}$	$-5,882 \times 10^{-12}$	
ϵ_{33}	2109	2193,36	-
d_{31}	$-2,140 \times 10^{-10}$	$-2,226 \times 10^{-10}$	m/V
d_{33}	$4,230 \times 10^{-10}$	$4,399 \times 10^{-10}$	

A partir dos valores otimizados (Tab. 4.4) foi obtida a assinatura de impedância apresentada na Fig. 4.19. A ampliação de cada pico é exibida nas Figs. 4.20, 4.21 e 4.22.

Analisando as Figs. 4.19 a 4.22, nota-se que a assinatura de impedância otimizada se aproxima mais da obtida experimentalmente, especialmente nos dois primeiros picos. No entanto, o último pico ainda evidencia diferenças em relação à assinatura experimental. Para quantificar essas variações, utilizou-se a métrica CCD (Fig. 4.23).

O cálculo da métrica CCD é essencial, pois a análise qualitativa, por si só, não proporciona uma avaliação completa dos resultados. Nesse contexto, a assinatura de impedância experimental foi adotada como referência e os resultados (Fig. 4.23) revelam uma redução significativa no valor CCD para o modelo otimizado, aproximadamente 21 % em comparação aos aproximadamente 99 % obtidos com os dados fornecidos pela PI. Isso indica que o modelo otimizado se assemelha mais ao comportamento experimental do que aquele obtido com os dados da PI.

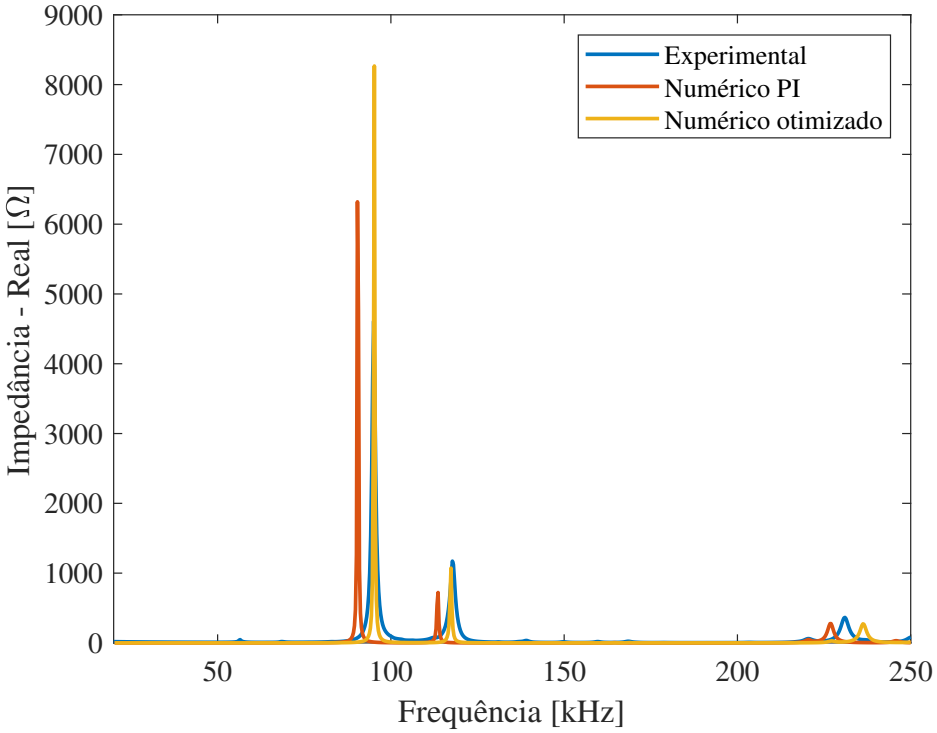


Figura 4.19: Assinaturas de impedância numéricas (PI e otimizada) e experimental.

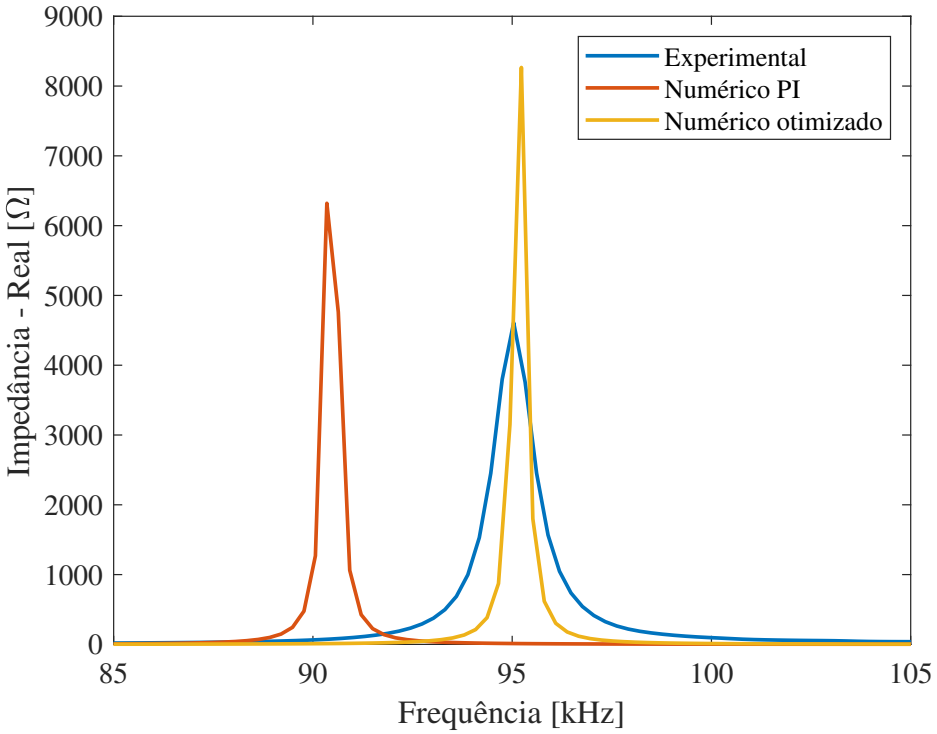


Figura 4.20: Ampliação do primeiro pico das assinaturas de impedância numéricas (PI e otimizada) e experimental.

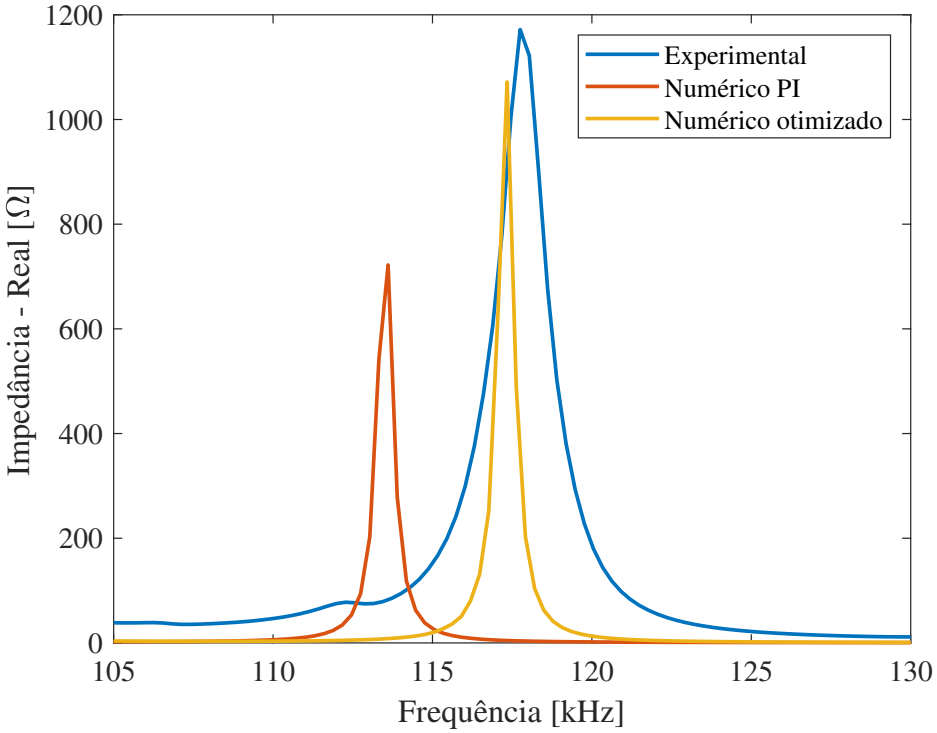


Figura 4.21: Ampliação do segundo pico das assinaturas de impedância numéricas (PI e otimizada) e experimental.

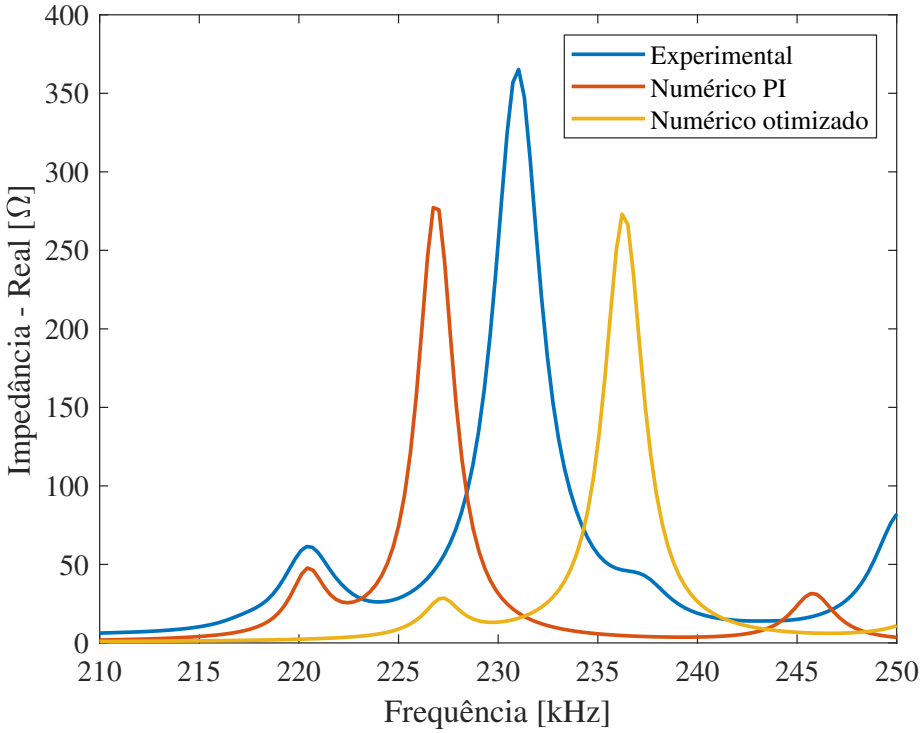


Figura 4.22: Ampliação do terceiro pico das assinaturas de impedância numéricas (PI e otimizada) e experimental.

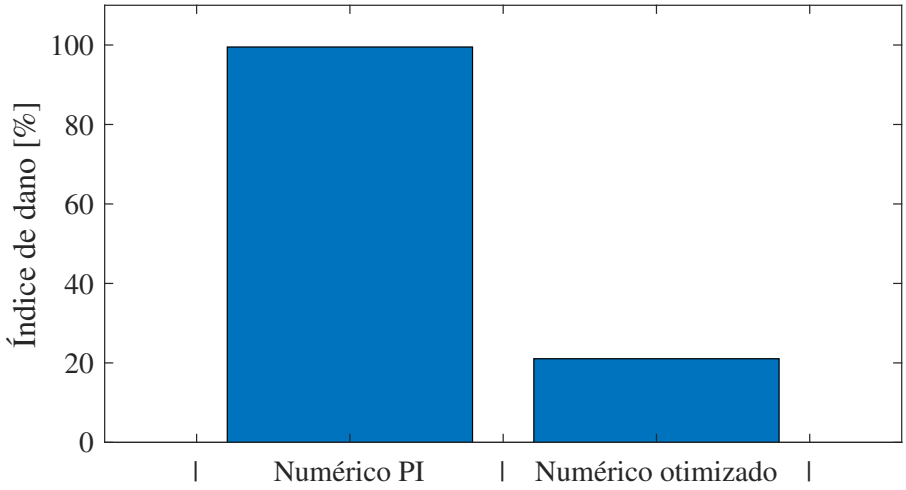


Figura 4.23: Índice CCD obtido para o valor numérico otimizado.

Portanto, o modelo está ajustado e adequado para ser utilizado acoplado em diferentes estruturas, como vigas, placas e eixos. Isso possibilita a obtenção das assinaturas de impedância dessas estruturas nas condições saudável e danificada, permitindo a realização das demais análises necessárias.

Capítulo 5

ISHM do transdutor piezelétrico acoplado a vigas de alumínio

Neste capítulo, é detalhado o procedimento utilizado para obtenção do modelo da impedância eletromecânica em vigas de alumínio com um transdutor piezelétrico acoplado em sua superfície. Para isso, é necessário inserir no modelo das propriedades geométricas e físicas de todos os elementos envolvidos, incluindo a viga, a cola e a pastilha PZT. As propriedades do transdutor piezelétrico foram discutidas no capítulo anterior, enquanto as da cola podem ser encontradas na literatura. As propriedades da viga são apresentadas ao longo deste capítulo.

Com essas informações, torna-se possível calcular a impedância da estrutura analisada em duas condições distintas: com dano e sem dano (neste trabalho, o dano refere-se a uma alteração estrutural provocada pela adição de uma pequena massa). Assim, é possível realizar as análises necessárias e validar experimentalmente a metodologia adotada.

5.1 Propriedades da viga de alumínio

Antes do acoplamento do transdutor piezelétrico à viga de alumínio ($380 \times 37 \times 3$ mm), uma análise modal foi conduzida, utilizando abordagens experimental e numérica com a viga na condição livre. Essa abordagem conjunta proporciona maior compreensão do comportamento da viga, permitindo a caracterização de suas propriedades físicas.

No método numérico, realizado no ANSYS®, o modelo da viga foi elaborado utilizando o elemento SOLID45. Após a definição do elemento, foram incorporadas as propriedades de módulo de elasticidade, densidade e coeficiente de *Poisson* do material, sendo este caso a liga de

alumínio aeronáutica Al2024-T3. Em seguida, o volume (Fig. 5.1) foi criado e, posteriormente, conduziu-se uma análise de convergência de malha para determinar a malha mais adequada para este modelo.

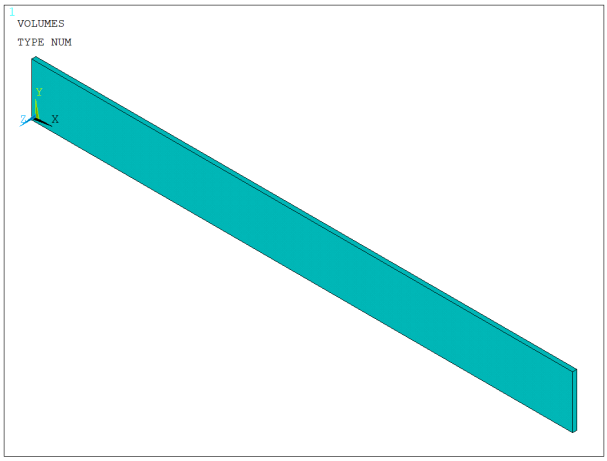


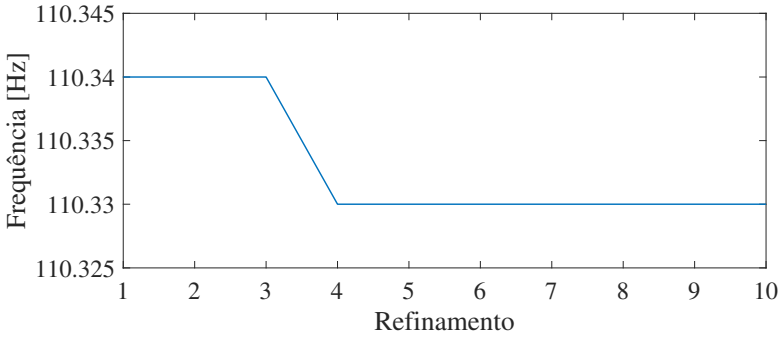
Figura 5.1: Volume da viga na condição livre.

A análise de convergência de malha foi realizada com o uso de uma análise modal na faixa de frequência de 0 a 1600 Hz, com 2048 pontos, utilizando malhas hexagonais com diversos níveis de refinamento. Esse procedimento permite a obtenção das frequências naturais da viga relacionadas a cada nível de refinamento considerado, permitindo avaliar de a partir de qual refinamento não se observam variações significativas nas frequências naturais. Os refinamentos utilizados estão detalhados na Tab. 5.1, onde são fornecidas as dimensões, quantidade de elementos e nós associados a cada uma das dez malhas analisadas.

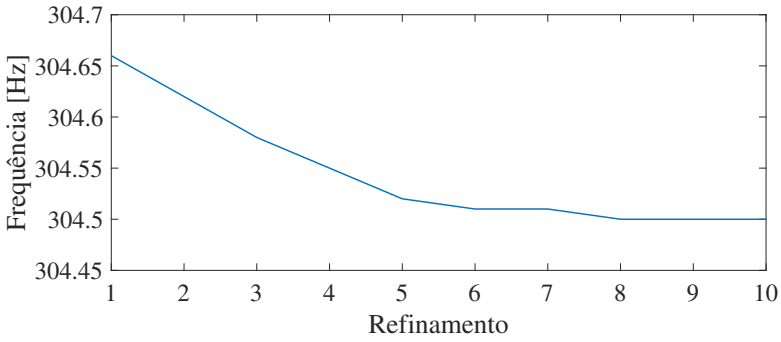
Tabela 5.1: Características das malhas analisadas.

Refinamento	Malha [mm]	Nº de elementos	Nº de nós
1	3,0	3.584	1.651
2	2,5	4.560	7.344
3	2,0	7.220	11.460
4	1,5	12.700	19.890
5	1,0	42.180	57.912
6	0,9	71.064	91.160
7	0,8	89.300	114.240
8	0,7	143.895	176.256
9	0,6	196.540	240.030
10	0,5	337.440	399.525

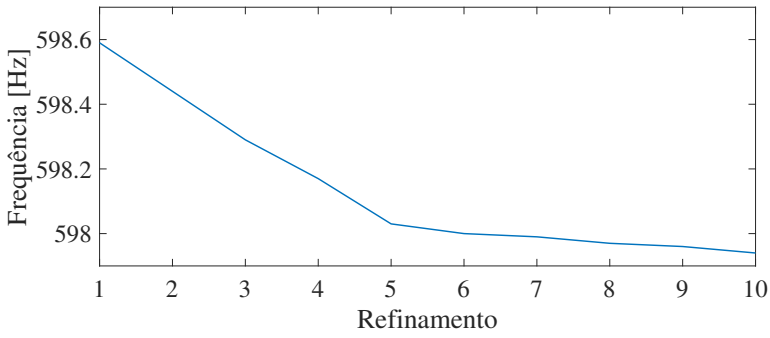
Os valores de quatro frequências naturais em cada um dos 10 refinamentos considerados são apresentados na Fig. 5.2.



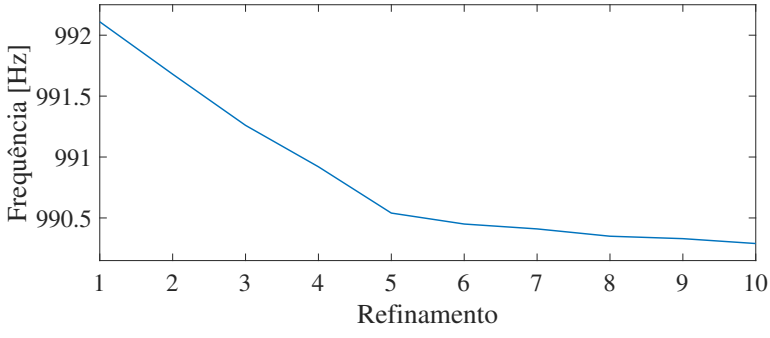
(a) Frequência natural 1.



(b) Frequência natural 2.



(c) Frequência natural 3.

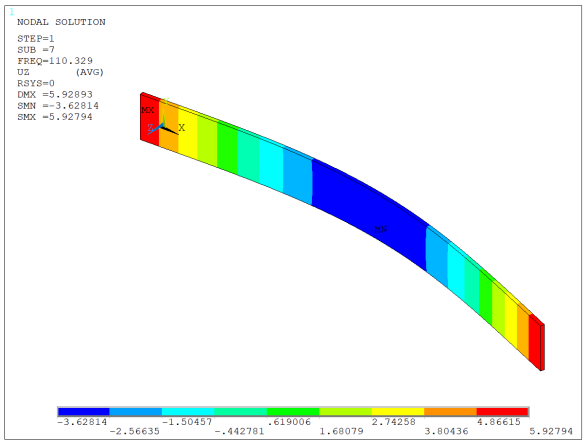


(d) Frequência natural 4.

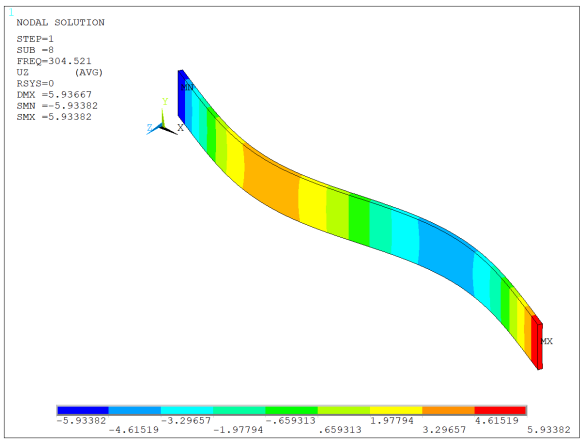
Figura 5.2: Análise de convergência de malha da viga.

Note que a partir do refinamento 5 não há variações significativas nos valores de frequências analisados. Por esta razão, o refinamento 5, correspondente a uma malha de 1 mm, foi selecionado como o mais apropriado.

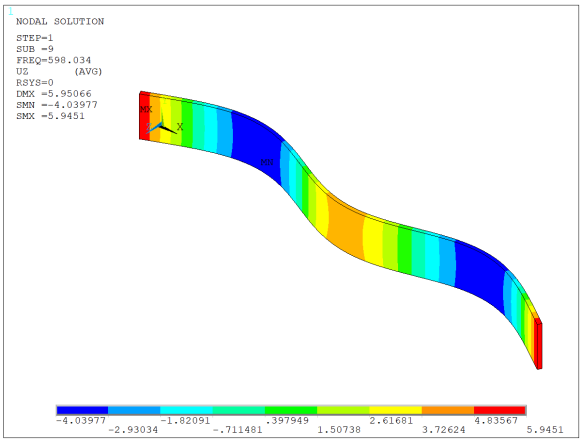
A análise modal também permite a obtenção das formas modais da viga, conforme ilustrado na Fig. 5.3. As formas modais oferecem a capacidade de identificar os pontos nodais da viga, os quais devem ser evitados ao posicionar os acelerômetros em análises experimentais, garantindo medições mais representativas e sensíveis às condições dinâmicas da estrutura.



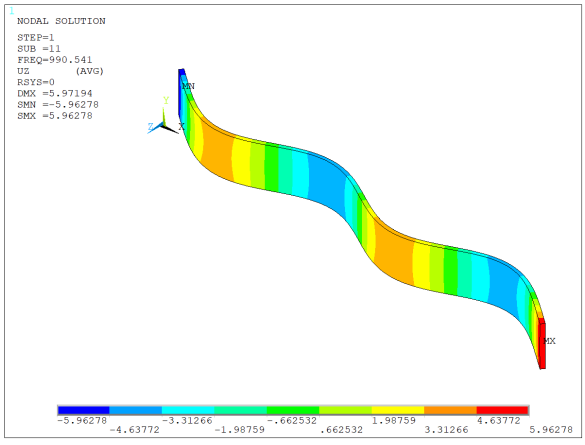
(a) Modo 1.



(b) Modo 2.



(c) Modo 3.



(d) Modo 4.

Figura 5.3: Formas modais da viga livre.

Posteriormente, as funções de resposta em frequência (FRFs) experimentais da viga foram determinadas para validar os resultados numéricos obtidos e identificar as suas propriedades físicas. No experimento foi utilizado um analisador de sinais *Agilent* modelo 3567670A (conforme mostrado na Fig. 5.4(a)), um martelo modal (Fig. 5.4(c)) para a geração de impacto e um acelerômetro PBC modelo 352C22, com sensibilidade de 1,054 $\mathrm{mV/m/s^2}$ (Fig. 5.4(b)), para obter a resposta de vibração. Com base nos sinais de impacto e na resposta de vibração, foi

calculada a FRF, permitindo a definição das frequências naturais.



(a) Analisador.



(b) Acelerômetro.



(c) Martelo modal.

Figura 5.4: Aparato experimental.

Assim, a viga foi posicionada na condição livre, como apresentado na Fig. 5.5. Em seguida, foi excitada com o martelo modal a uma distância de 65 mm da sua extremidade (Fig. 5.6), e foi considerada a faixa de frequência de 0 a 1600 Hz, com 2048 pontos.

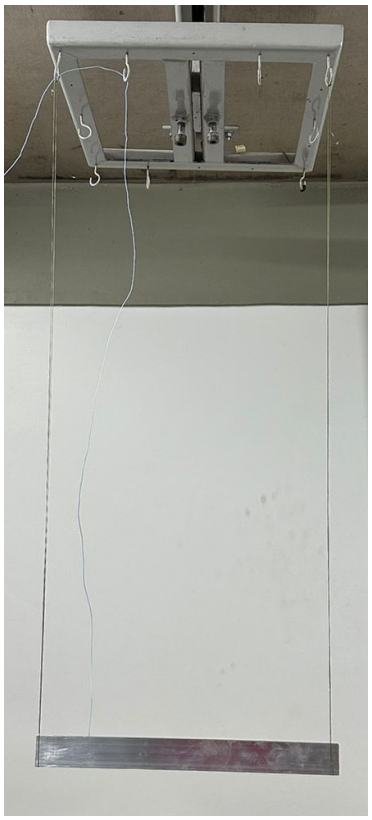


Figura 5.5: Viga suspensa por fios de nylon para representar a condição de contorno livre.

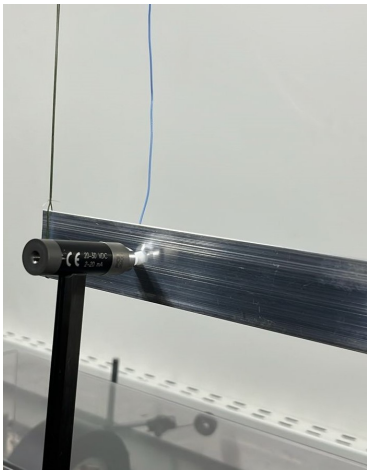


Figura 5.6: Impacto na viga.

Posteriormente, a resposta ao impacto foi adquirida pelo acelerômetro posicionado em três locais distintos: lado oposto ao impacto (65 mm), a distâncias de 190 mm e 315 mm da extremidade da viga. A primeira posição adotada pelo acelerômetro é apresentada na Fig. 5.7.

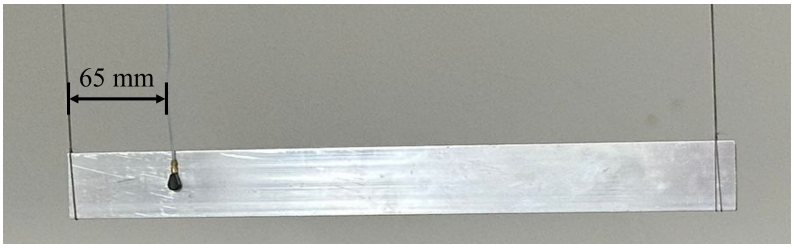


Figura 5.7: Posição 1 do acelerômetro na viga.

Em seguida, foi realizada uma análise harmônica utilizando o *software* ANSYS®, na faixa de frequência de 0 a 1600 Hz, com 2048 pontos e amortecimento de 1×10^{-8}. O impacto foi aplicado a 65 mm da extremidade da viga. As respostas foram medidas no lado oposto ao ponto de impacto e em duas distâncias diferentes da extremidade da viga: 190 mm e 315 mm, assim como no experimento real.

As frequências naturais resultantes deste procedimento, juntamente com as frequências obtidas experimentalmente, estão detalhadas na Tab. 5.2, incluindo a diferença percentual entre elas para uma análise comparativa. Observa-se que as diferenças percentuais entre as frequências naturais experimentais e numéricas são pequenas, com o maior valor atingindo apenas $1,30$ %.

Tabela 5.2: Frequências naturais experimentais e numéricas.

FN	FN experimental	FN numérica	Diferença
1	108,0 Hz	109,4 Hz	1,30 %
2	298,0 Hz	301,6 Hz	1,21 %
3	585,0 Hz	592,2 Hz	1,23 %
4	969,0 Hz	980,5 Hz	1,19 %
5	1454,0 Hz	1468,0 Hz	0,96 %

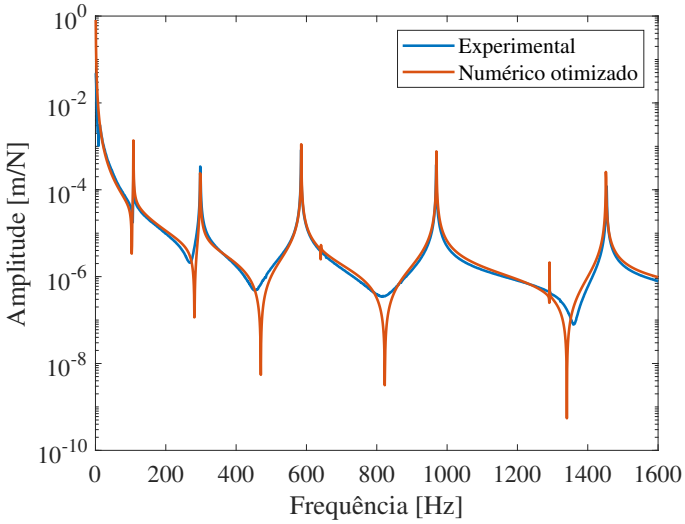
Buscando maior precisão nos resultados, foi conduzida uma otimização utilizando o algoritmo ED, com uma população inicial de 50 indivíduos, taxa de pertubação de 0,7 e probabilidade de cruzamento de 0,8. O procedimento objetivou minimizar o valor RMSD obtido da comparação entre a assinatura de impedância experimental e a numérica, a partir da variação de três variáveis de projeto, que são: módulo de elasticidade, densidade e coeficiente de *Poisson* do alumínio, em um intervalo de ±5 % dentro do espaço de projeto. Os resultados após o processo de otimização são apresentados na Tab. 5.3.

Tabela 5.3: Frequências naturais experimentais e numéricas otimizadas.

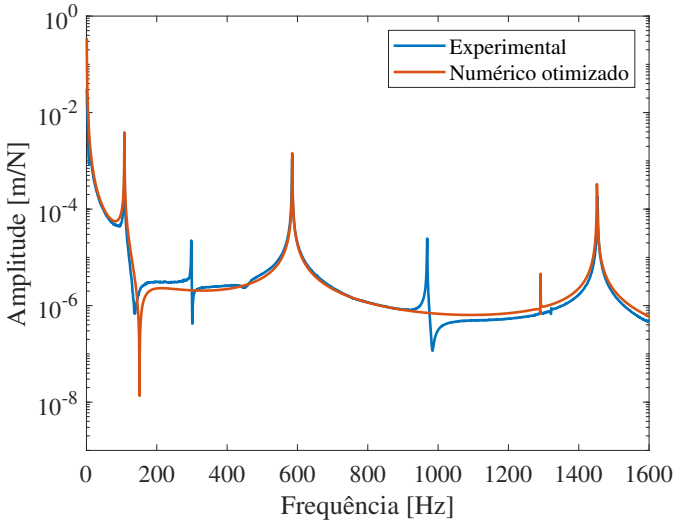
FN	FN experimental	FN numérica	Diferença
1	108,0 Hz	107,8 Hz	0,19 %
2	298,0 Hz	297,7 Hz	0,03 %
3	585,0 Hz	585,2 Hz	0,03 %
4	969,0 Hz	969,5 Hz	0,05 %
5	1454,0 Hz	1452,0 Hz	0,14 %

Os resultados demonstram que a otimização foi eficaz em minimizar as diferenças entre as frequências naturais, resultando em uma redução ainda mais significativa das diferenças percentuais. A maior variação observada é de apenas $0,19$ %, representando uma considerável melhoria em relação à variação inicial de $1,30$ %.

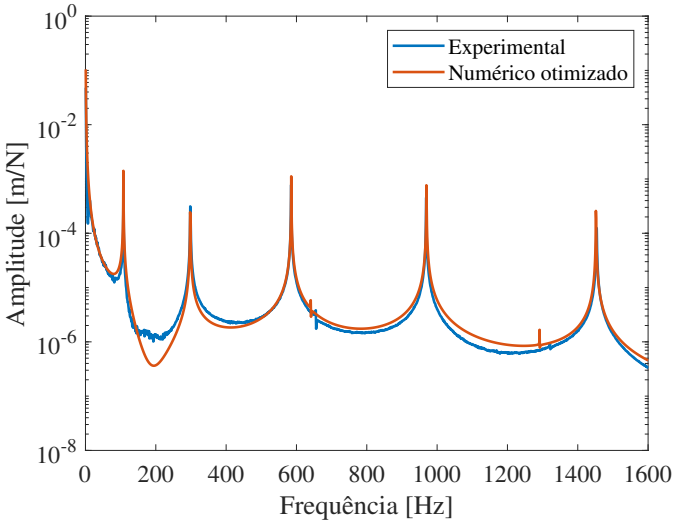
As FRFs experimental e numérica após a otimização são apresentadas na Fig. 5.8, evidenciando a concordância entre elas. Essa correspondência entre os dados experimentais e os numéricos foi alcançada graças ao processo de otimização aplicado, contribuindo para aumentar a confiabilidade do modelo numérico desenvolvido e tornando-o ainda mais apto para aplicações que exigem precisão, como é o caso do modelo da técnica ISHM.



(a) Acelerômetro em 65 mm.



(b) Acelerômetro em 190 mm.



(c) Acelerômetro em 315 mm.

Figura 5.8: FRF da viga com acelerômetro posicionado em diferentes pontos.

As propriedades iniciais, retiradas de Callister Jr. e Rethwisch (2018), e as obtidas após a otimização são apresentadas na Tab. 5.4. Embora as propriedades otimizadas variem ligeiramente em relação às iniciais, ainda mantêm a caracterização da liga de alumínio utilizada. Portanto, as propriedades otimizadas foram utilizadas para desenvolver o modelo da técnica ISHM.

Tabela 5.4: Propriedades da liga de alumínio.

Propriedade	**Inicial**	**Otimizado**
Módulo de elasticidade [GPa]	72,40	71,16
Coeficiente de *Poisson*	0,33	0,34
Densidade [Kg/m^3]	2770	2787,89

5.2 Modelo da técnica ISHM

A construção do modelo numérico para a técnica ISHM, utilizando o ANSYS®, seguiu as etapas apresentadas no fluxograma da Fig. 5.9.

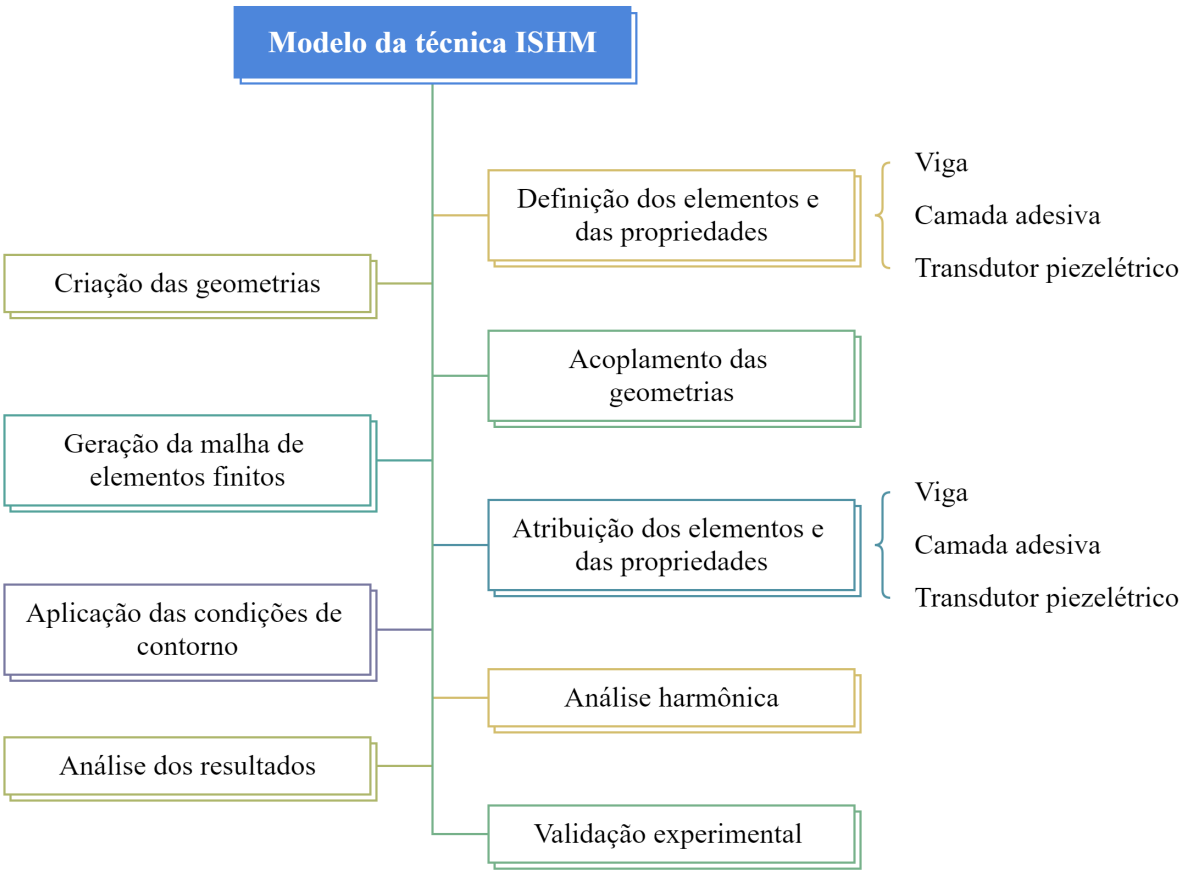


Figura 5.9: Fluxograma do processo de desenvolvimento do modelo da técnica ISHM utilizando ANSYS®.

Assim, inicialmente, foram definidos os elementos a serem utilizados e inseridas as propriedades de todos os materiais, como a viga de alumínio, a camada de cola e o transdutor piezelétrico PIC 151. Em seguida, o modelo numérico foi construído subdividindo a viga em volumes menores, em vez de criar um único volume, para facilitar a geração da malha. Para representar a pastilha PZT e a camada de cola, foi utilizado um único volume. Os volumes criados são apresentados na Fig. 5.10, enquanto a Fig. 5.11 proporciona uma ampliação na região da pastilha PZT e da camada de cola, melhorando a visualização dos detalhes.

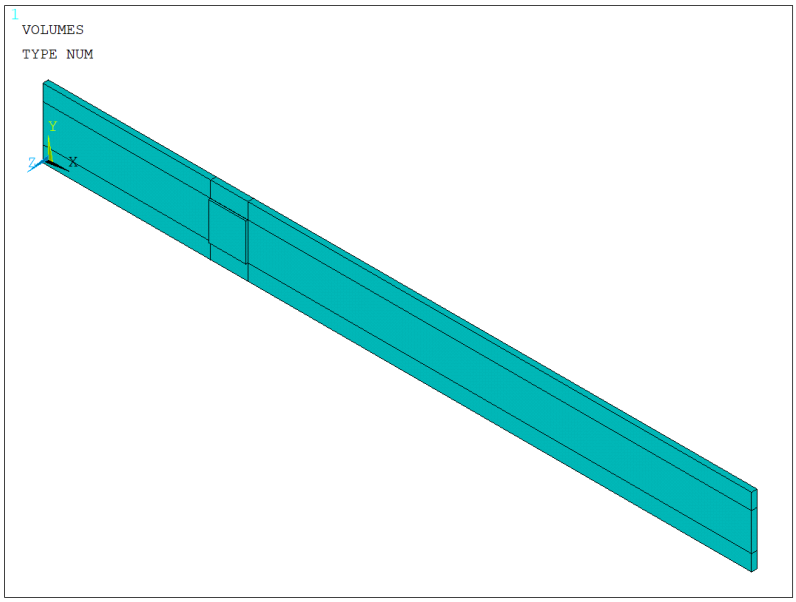


Figura 5.10: Volumes criados.

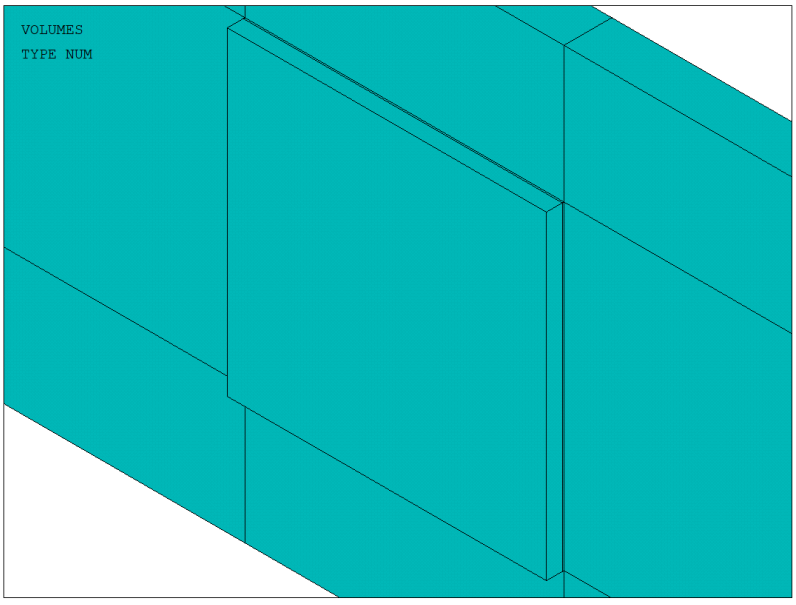


Figura 5.11: Detalhe da região do transdutor piezelétrico e da camada de cola.

Posteriormente, o comando GLUE do ANSYS® foi utilizado para unir os volumes, garantindo assim a compatibilidade dos nós. Em seguida, foi desenvolvida uma malha de estrutura hexagonal com elementos de dimensões 0,5 × 0,5 × 0,5 mm na viga e na pastilha PZT, e 0,5 × 0,5 × 0,1 mm na camada de cola, utilizando o comando MESH (Fig. 5.12). Uma ampliação da malha criada na região da pastilha PZT e da camada de cola, para melhor visualização dos detalhes, é apresentada na Fig. 5.13.

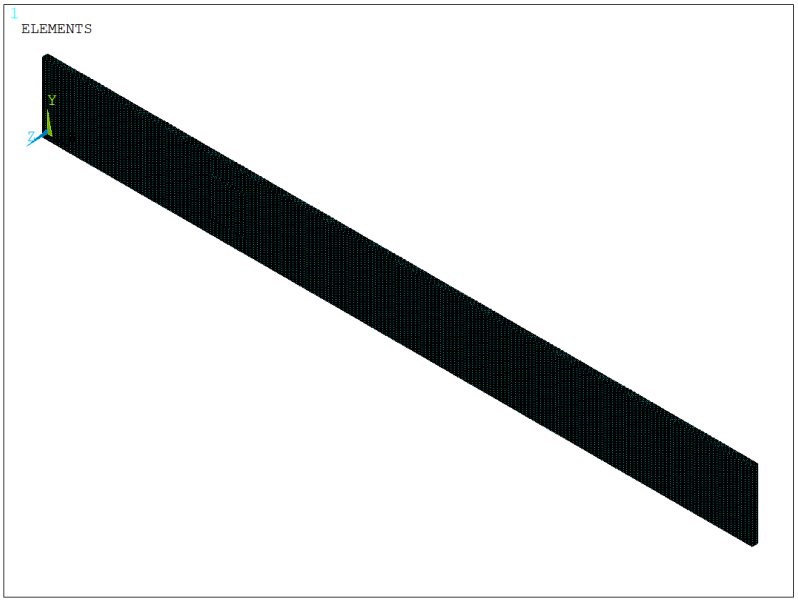


Figura 5.12: Estrutura analisada após criação da malha.

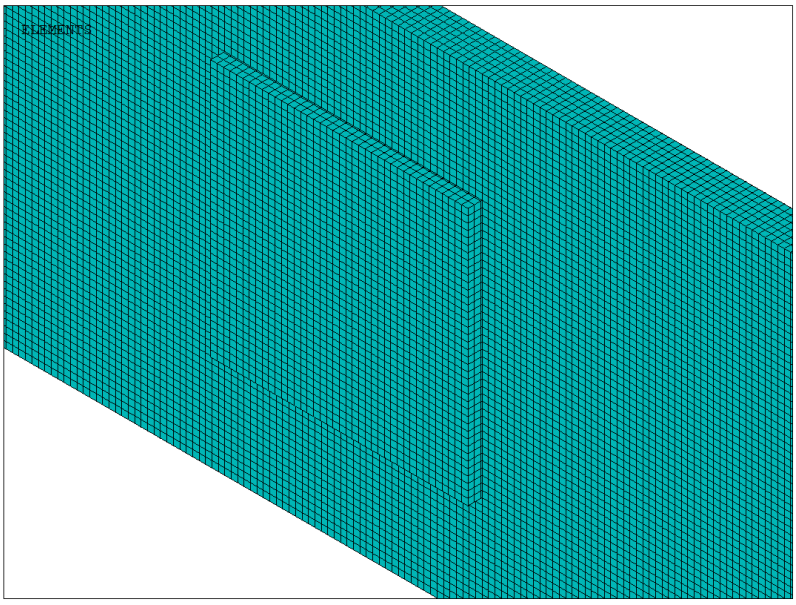
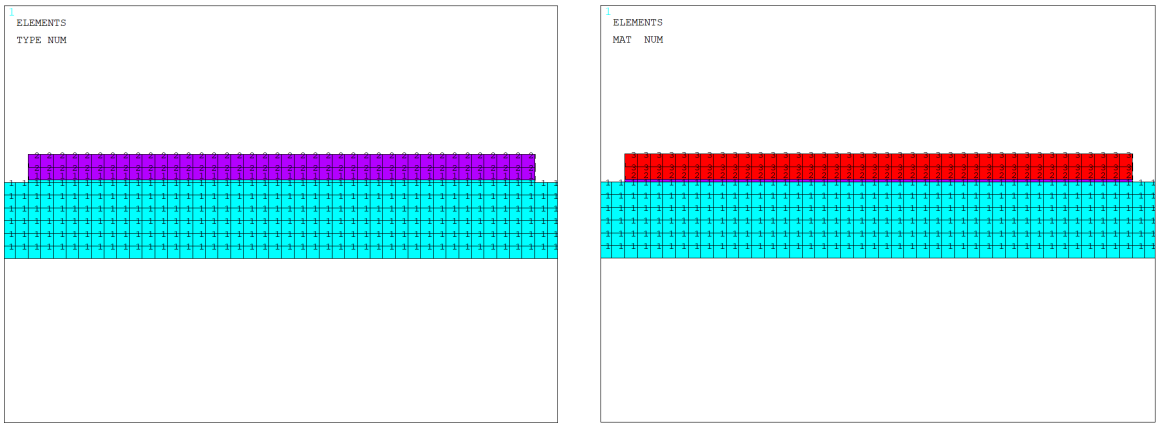


Figura 5.13: Detalhe da malha na região do transdutor piezelétrico e da camada de cola.

Em seguida, foram atribuídos os elementos SOLID5 ao transdutor piezelétrico e SOLID45

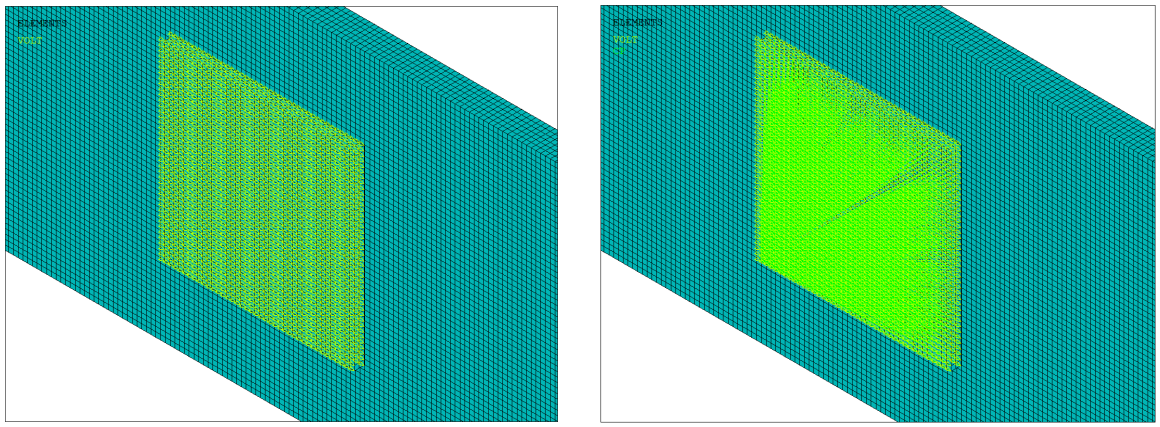
à viga e à camada de cola (conforme apresentado na Fig. 5.14(a)), bem como a atribuição dos materiais (conforme mostrado na Fig. 5.14(b)) para cada volume criado. As propriedades da viga estão apresentadas na Tab. 5.4, as da camada de cola são descritas no trabalho de Anaz (2014), e as da pastilha PZT são detalhadas no Capítulo 4.



(a) Elementos. (b) Materiais.

Figura 5.14: Atribuição dos elementos e materiais da viga, cola e pastilha PZT.

Foi aplicada uma tensão elétrica de 1 V na face superior do transdutor piezelétrico e nula na face inferior, simulando assim a condição de aterramento do transdutor (Fig. 5.15(a)). Por fim, os nós foram acoplados (Fig. 5.15(b)).



(a) Aplicação da tensão elétrica. (b) Acoplamento dos nós.

Figura 5.15: Aplicação das condições de contorno.

Após a conclusão das etapas descritas, uma análise harmônica (Fig. 5.16) foi conduzida na faixa de frequência de 20 a 250 kHz, com 801 pontos, amortecimento de 1×10^{-8}, para obtenção da resposta da impedância eletromecânica (Fig. 5.17), calculada a partir dos valores de carga obtidos como resultado desta análise harmônica.

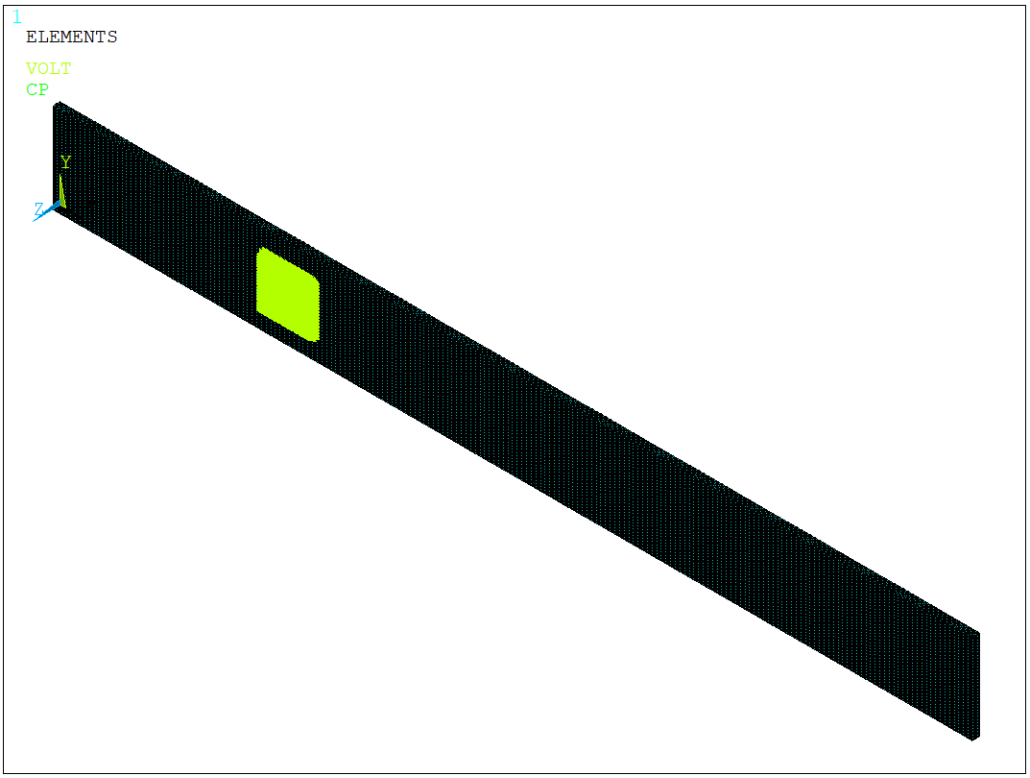


Figura 5.16: Estrutura analisada após aplicação das condições de contorno.

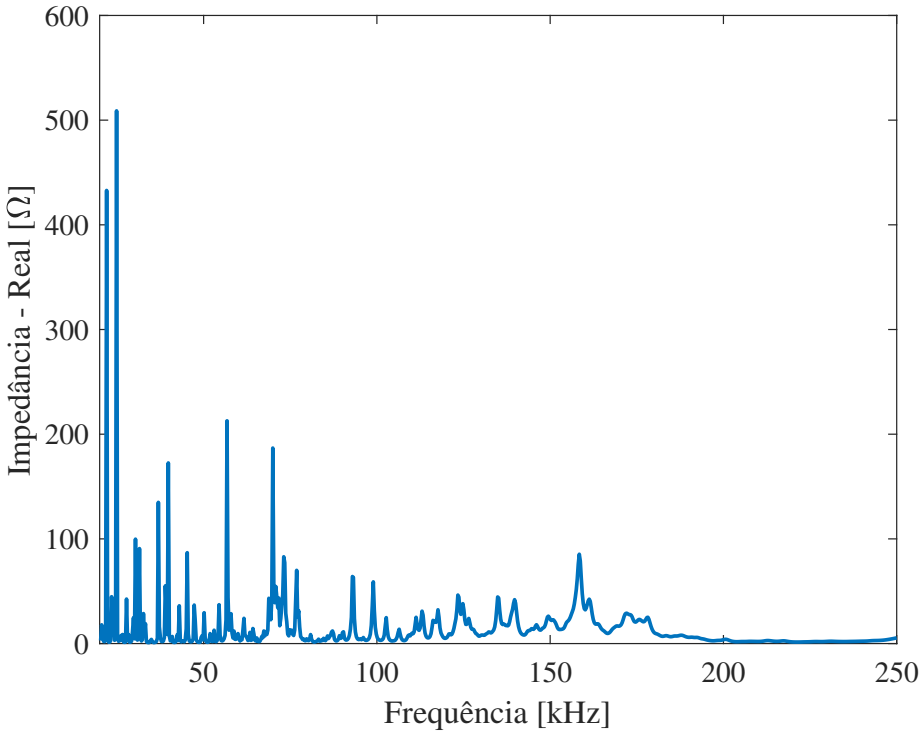


Figura 5.17: Assinatura de impedância da viga.

5.3 Estudo da camada de cola

A camada de cola empregada no modelo desempenha um papel crucial na obtenção de resultados representativos. Portanto, a realização de uma análise detalhada dessa camada é essencial para compreender sua influência no comportamento das assinaturas de impedância, aprimorar o processo de modelagem e aumentar a precisão dos resultados. Por essa razão, foram investigados os efeitos de suas propriedades e espessura no modelo desenvolvido.

5.3.1 Propriedades da camada de cola

Diferentes valores para as propriedades da cola epóxi (módulo de elasticidade, densidade e coeficiente de *Poisson*) utilizados na literatura são apresentados na Tab. 5.5. Todas essas propriedades foram inseridas no modelo para avaliar sua influência nos resultados obtidos. Dessa forma, foram geradas seis assinaturas de impedância distintas, denominadas "Condição 1"a "Condição 6".

Tabela 5.5: Propriedades de cola epóxi.

Condição	**Módulo de elasticidade [GPa]**	**Densidade [kg/m^3]**	**Coeficiente de *Poisson***	**Autores**
1	4,00	1500	0,40	Anaz (2014)
2	2,00	1180	0,40	Madhav e Soh (2007), Annamdas e Soh (2008)
3	5,09	1000	0,30	Moharana e Bhalla (2012)
4	5,10	1000	0,40	Bhalla et al. (2012), Ribolla e Rizzo (2015), Djemana e Hrairi (2016)
5	4,89	1180	0,38	Ai et al. (2020)
6	4,89	1700	0,40	Ai et al. (2023)

As assinaturas de impedância obtidas estão apresentadas na Fig. 5.18, é possível observar algumas variações, incluindo alterações na amplitude e mudanças no comportamento, causadas apenas pela mudança das propriedades. Essas variações foram quantificadas utilizando a métrica CCD, conforme mostrado na Fig. 5.19.

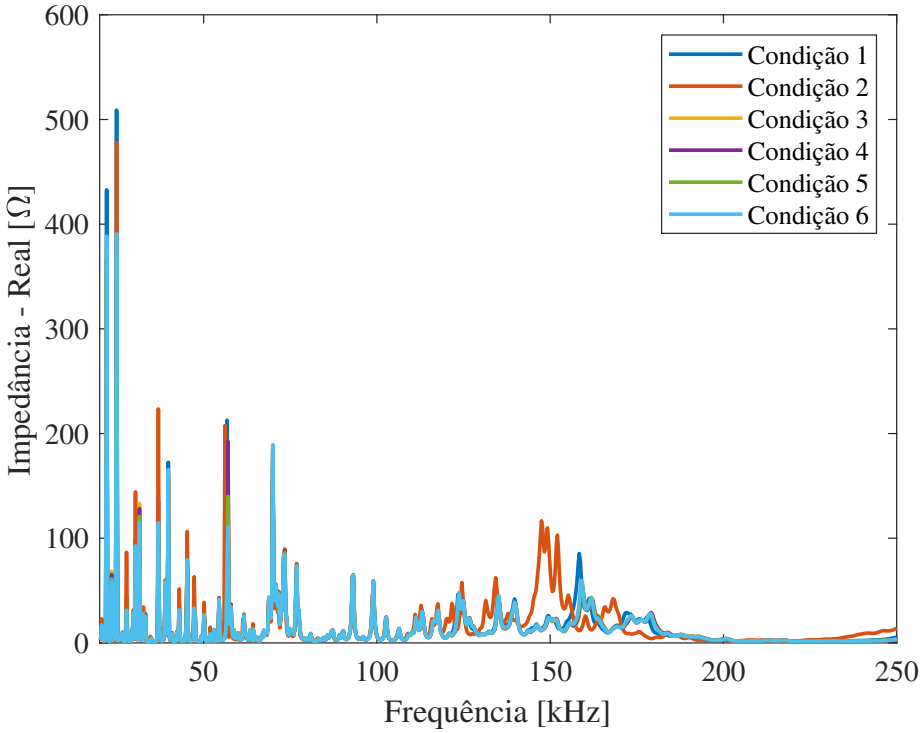


Figura 5.18: Assinatura de impedância da viga com variação nas propriedades da camada de cola.

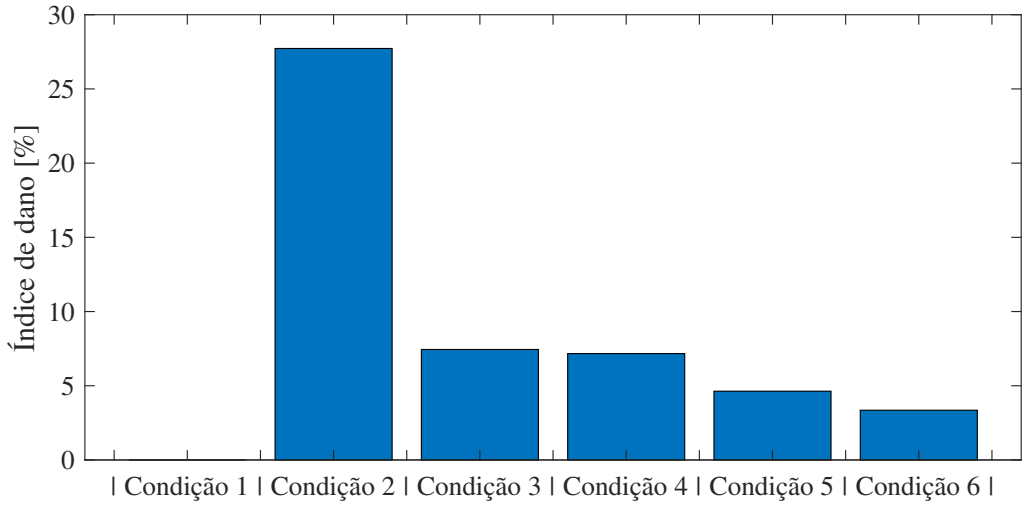
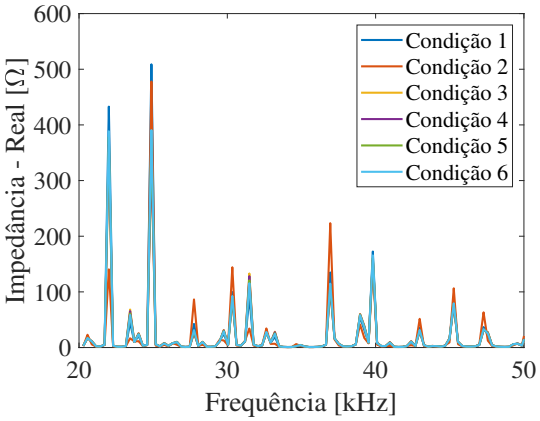


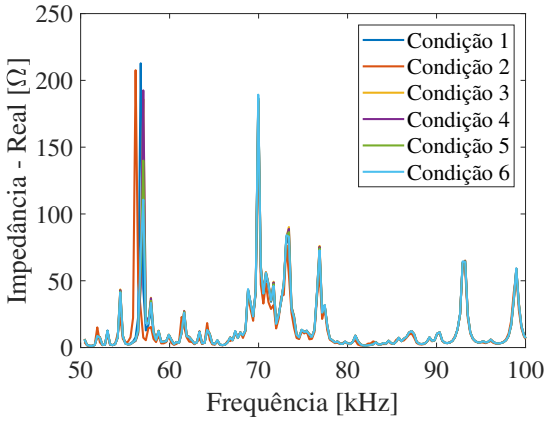
Figura 5.19: Índice CCD da viga com variação nas propriedades da camada de cola.

A partir da Fig. 5.19 é possível observar que os valores do CCD variam de acordo com as condições analisadas. A Condição 2 apresenta um valor mais alto, devido à maior variação no módulo de elasticidade em comparação com as outras condições. Os valores restantes apresentaram variações menores, por possuírem propriedades similares.

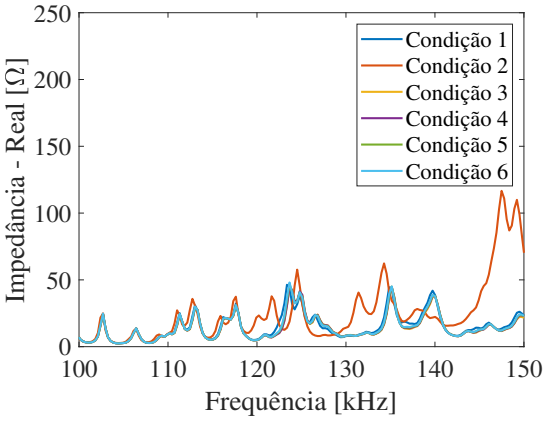
Para melhor compreensão do impacto das propriedades da cola nas assinaturas de impedância, estas foram divididas em faixas menores, conforme apresentado na 5.20. Em seguida, foram quantificadas utilizando o índice de dano CCD, como mostrado na Fig. 5.21.



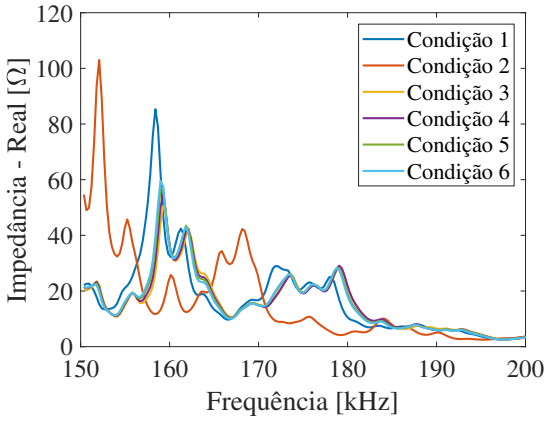
(a) Faixa de frequência de 20 a 50 kHz.



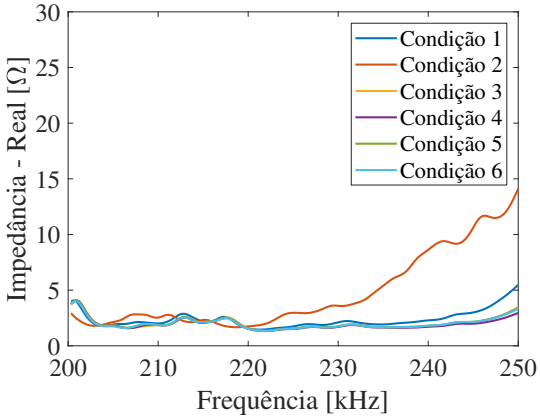
(b) Faixa de frequência de 50 a 100 kHz.



(c) Faixa de frequência de 100 a 150 kHz.



(d) Faixa de frequência de 150 a 200 kHz.



(e) Faixa de frequência de 200 a 250 kHz.

Figura 5.20: Assinaturas de impedância em diversas faixas de frequência da viga com variação nas propriedades da camada de cola.

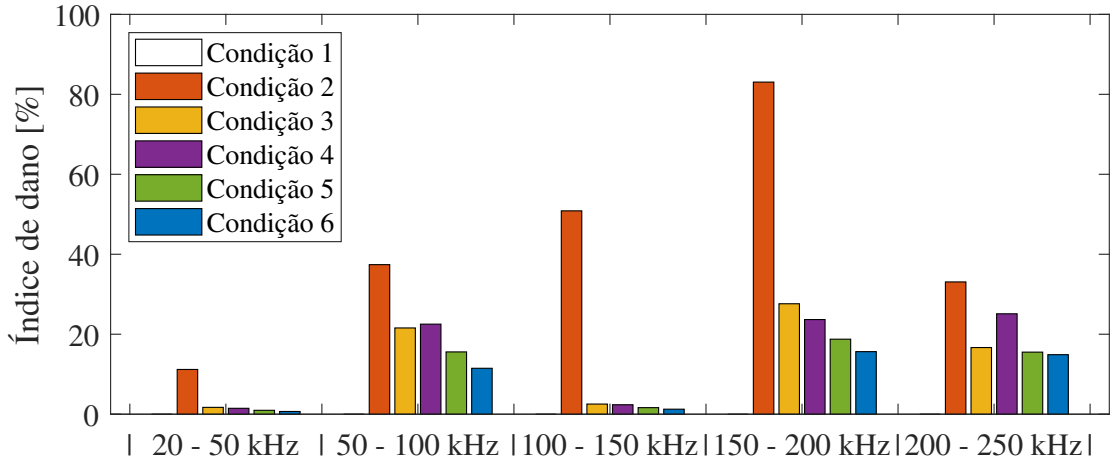


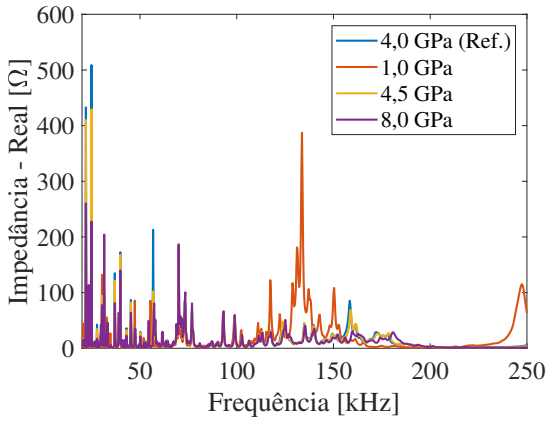
Figura 5.21: Índice CCD da viga com variação nas propriedades da camada de cola.

A partir da Fig. 5.21, percebe-se que a Condição 2 apresenta valores maiores que as demais em todas as faixas de frequência analisadas. A Condição 1, usada como referência para calcular o índice de dano, possui valor zero em todas as faixas analisadas por ser a de referência. Além disso, as faixas de 50 a 100 kHz, 150 a 200 kHz e 200 a 250 kHz exibem valores CCD mais elevados do que as demais, indicando que essas faixas são mais sensíveis à variação das propriedades da cola.

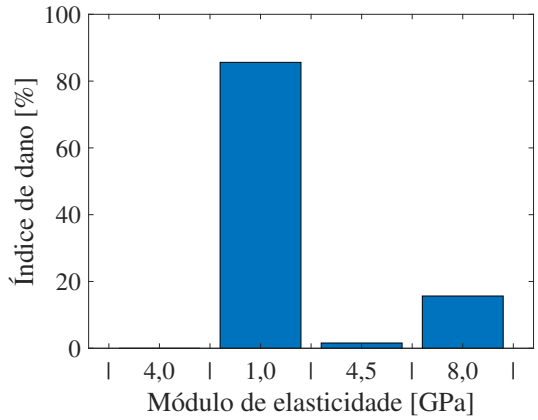
No entanto, apenas com esta análise ainda não é possível concluir o impacto de cada uma dessas propriedades nas assinaturas de impedância. Por esta razão, foi realizada uma análise adicional, variando separadamente os três parâmetros considerados, com o objetivo de compreender melhor a influência individual de cada um no modelo desenvolvido. E utilizando como propriedades de referência as utilizadas no trabalho de Anaz (2014).

As assinaturas de impedância com variação do módulo de elasticidade são apresentadas na Fig. 5.22(a), enquanto seus valores CCD são mostrados na Fig. 5.22(b). Nota-se uma variação significativa, especialmente para o módulo de elasticidade de 1,0 GPa, com valor CCD de 85,62 %. Isso evidencia a influência do módulo de elasticidade no modelo desenvolvido.

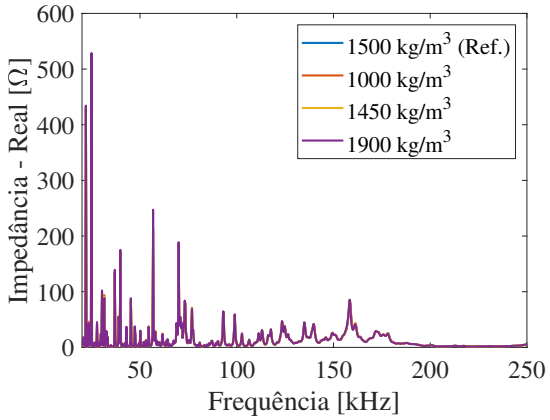
As assinaturas de impedância com variação da densidade e do coeficiente de *Poisson* são apresentadas nas Figs. 5.22(c) e 5.22(e), respectivamente. Os valores CCD correspondentes são mostrados nas Figs. 5.22(d) e 5.22(f). Nota-se que a variação nesses casos é mínima, com o maior valor de CCD encontrado para a densidade sendo de apenas 0,18 %, e para o coeficiente de *Poisson*, de 0,12 %. Isso indica que os valores possuem grande correlação com o valor de referência, e que essas propriedades não exercem influência significativa no modelo desenvolvido.



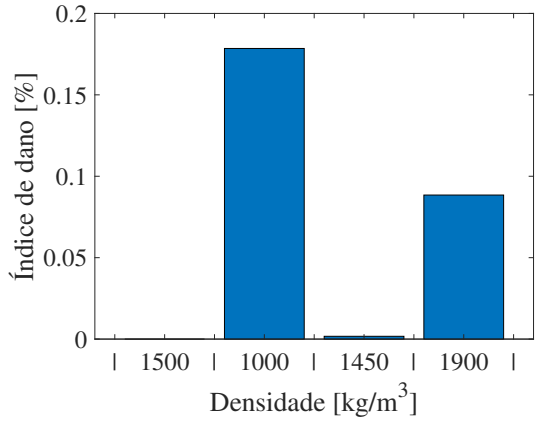
(a) Assinaturas de impedância.



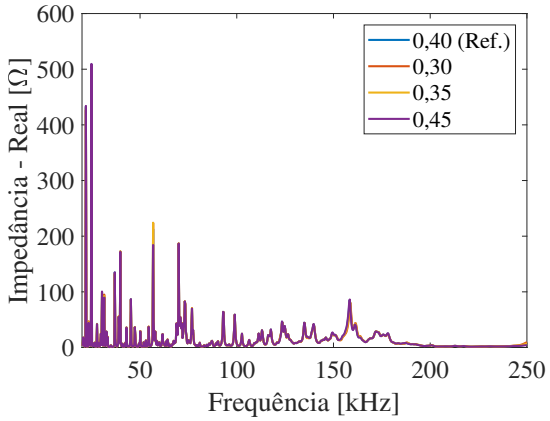
(b) Índice CCD.



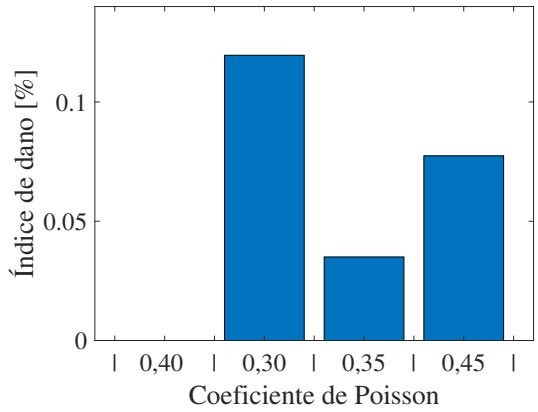
(c) Assinaturas de impedância.



(d) Índice CCD.



(e) Assinaturas de impedância.



(f) Índice CCD.

Figura 5.22: Variação das propriedades da cola epóxi.

Dessa forma, conclui-se que, das três propriedades analisadas, o módulo de elasticidade é a que possui maior impacto no modelo, em comparação com a densidade e o coeficiente de *Poisson*. Resultados semelhantes foram obtidos por Moharana e Bhalla (2012), que observaram que o módulo de cisalhamento do adesivo também modifica os resultados.

5.3.2 Espessura da camada de cola

Foram exploradas diferentes espessuras da camada de cola, isto é: $0,5$ mm, $0,25$ mm, $0,1$ mm, $0,05$ mm e sem camada de cola, visando melhor compreensão do impacto da variação na espessura da camada de cola nas assinaturas de impedância resultantes. Foram então obtidas as assinaturas de impedância para cada uma dessas espessuras, Fig. 5.23. Para facilitar a análise, essas assinaturas foram divididas em cinco faixas de frequência, como apresentado na Fig. 5.24.

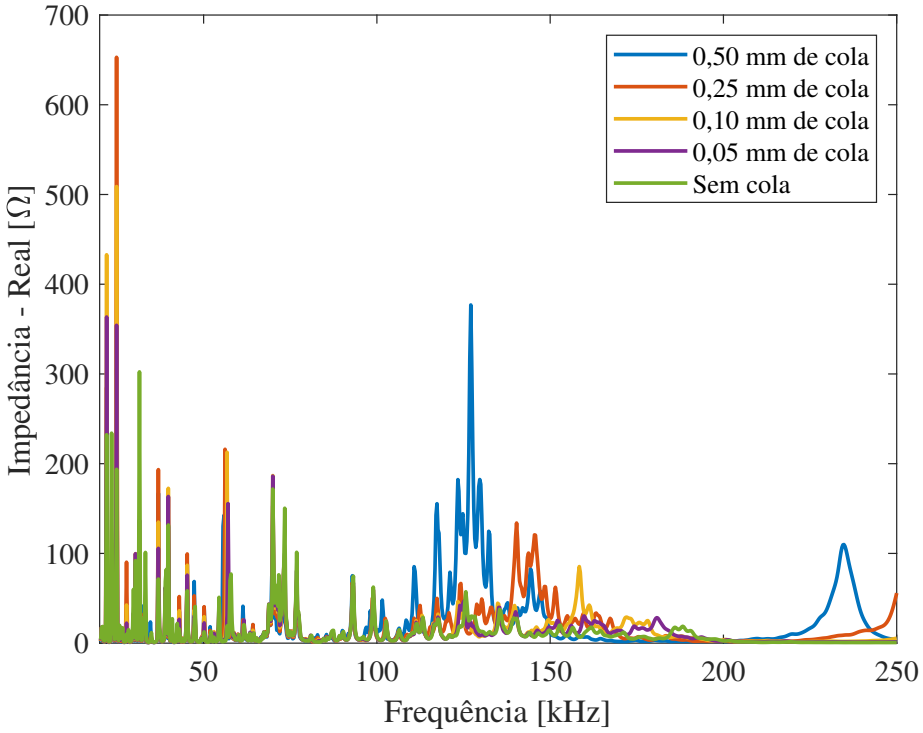
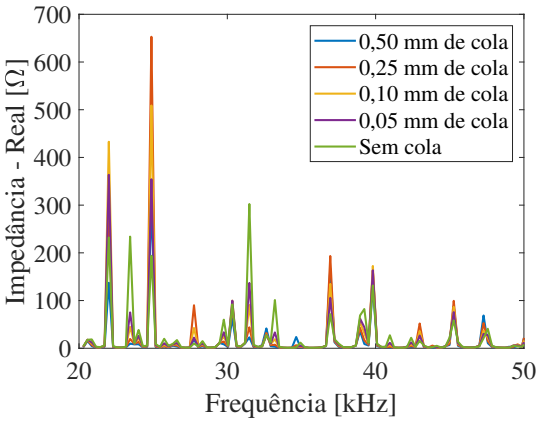
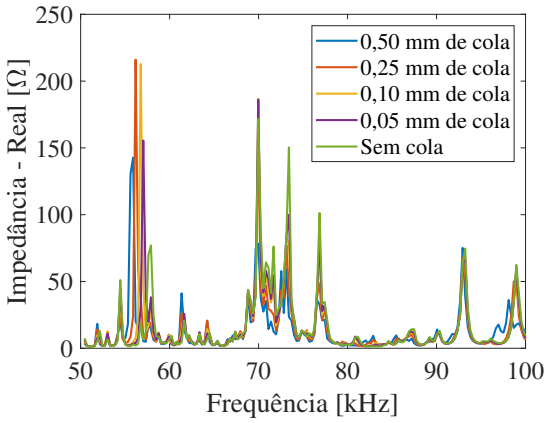


Figura 5.23: Assinatura de impedância da viga com variação na espessura da camada de cola.

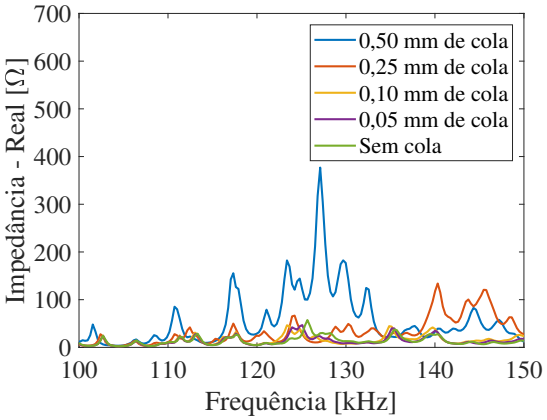
A partir das Figs. 5.23 e 5.24 percebe-se que a espessura da camada de cola exerce influência nas assinaturas de impedância obtidas. A influência é mais evidente em frequências acima de 100 kHz, como também constatado por Djemana e Hrairi (2016). Os autores ainda afirmam que a espessura da camada de cola não deve ultrapassar 1/3 da espessura da pastilha PZT, porque uma ligação espessa (superior a 1/3 da espessura da pastilha PZT) tende a ter um impacto maior em frequências superiores a 100 kHz, como pode ser observado com a cola de 0,5 mm usada e apresentada na Fig. 5.24(c). Assim, sugerem a preferência por uma camada de ligação fina (inferior a 1/3 da espessura da pastilha PZT). Portanto, para a pastilha PZT utilizada, que possui 1 mm de espessura, a espessura ideal da camada de cola seria inferior a 0,33 mm.



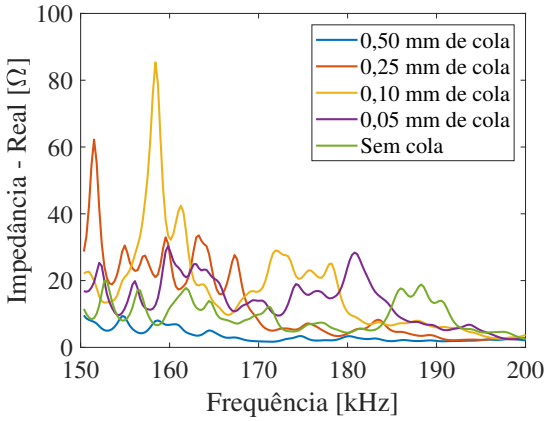
(a) Faixa de frequência de 20 a 50 kHz.



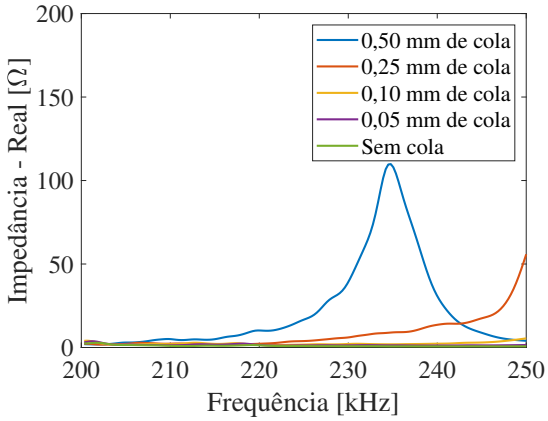
(b) Faixa de frequência de 50 a 100 kHz.



(c) Faixa de frequência de 100 a 150 kHz.



(d) Faixa de frequência de 150 a 200 kHz.



(e) Faixa de frequência de 200 a 250 kHz.

Figura 5.24: Assinaturas de impedância em diversas faixas de frequência da viga com variação na espessura da camada de cola.

Essas diferenças são quantificadas pelo índice de dano CCD, conforme mostrado na Fig. 5.25, na qual é analisada toda a faixa de frequência (20 - 250 kHz) considerando a assinatura de impedância sem cola na camada de ligação como referência. Verifica-se que quanto maior a

espessura de cola, maior o valor CCD, indicando maior influência nas assinaturas de impedância.

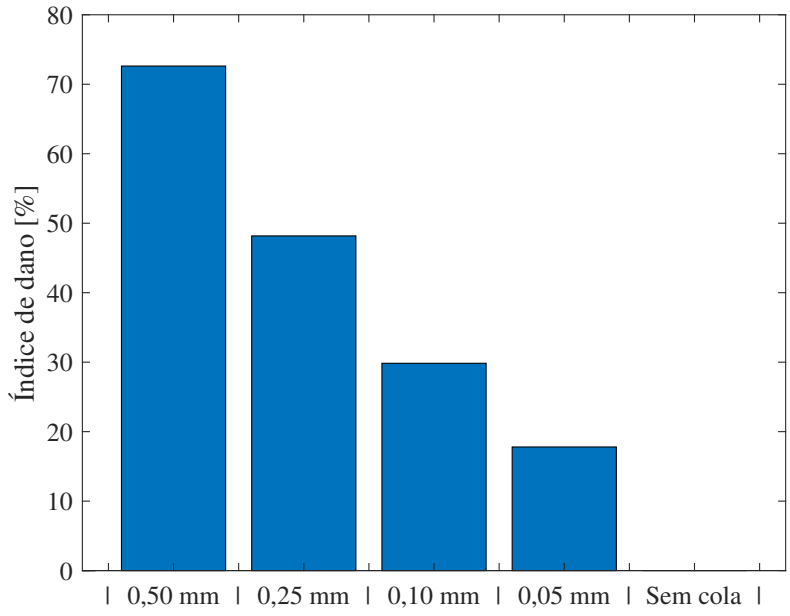


Figura 5.25: Índice CCD da viga com variação na espessura da camada de cola.

Os valores de índice de dano para todas as faixas de frequências apresentadas na Fig. 5.24 são mostrados na Fig. 5.26. A assinatura de impedância sem cola na camada de ligação é considerada como referência nesta análise, por esta razão o seu valor é zero. Além disso, foi observado que o valor do CCD aumenta com a faixa de frequência e que a influência das espessuras de cola mais altas é ainda mais evidente em faixas de frequência mais elevadas, como 200 a 250 kHz.

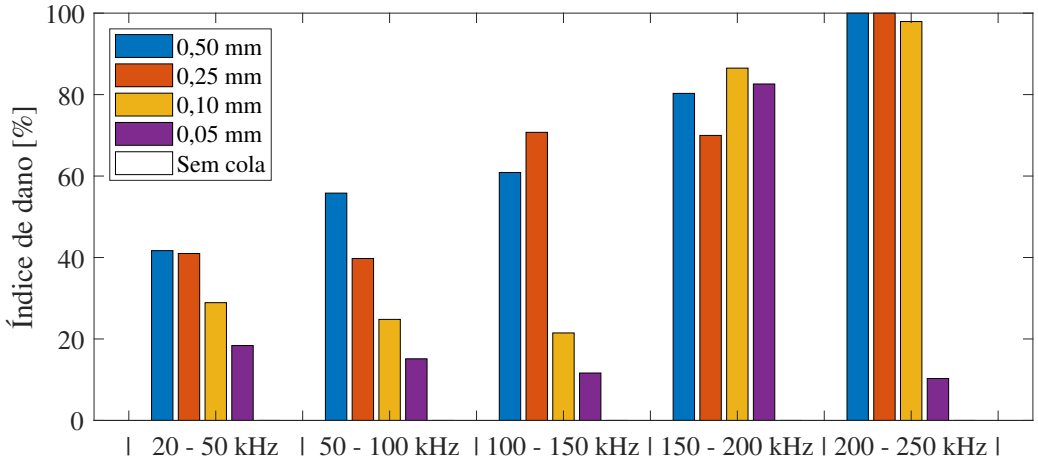


Figura 5.26: Índice CCD da viga com variação na espessura da camada de cola.

Esses resultados estão em concordância com os apresentados na literatura, como no estudo de Zhang et al. (2011), onde os autores demonstraram que frequências acima de 200 kHz podem ser influenciadas pela camada de cola, limitando as frequências geralmente utilizadas na técnica de ISHM a valores inferiores a 200 kHz. Além disso, os trabalhos de Wang et al. (2015) e Ahmed, Hrairi e Yazid (2024) afirmam que a camada de cola exerce influência significativa nas assinaturas de impedância, o que reforça a necessidade de considerar os efeitos da camada de cola para uma avaliação precisa da integridade estrutural.

5.4 Análises experimentais

Para validar os resultados numéricos obtidos, foram realizadas análises experimentais em cinco vigas instrumentadas com o transdutor piezelétrico modelo PIC 151, posicionado a 100 mm da extremidade de cada viga. Em uma das vigas, a pastilha PZT foi colada sem controle da espessura da camada de cola, enquanto nas outras quatro vigas, a aplicação da pastilha PZT foi feita com controle da espessura da camada de cola. Após a preparação das vigas, a espessura da camada de cola foi medida (com uma máquina de medir por coordenadas) em cada uma delas e as assinaturas de impedância foram obtidas utilizando um analisador de impedância da *Agilent*.

5.4.1 Preparação das vigas

No processo de colagem da pastilha PZT nas vigas, inicialmente a viga (Fig. 5.27) passou por preparação. Para isto, a superfície destinada à colagem da pastilha PZT foi cuidadosamente limpa com álcool isopropílico. Em seguida, a área foi marcada e lixada (Fig. 5.28), seguida de uma nova limpeza com álcool isopropílico. Esse procedimento é essencial para garantir que a superfície esteja completamente livre de poeira e gordura antes da colagem, evitando que interfira no procedimento de acoplamento da pastilha PZT com a estrutura analisada.



Figura 5.27: Viga de alumínio.

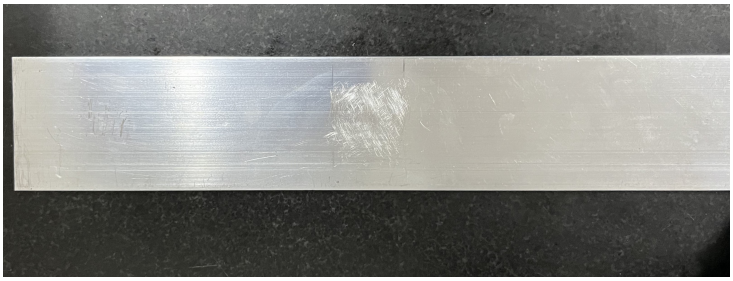
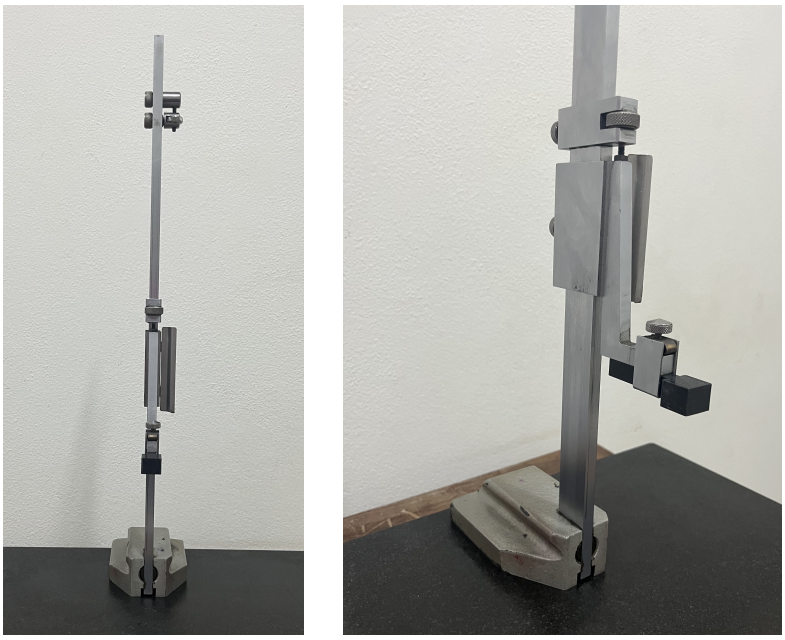


Figura 5.28: Viga de alumínio com superfície preparada.

Em seguida, foi preparada uma mistura de cola epóxi Araldite® (ficha técnica no Anexo I) nas proporções de 50 % cada. Esta mistura foi aplicada na superfície inferior da pastilha PZT, que foi então posicionada e colada na viga conforme marcação e de acordo com a metodologia utilizada (sem ou com controle da espessura de cola).

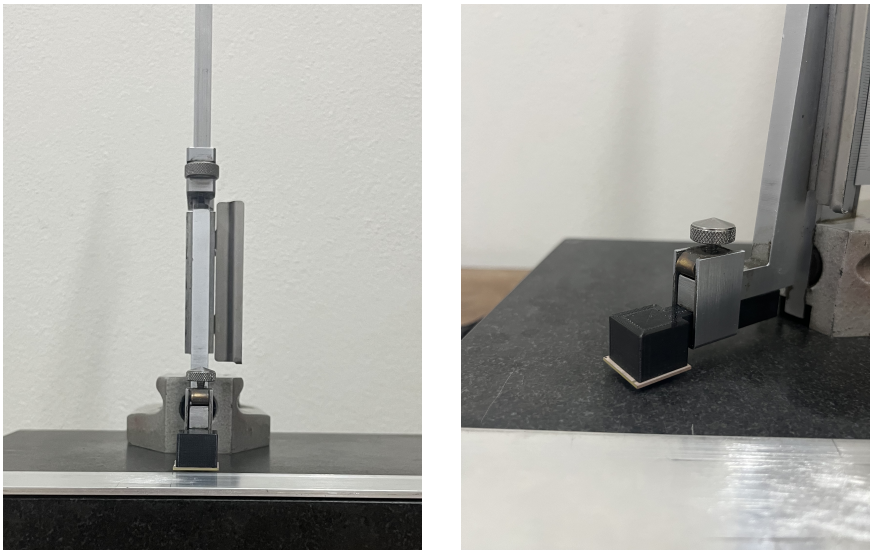
O procedimento descrito foi aplicado em todas as vigas analisadas; a diferença se deu devido a espessura de cola desejada, que modificou a forma de posicionar a pastilha PZT na viga. Já que das cinco vigas utilizadas, realizou-se o controle da espessura de cola em quatro delas. Para isto, foi utilizado um traçador de altura com um suporte projetado especialmente para este fim, confeccionado em impressão 3D (Fig. 5.29). Este suporte foi desenvolvido para posicionar a pastilha PZT de forma suspensa, garantindo um espaçamento entre a viga e a pastilha PZT, correspondente à espessura de cola desejada.



(a) (b)

Figura 5.29: Traçador de altura com suporte para controle da espessura da camada de cola.

Inicialmente, a pastilha PZT foi fixada no suporte utilizando fita dupla face (Fig. 5.30), permitindo um espaçamento controlado entre a viga e a pastilha PZT. Posteriormente, a pastilha PZT foi posicionada sobre cada viga, de acordo com a espessura desejada. Com o uso do traçador de altura, a distância foi primeiramente zerada e então ajustada para alcançar as diferentes espessuras de cola desejadas: 0,50 mm, 0,25 mm, 0,10 mm e 0,05 mm. Esse ajuste garantiu que cada viga recebesse uma camada de cola com a espessura especificada.



(a) (b)

Figura 5.30: Transdutor piezelétrico posicionado no suporte do traçador de altura.

Em seguida, a cola epóxi Araldite® foi aplicada uniformemente na parte inferior da pastilha PZT. A pastilha PZT foi então posicionada na viga (Fig. 5.31), assegurando-se de que estivesse alinhada conforme as marcações prévias. Para garantir uma distribuição uniforme da cola ao longo de toda a superfície de contato entre a pastilha PZT e a viga, movimentos suaves foram realizados.

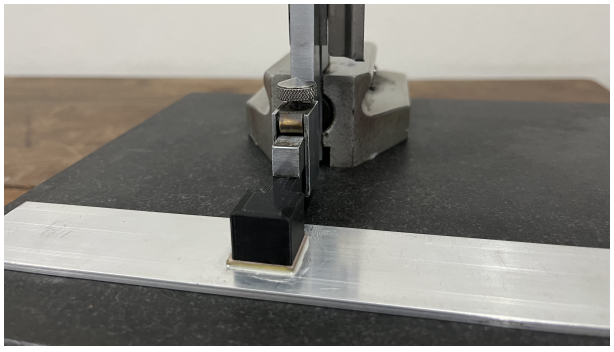


Figura 5.31: Viga de alumínio com pastilha PZT colada com controle da espessura da camada de cola.

Após essa etapa, aguardou-se um período de 24 horas para garantir a completa cura da camada de cola. Após a cura, os fios foram soldados aos transdutores piezelétricos. Com os fios devidamente soldados, foi possível coletar as assinaturas de impedância necessárias para as análises subsequentes. Essas medições são essenciais para avaliar, de forma experimental, a influência das diferentes espessuras da camada de cola nas assinaturas de impedância obtidas.

Na viga sem controle da espessura de cola, o transdutor piezelétrico foi posicionado na viga manualmente, realizando movimentos circulares suaves para garantir a distribuição uniforme da cola ao longo de toda a superfície. Para garantir que a camada de cola ficasse o mais fina possível, uma massa de 300 g foi adicionada sobre a pastilha PZT até sua cura completa (24 horas). Além disso, um material emborrachado foi colocado entre a massa e a pastilha PZT para proteger contra possíveis danos. Após a cura da camada de cola, a viga estava pronta (Fig. 5.32) para obtenção das assinaturas de impedância e realização das análises desejadas.

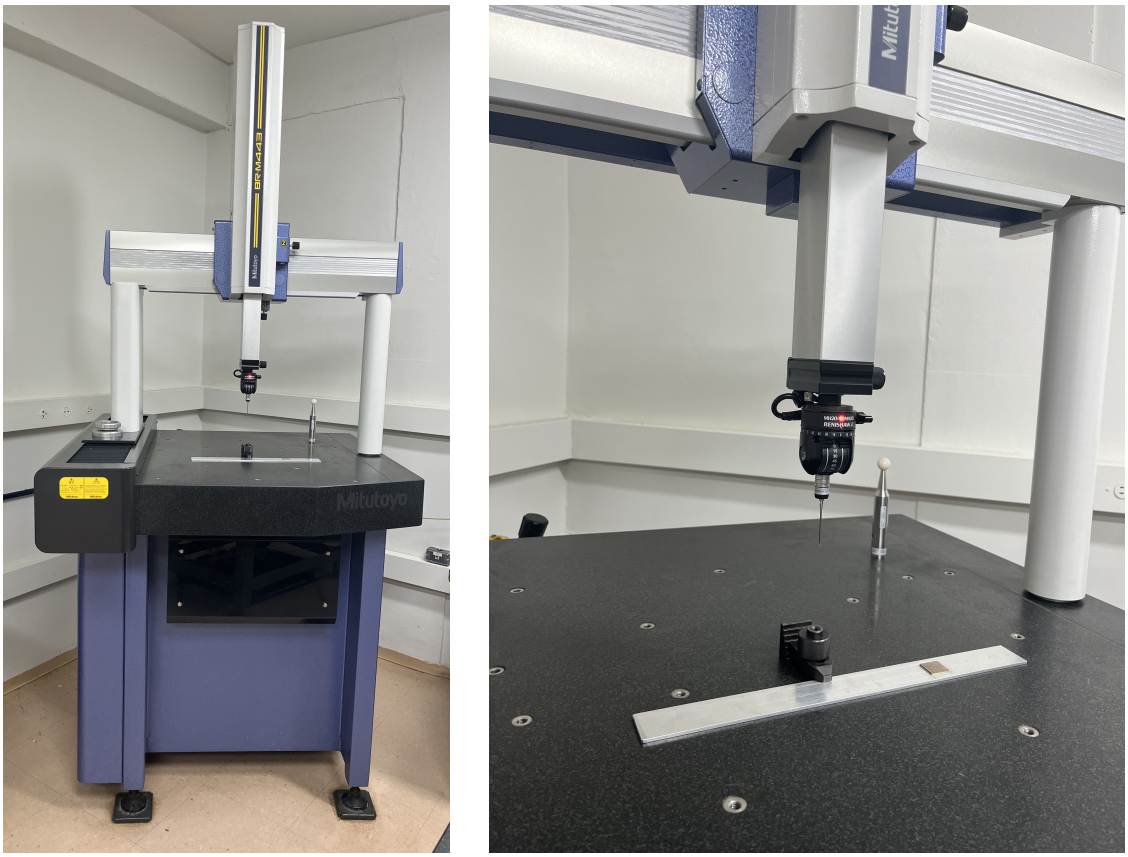


Figura 5.32: Viga de alumínio com pastilha PZT colada sem controle da espessura de cola.

5.4.2 Medições da espessura da camada de cola

As espessuras das camadas de cola das cinco vigas estudadas foram obtidas utilizando uma máquina de medir por coordenadas (Fig. 5.33). Inicialmente, foi medida a espessura da pastilha PZT, seguida pela medição da viga e, por fim, a medição da espessura total (viga, pastilha PZT e camada de cola). Para determinar a espessura da camada de cola, subtraiu-se a espessura da pastilha PZT e da viga da espessura total.

Cada medição está sujeita a incerteza, que foi estimada seguindo o método descrito na Guia para a Expressão da Incerteza de Medição (GUM) de 2008, publicada por Inmetro (2012). O procedimento detalhado pode ser encontrado no Apêndice A. Os resultados das medições, todas com probabilidade de abrangência de 95 %, estão apresentados na Tab. 5.6.



(a) (b)

Figura 5.33: Medição da espessura na máquina de medir por coordenadas.

Tabela 5.6: Espessuras das camadas de cola.

Viga	**Espessura**	**Incerteza expandida**	**Fator de abrangência**
Sem espessura controlada	0,02960 mm	0,01788 mm	2,57
Espessura controlada Viga 1	0,49060 mm	0,01472 mm	2,31
Espessura controlada Viga 2	0,25220 mm	0,04795 mm	2,57
Espessura controlada Viga 3	0,17720 mm	0,02603 mm	2,36
Espessura controlada Viga 4	0,05500 mm	0,00987 mm	2,31

Os valores das espessuras obtidas, apresentados na Tab. 5.6, estão próximos dos escolhidos com o uso do traçador de altura, exceto na viga 3, cuja espessura ficou acima do esperado.

No entanto, os resultados são satisfatórios, pois foi possível obter diferentes espessuras para cada uma das vigas. Isso possibilita investigar experimentalmente se a espessura da camada de cola realmente influencia nas respostas das assinaturas de impedância, como já foi confirmado numericamente.

Além disso, foi calculado o desvio de planeza de todas as vigas estudadas, cujos resultados obtidos estão apresentados na Tab.5.7. Os resultados indicam que a viga em que a pastilha PZT foi colada sem controle da espessura da camada de cola apresentou o menor valor de desvio de planeza, sugerindo que esse procedimento possibilitou maior uniformidade na camada de cola. Enquanto que, nas vigas onde o controle da espessura da camada de cola foi realizado, o desvio de planeza foi maior, possivelmente devido ao aparato experimental utilizado para este fim.

Tabela 5.7: Desvios de planeza das camadas de cola.

Viga	**Desvio de planeza**	**Incerteza expandida**	**Fator de abrangência**
Sem espessura controlada	0,00166 mm	0,00112 mm	2,00
Espessura controlada Viga 1	0,00286 mm	0,00112 mm	1,98
Espessura controlada Viga 2	0,01262 mm	0,02035 mm	2,78
Espessura controlada Viga 3	0,00408 mm	0,00148 mm	2,10
Espessura controlada Viga 4	0,00542 mm	0,00241 mm	2,36

5.4.3 Medições das assinaturas de impedância

As assinaturas de impedância de cada uma das vigas analisadas foram obtidas utilizando o analisador de impedância *Agilent*, na faixa de frequência de 20 a 250 kHz, utilizando uma resolução de 801 pontos e realizando 5 repetições para cada viga. Após a aquisição das assinaturas de impedância, os dados são armazenados em um computador e submetidos às análises necessárias.

Na Fig. 5.34, são apresentadas as medianas das assinaturas de impedância obtidas nas vigas com controle da espessura de cola (EC) e na viga sem controle (SC). Observa-se que a espessura da camada de cola exerce influência nas assinaturas de impedância, especialmente em

frequências acima de 100 kHz, onde a viga com maior espessura de cola apresenta amplitudes mais elevadas.

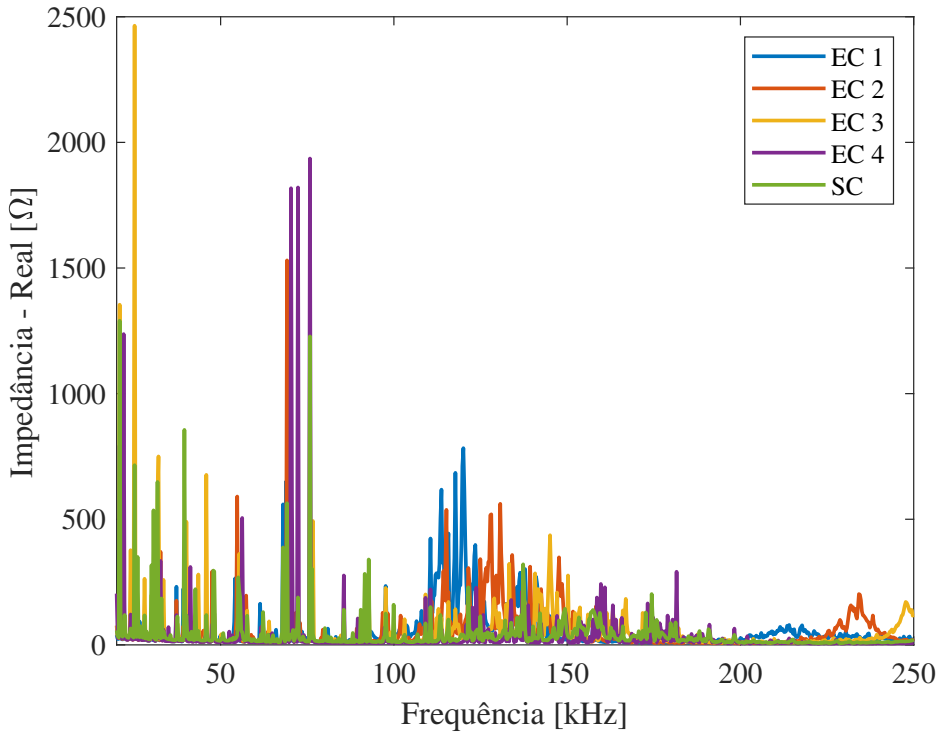


Figura 5.34: Assinatura de impedância experimental da viga com variação na espessura da camada de cola.

Posteriormente, as diferenças entre as assinaturas de impedância foram quantificadas pelo índice de dano CCD (Fig. 5.35), utilizando a assinatura de impedância da viga sem controle da camada de cola como referência. Observa-se um aumento no valor CCD conforme a espessura da camada de cola aumenta, mostrando maior variação em relação à assinatura de referência. Isso indica que a camada de cola realmente influencia nas assinaturas de impedância.

Estes resultados reforçam as conclusões obtidas pelas análises numéricas detalhadas na Seção 5.3.2. Assim como nas análises experimentais, as numéricas destacaram a correlação entre a variação da espessura da camada de cola e o comportamento das assinaturas de impedância, indicando que a camada de cola influencia nas assinaturas de impedância obtidas. Além disso, o trabalho de Qing et al. (2006) também demonstrou experimentalmente que a espessura da camada de cola influencia as assinaturas de impedância medidas.

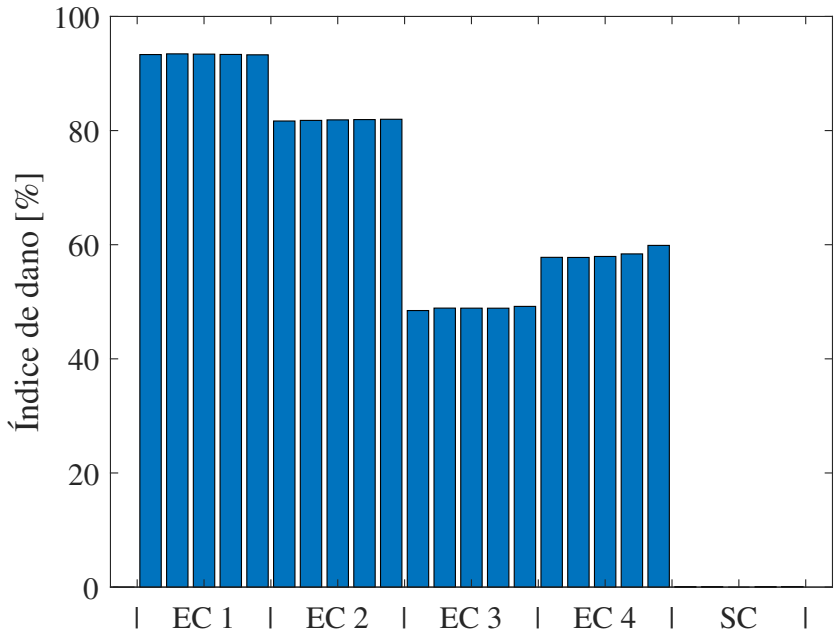


Figura 5.35: Índice CCD experimental da viga com variação na espessura da camada de cola.

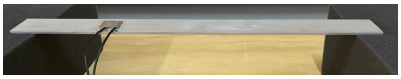
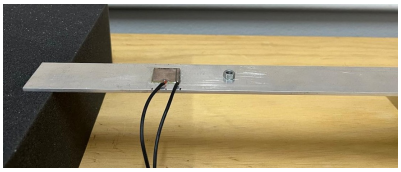
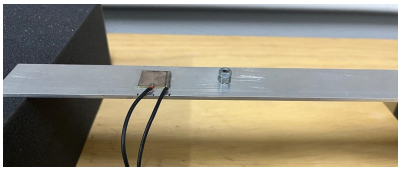
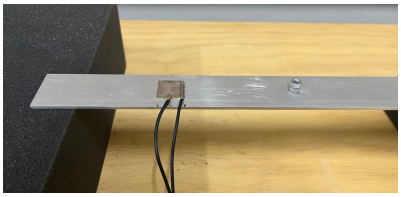
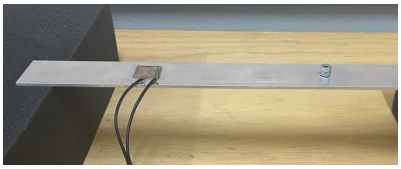
5.5 Estudo da faixa de frequência

A aplicação da técnica ISHM requer a identificação da faixa de frequência mais sensível para a detecção de danos na estrutura analisada. Com esse objetivo, foi realizado um procedimento experimental utilizando apenas a viga sem controle da espessura da cola. Assim, as assinaturas de impedância foram obtidas na faixa de frequência de 20 a 250 kHz, com intervalos de 10 kHz. Cada assinatura foi composta por 801 pontos e em cada condição 5 repetições foram realizadas. Esse procedimento visou aumentar a resolução das assinaturas de impedância e garantir uma análise detalhada em duas condições: sem dano e com dano.

Para simular as condições com danos, porcas de aço de diferentes massas foram acopladas à viga em diferentes posições em relação ao transdutor piezelétrico. As especificações das massas e posições utilizadas em cada condição experimental estão apresentadas na Tab. 5.8, enquanto a Fig. 5.36 exibe as medianas das assinaturas de impedância, evidenciando as variações observadas.

Além da análise qualitativa dos sinais, foi realizada uma otimização evolutiva utilizando o algoritmo de colônia de abelhas proposto por Lucic e Teodorovic (2001), com o objetivo de identificar a faixa de frequência mais sensível para a detecção de danos e aprimorar a seleção da banda de análise.

Tabela 5.8: Organização experimental com nomenclatura adotada.

n	**Condição**	**Posição do dano**	**Massa do dano**	**Representação da viga**
1	Sem dano	-	-	
2	Dano 1	50 mm da pastilha PZT	1,11 g	
3	Dano 2	50 mm da pastilha PZT	2,22 g	
4	Dano 3	100 mm da pastilha PZT	2,22 g	
5	Dano 4	150 mm da pastilha PZT	2,22 g	

Nesse contexto, cada abelha representa um candidato à solução, caracterizado por uma faixa de frequência específica e um número correspondente de pontos em frequência. Esses parâmetros constituem as variáveis de projeto da otimização, cujos limites de busca foram definidos como: 20 a 250 kHz para a faixa de frequência, 801 e 1602 para o número de pontos em frequência.

Para a aplicação do algoritmo, uma população inicial de 500 abelhas candidatas foi distribuída aleatoriamente pelo espaço de busca. Utilizou-se uma taxa de cruzamento de 83 % e taxa de mutação de 30 %. A função objetivo a ser maximizada foi definida como a soma dos valores de RMSD e CCD, que foram calculados comparando o sinal de dano na faixa de frequência escolhida com a assinatura de referência dentro da mesma banda. Dessa forma, quanto maiores os valores de RMSD e CCD, maior a sensibilidade da faixa para a detecção de variações estruturais, como danos.

Após a aplicação do algoritmo, a faixa de frequência entre 20 e 40 kHz foi identificada como a mais sensível para a detecção de danos. Com base nesse resultado, essa faixa foi selecionada para análises adicionais, tanto na viga sem controle da espessura da camada de cola quanto nas demais vigas que possuem esse controle, permitindo uma avaliação mais abrangente da metodologia proposta.

A faixa de frequência selecionada, oferecendo uma visualização mais detalhada de suas características, é apresentada na Fig. 5.37. Nela, observa-se uma densidade significativa de picos, o que a torna realmente adequada para aplicação na técnica ISHM. Já que uma maior densidade de picos indica maior sensibilidade da faixa de frequência a variações nas assinaturas de impedância da estrutura analisada.

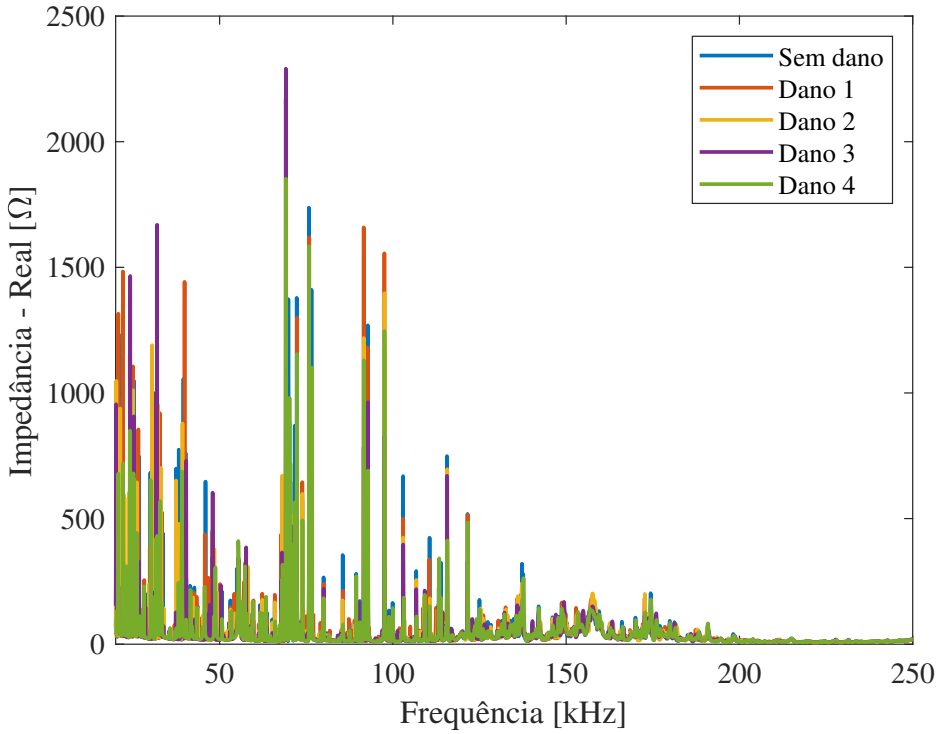


Figura 5.36: Assinatura de impedância experimental da viga sem dano e com dano.

Adicionalmente, as assinaturas de impedância e seus respectivos valores de CCD foram obtidos para todas as vigas avaliadas na faixa de frequência selecionada com o processo de otimização, tanto experimentalmente (Fig. 5.38) quanto numericamente (Fig. 5.39). No caso das assinaturas de impedância experimentais, foram realizadas cinco medições para cada condição analisada. Em ambas as abordagens (experimental e numérica), as assinaturas da viga sem controle da camada de cola foram utilizadas como referência.

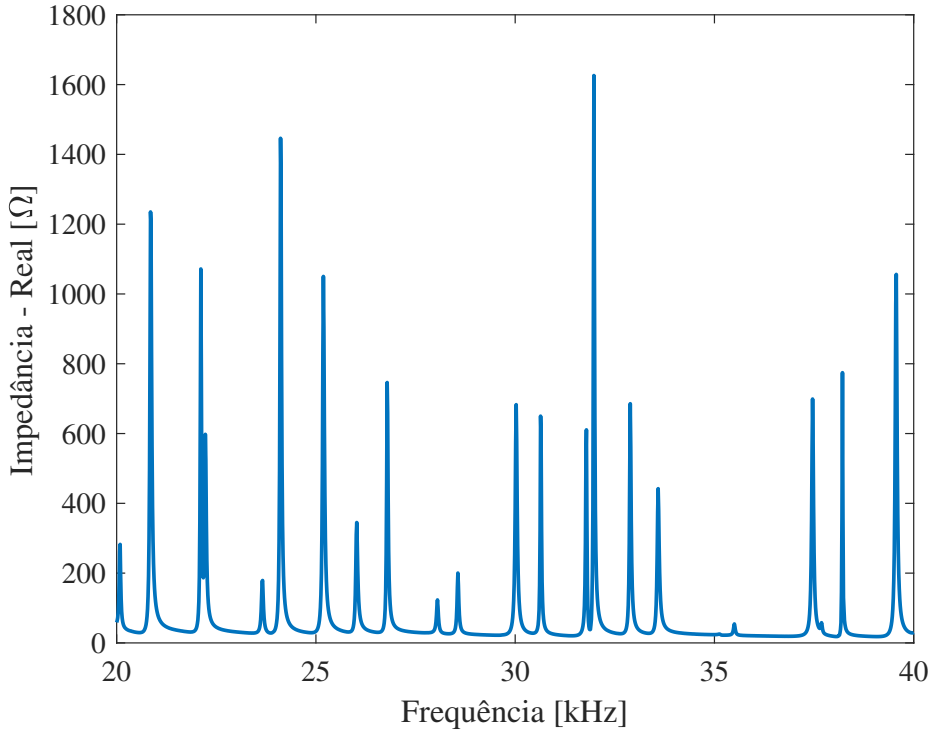
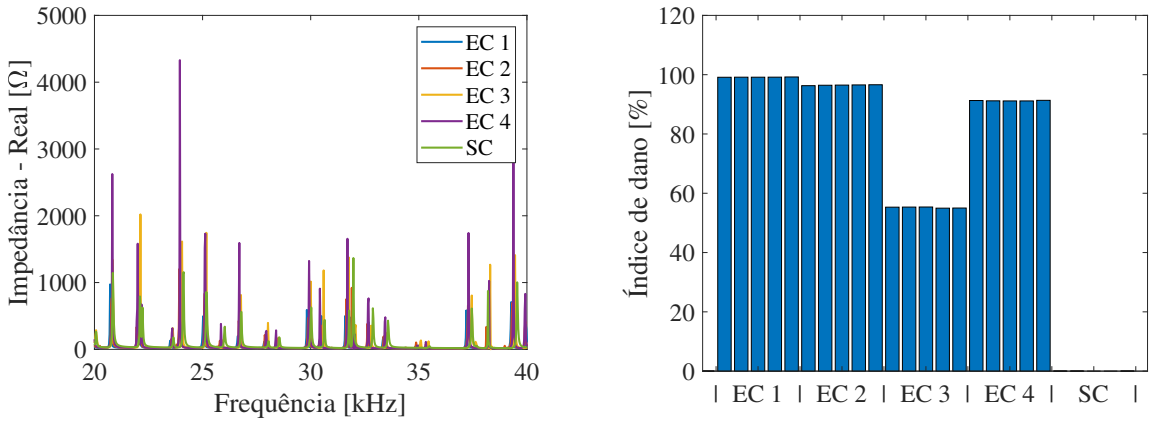


Figura 5.37: Assinatura de impedância sem dano experimental escolhida com o processo de otimização.



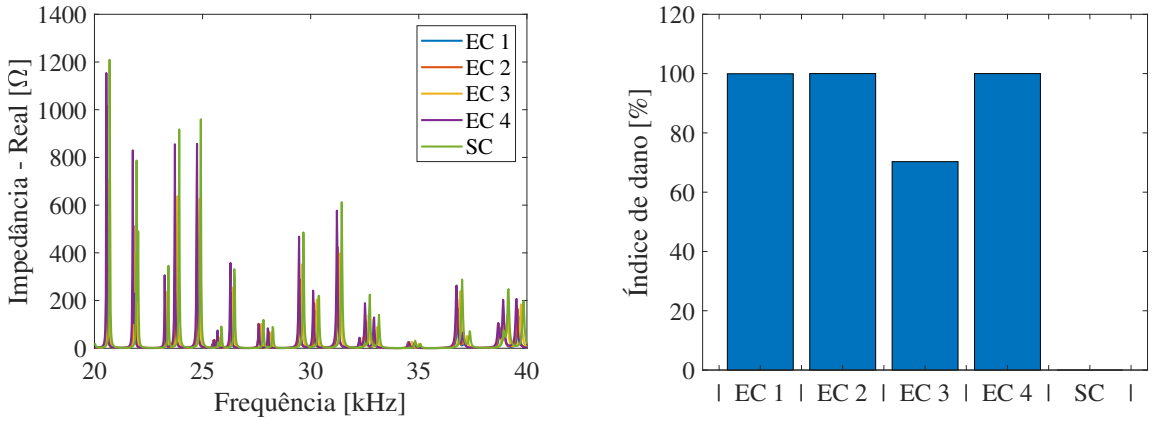
(a) Assinaturas de impedância.

(b) Índice CCD.

Figura 5.38: Resultados experimentais para vigas de diferentes espessuras na faixa de frequência selecionada.

Com base nos resultados do índice CCD, apresentados nas Figs. 5.38(b) e 5.39(b), observa-se uma boa correspondência entre os dados experimentais e numéricos, com comportamento de CCD semelhantes em ambos os casos. Isso indica que, em ambos os casos, foi possível identificar as variações entre as assinaturas de impedância na faixa de frequência selecionada.

Em seguida, foi realizado novamente, um estudo variando alguns parâmetros inseridos no



(a) Assinaturas de impedância.

(b) Índice CCD.

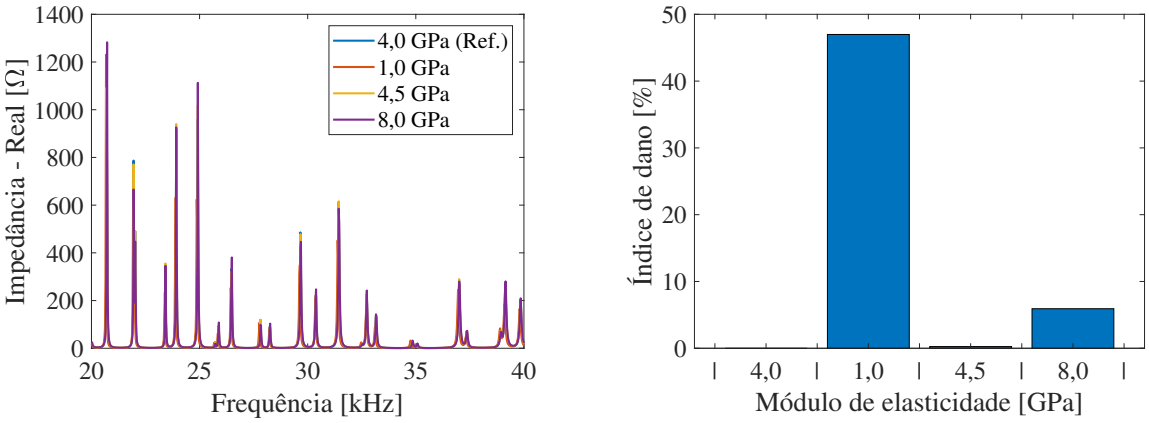
Figura 5.39: Resultados numéricos para vigas de diferentes espessuras na faixa de frequência selecionada.

modelo, buscando entender como cada propriedade influencia o resultado obtido na faixa de frequência selecionada. As propriedades variadas incluíram as da camada de cola (Módulo de elasticidade, coeficiente de *Poisson* e densidade) e as do transdutor piezelétrico (Densidade, S_{11}, S_{12}, ϵ_{33}, d_{31} e d_{33}), estas últimas identificadas na análise de sensibilidade como as de maior influência no modelo.

5.5.1 Estudo da variação das propriedades da cola epóxi

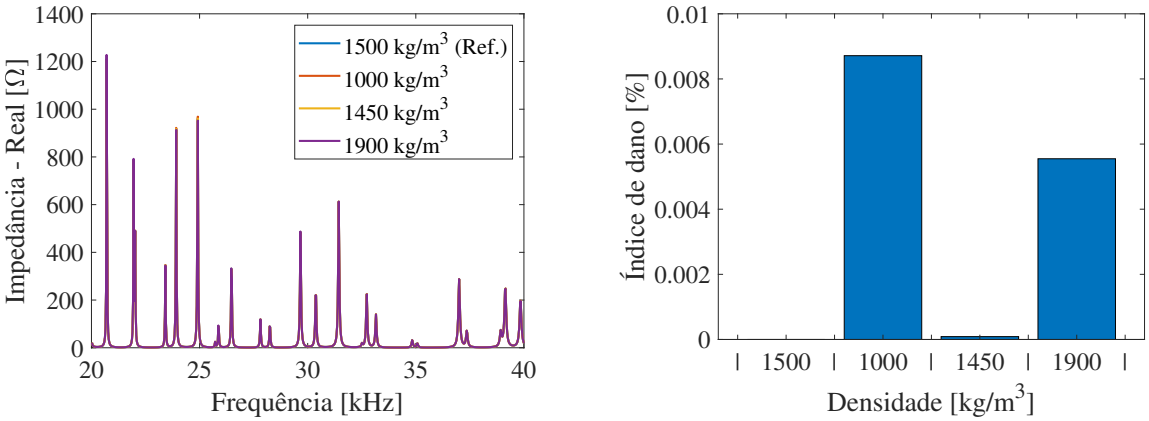
A variação nas propriedades da cola epóxi Araldite® foi baseada nos valores disponíveis na literatura, conforme descrito na Seção 5.3.1. As assinaturas de impedância obtidas com a variação do módulo de elasticidade, junto com seu respectivo valor CCD, são apresentadas na Fig. 5.40. Assim como já observado para a faixa de frequência completa, na faixa selecionada o índice de dano CCD apresenta maior variação quando o módulo de elasticidade tem valor de 1 GPa, atingindo cerca de 45 %. Isso indica que essa propriedade modificou o comportamento da assinatura de impedância na faixa de frequência analisada.

As assinaturas de impedância com a variação da densidade e do coeficiente de *Poisson* são apresentadas nas Figs. 5.41(a) e 5.42(a), respectivamente. As variações nessas propriedades também foram quantificadas com o índice de dano CCD, com os resultados apresentados nas Figs. 5.41(b) e 5.42(b). Da mesma forma que observado anteriormente, a densidade e o coeficiente de *Poisson* praticamente não causaram variações nas assinaturas de impedância, já que os valores encontrados foram inferiores a 0,02 %.



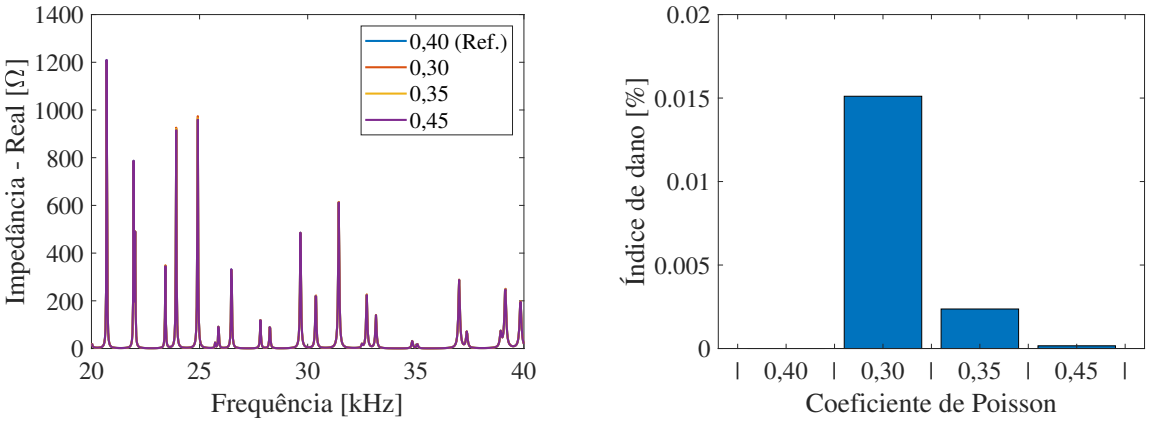
(a) Assinaturas de impedância. (b) Índice CCD.

Figura 5.40: Variação do módulo de elasticidade da cola epóxi.



(a) Assinaturas de impedância. (b) Índice CCD.

Figura 5.41: Variação da densidade da cola epóxi.



(a) Assinaturas de impedância. (b) Índice CCD.

Figura 5.42: Variação do Coeficiente de *Poisson* da cola epóxi.

Esses resultados reforçam as observações feitas ao considerar toda a faixa de frequência

(20 - 250 kHz) descrita na Seção 5.3.1. Eles indicam que, entre as propriedades estudadas, o módulo de elasticidade exerce o maior impacto sobre as assinaturas de impedância, enquanto a densidade e o coeficiente de *Poisson* apresentam uma influência mínima. Essa informação é essencial para o desenvolvimento de modelos mais precisos e representativos, pois permite focar os esforços de pesquisa e ajustes nos parâmetros que mais influenciam o modelo.

5.5.2 Estudo da variação das propriedades do transdutor piezelétrico

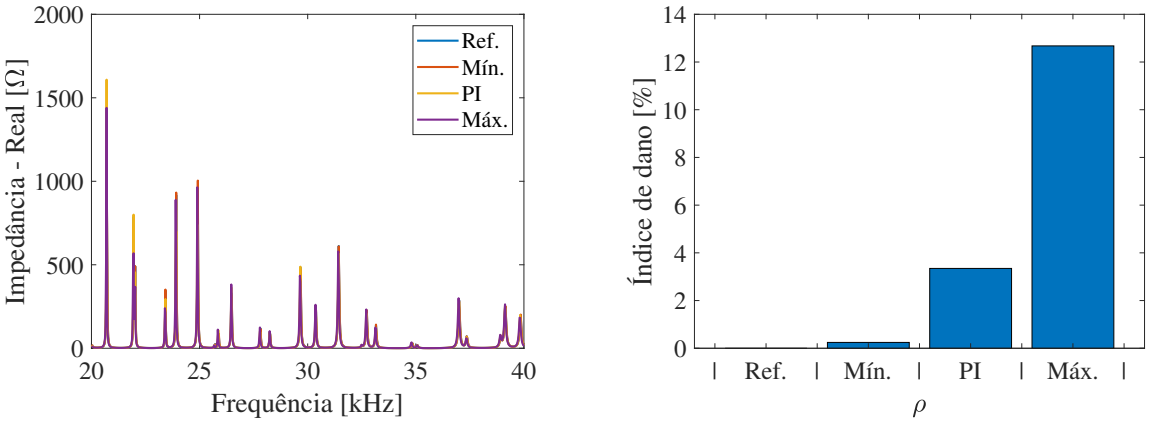
As propriedades dos transdutores piezelétricos avaliadas foram: densidade, S_{11}, S_{12}, ϵ_{33}, d_{31} e d_{33}. Para cada uma dessas propriedades, considerou-se o valor fornecido pelo fabricante (PI) como o valor de referência. A partir desse valor, foram calculados os valores máximo e mínimo, onde o valor máximo corresponde ao valor da PI acrescido de 5 % e o valor mínimo ao valor da PI diminuído de 5 %. Dessa forma, foram obtidos três valores para cada propriedade avaliada, apresentadas na Tab. 5.9. O valor obtido após o ajuste do transdutor piezelétrico descrito no Capítulo 4 foi utilizado como referência em todos os casos.

Tabela 5.9: Variação das propriedades do transdutor piezelétrico em relação ao valor do fabricante.

Prop.	**Referência**	**Mínimo**	**PI**	**Máximo**	**Unidade**
ρ	7449,60	7372	7760	8148	kg/m^3
S_{11}	$1,641 \times 10^{-11}$	$1,599 \times 10^{-11}$	$1,683 \times 10^{-11}$	$1,767 \times 10^{-11}$	m^2/N
S_{12}	$-5,882 \times 10^{-12}$	$-5,373 \times 10^{-12}$	$-5,656 \times 10^{-12}$	$-5,939 \times 10^{-12}$	m^2/N
ϵ_{33}	2193,36	2003,550	2109	2214,450	-
d_{31}	$-2,226 \times 10^{-10}$	$-2,033 \times 10^{-10}$	$-2,140 \times 10^{-10}$	$-2,247 \times 10^{-10}$	m/V
d_{33}	$4,399 \times 10^{-10}$	$4,018 \times 10^{-10}$	$4,230 \times 10^{-10}$	$4,441 \times 10^{-10}$	m/V

As assinaturas de impedância e os valores de CCD referentes à densidade (ρ) do transdutor piezelétrico são apresentados na Fig. 5.43. Nota-se que o valor de CCD possui maior valor de aproximadamente 13 %, indicando que essa propriedade provoca variações nas assinaturas de impedância analisadas.

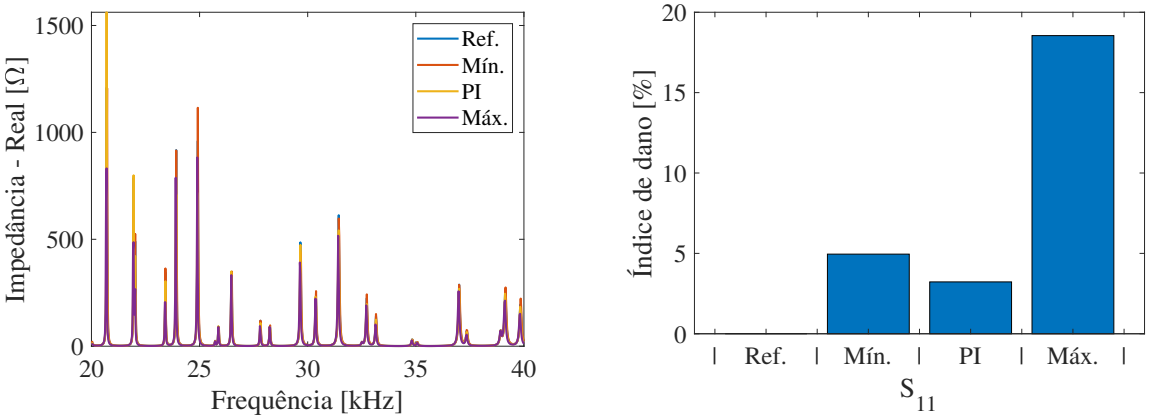
As assinaturas de impedância e os valores de CCD para a segunda propriedade analisada (S_{11}), relacionada à rigidez do transdutor piezelétrico, são apresentados na Fig. 5.44. Observa-se que o valor de CCD para essa propriedade exibe uma variação mais pronunciada em comparação com as demais, atingindo valor máximo próximo a 20 %. Essa variação também é visível nas



(a) Assinaturas de impedância. (b) Índice CCD.

Figura 5.43: Variação do ρ.

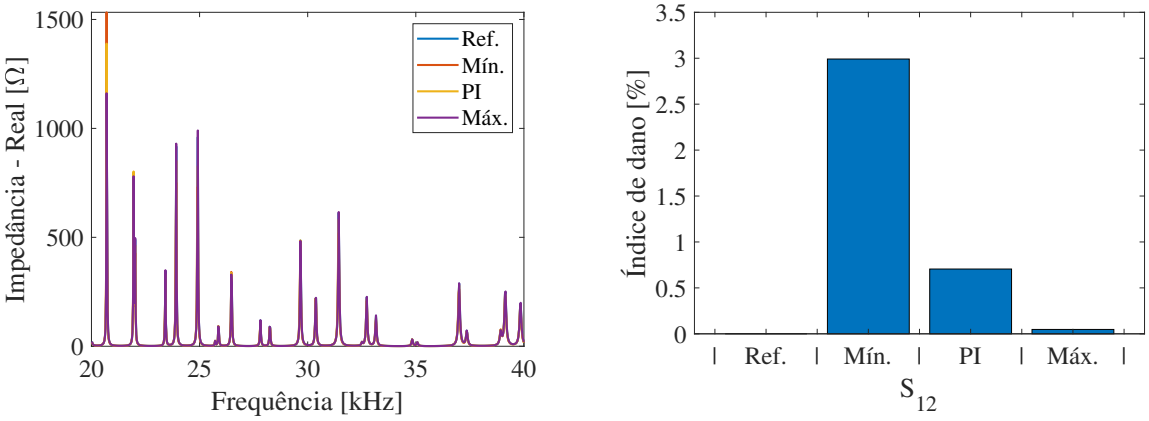
assinaturas de impedância, que mostram alterações em suas amplitudes. Como a variação aplicada foi de apenas 5 %, as mudanças observadas são modestas; no entanto, variações maiores nesses parâmetros provavelmente resultariam em valores de CCD mais elevados.



(a) Assinaturas de impedância. (b) Índice CCD.

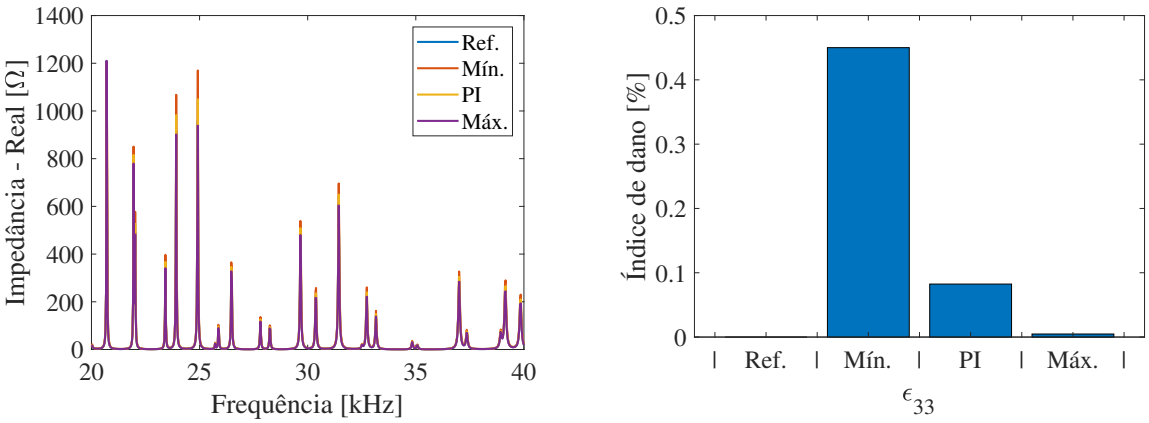
Figura 5.44: Variação do S_{11}.

Os valores de CCD obtidos com as variações das propriedades S_{12}, ϵ_{33}, d_{31} e d_{33} são apresentados nas Figs. 5.45 a 5.48, respectivamente. Observa-se que os valores de CCD são baixos, com um máximo próximo a 3 %. Isso indica que essas propriedades praticamente não causaram modificações nas assinaturas de impedância.



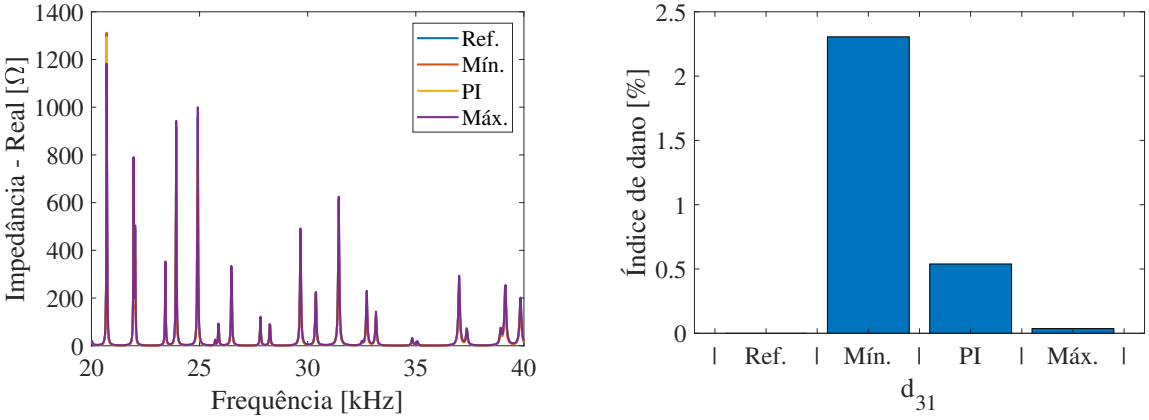
(a) Assinaturas de impedância. (b) Índice CCD.

Figura 5.45: Variação do S_{12}.



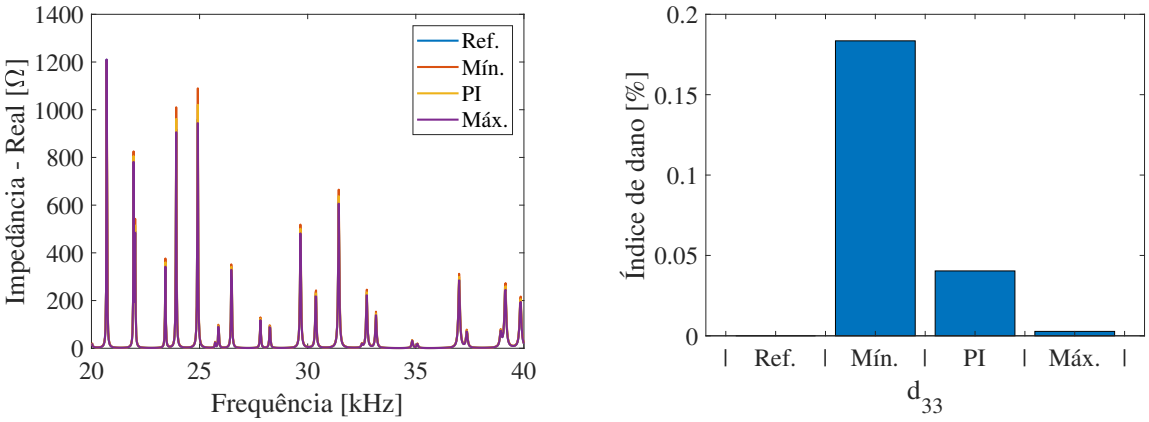
(a) Assinaturas de impedância. (b) Índice CCD.

Figura 5.46: Variação do ϵ_{33}.



(a) Assinaturas de impedância. (b) Índice CCD.

Figura 5.47: Variação do d_{31}.



(a) Assinaturas de impedância.

(b) Índice CCD.

Figura 5.48: Variação do d_{33}.

5.6 Comparação numérico e experimental

Nesta seção, são apresentadas as comparações das assinaturas de impedância numéricas e experimentais das vigas sem e com controle da espessura da camada de cola. Para essa análise, todas as vigas são consideradas em condições saudáveis.

5.6.1 Viga sem controle da espessura de cola

As assinaturas de impedância, obtidas experimentalmente e por meio de simulações numéricas, foram comparadas na faixa de frequência selecionada, conforme apresentado na Fig. 5.49. A análise qualitativa deste resultado revela uma boa correspondência entre o comportamento das assinaturas de impedância experimental e numérica, como quantidade de picos e as frequências em que eles se encontram. Contudo, ao quantificar a diferença entre elas utilizando o índice CCD, foi obtido um valor de 100 %, indicando que, apesar da semelhança visual, de possuírem a mesma tendência, as assinaturas apresentam diferenças significativas.

Como mencionado por Gresil et al. (2012) e Djemana e Hrairi (2016), pequenas discrepâncias são esperadas entre as respostas numéricas e experimentais devido à falta de modelagem dos fios e a possíveis erros de medição. De forma semelhante, Gulizzi, Rizzo e Milazzo (2014) destacam que, embora tenha havido boa concordância entre os resultados experimentais e numéricos em seu trabalho, algumas discrepâncias podem ser atribuídas às condições de contorno e às propriedades das camadas adesivas. Esses resultados, apesar de indicarem discrepâncias entre as assinaturas de impedância, sugerem que a tendência semelhante observada é um aspecto viável para as análises subsequentes.

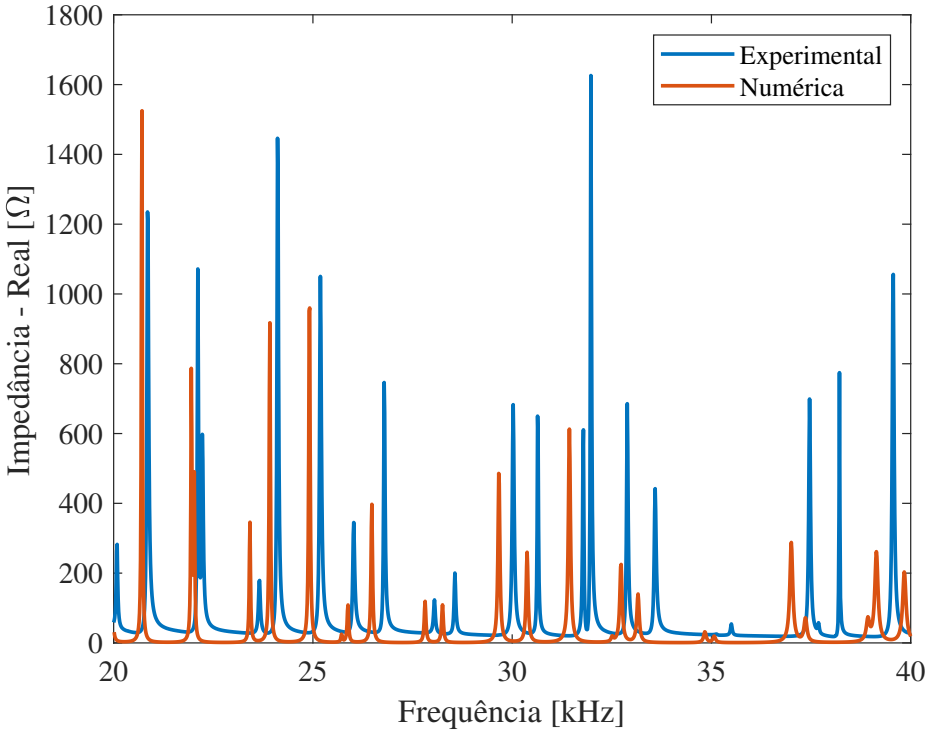


Figura 5.49: Assinatura de impedância experimental e numérica da condição sem dano, da viga sem controle de espessura de cola.

5.6.2 Vigas com controle da espessura de cola

Seguindo o mesmo procedimento descrito na Seção 5.1, as propriedades de todas as vigas de alumínio foram ajustadas para a obtenção das assinaturas de impedância de forma numérica. Os resultados obtidos estão apresentados na Tab. 5.10. No Apêndice B são apresentadas as FRFs obtidas tanto experimentalmente quanto numericamente após a otimização para cada uma delas.

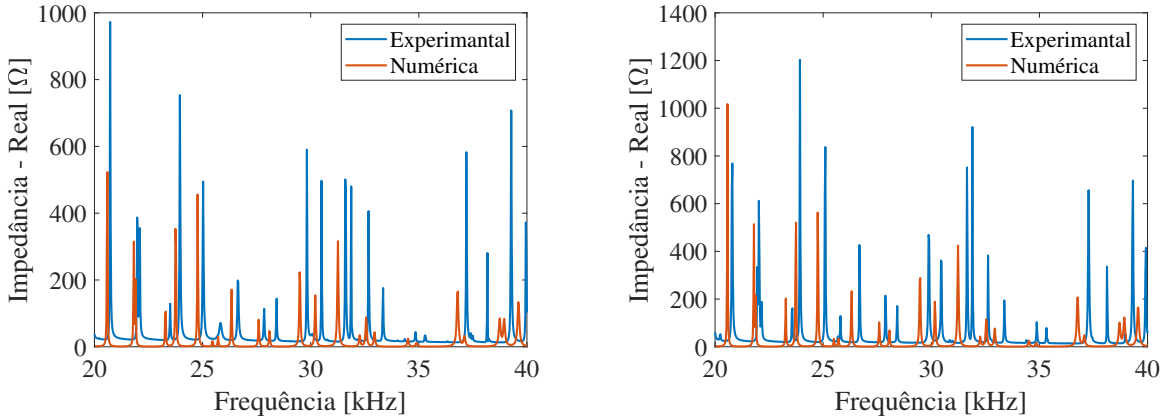
Tabela 5.10: Propriedades das vigas de alumínio.

Viga	Módulo de elasticidade [GPa]	Coeficiente de *Poisson*	Densidade [Kg/m^3]
1	71,42	0,33	2817,19
2	71,45	0,33	2826,02
3	72,27	0,33	2834,64
4	71,00	0,33	2818,37

Além das propriedades das vigas, foram inseridas as propriedades do transdutor piezelétrico, conforme detalhado no Capítulo 4, e das propriedades da camada de cola, apresentadas no

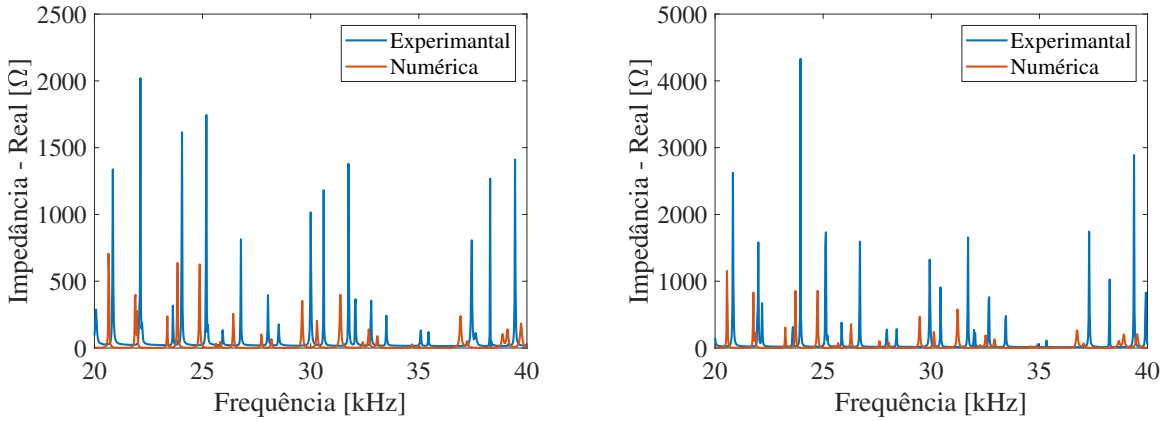
trabalho de Anaz (2014).

A comparação entre as assinaturas de impedância, obtidas experimentalmente e por simulação numérica, para todas as vigas analisadas na condição inicial (sem dano), é apresentada nas Figs. 5.50 e 5.51. O comportamento obtido foi o mesmo observado com a viga sem controle de espessura, com valores de CCD de 100 % para todos os casos, indicando que existe diferença entre elas, apesar das tendências semelhantes. No entanto, essa similaridade de tendências é um aspecto viável para as análises subsequentes.



(a) Viga 1. (b) Viga 2.

Figura 5.50: Assinaturas de impedância experimentais e numéricas das vigas 1 e 2.



(a) Viga 3. (b) Viga 4.

Figura 5.51: Assinaturas de impedância experimentais e numéricas das vigas 3 e 4.

Em seguida, foi realizada uma comparação entre as condições de todas as vigas quando há presença de danos, conforme descrito na Seção 5.7.

5.7 Comparação numérico e experimental com danos

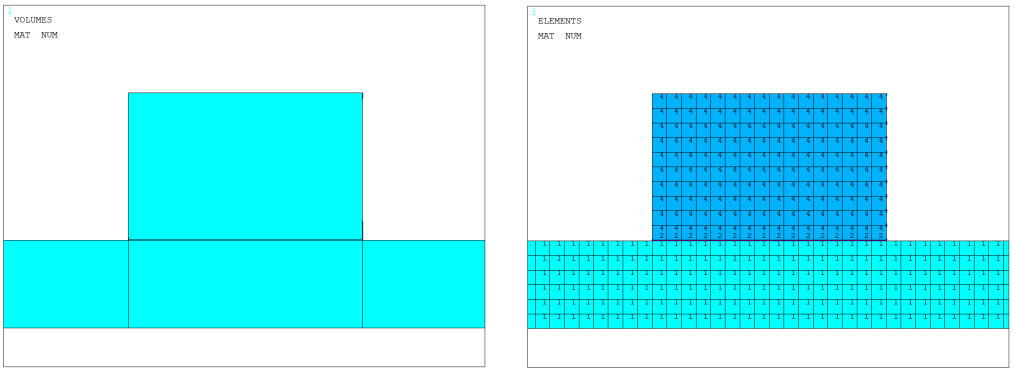
5.7.1 Viga sem controle da espessura de cola

A carga é um dos principais problemas que afetam componentes em movimento, como eixos rotativos, podendo resultar em mudanças nos modos de vibração e outros efeitos negativos que comprometem o funcionamento e, causam danos sérios ao sistema (MOHAMED; HRAIRI, 2023). Como se espera utilizar a técnica ISHM em máquinas rotativas em trabalhos futuros, optou-se por este tipo de dano para avaliar se a técnica seria capaz de detectar essas variações de forma experimental e por meio de simulações no ANSYS®. Essa abordagem permitirá validar se o modelo é capaz de detectar as variações causadas por adição de massa na estrutura monitorada.

Dessa forma, para simular as condições de dano, estruturas de aço de diferentes massas foram acopladas à viga utilizando cola epóxi, posicionadas em três locais distintos em relação ao transdutor piezelétrico. As especificações das posições, dimensões e massas para cada uma das condições analisadas estão apresentadas na Tab. 5.11. As três dimensões consideradas nas análises, juntamente com seu posicionamento na viga e o acoplamento realizado com cola epóxi, são mostradas nas Figs. 5.52, 5.53 e 5.54. Essas figuras foram geradas no ANSYS®, e os testes experimentais foram realizados com as mesmas dimensões.

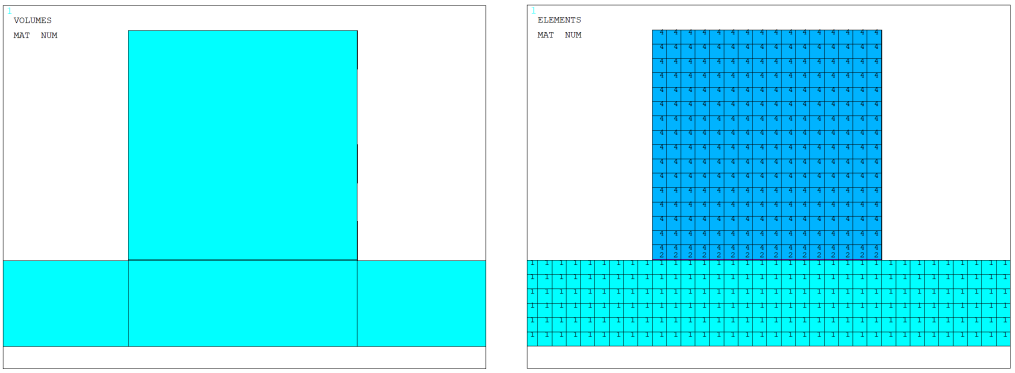
Tabela 5.11: Posição, dimensão e massa das condições experimentais de dano de aço.

n	Condição	Posição do dano em relação à pastilha PZT [mm]	Dimensão do dano [mm]	Massa do dano [g]
1	D1	242	$8 \times 8 \times 5$	2,47
2	D2	242	$8 \times 8 \times 8$	3,62
3	D3	242	$8 \times 8 \times 12$	5,71
4	D4	127	$8 \times 8 \times 5$	2,48
5	D5	127	$8 \times 8 \times 8$	3,61
6	D6	127	$8 \times 8 \times 12$	5,70
7	D7	20	$8 \times 8 \times 5$	2,51
8	D8	20	$8 \times 8 \times 8$	3,63
9	D9	20	$8 \times 8 \times 12$	5,71



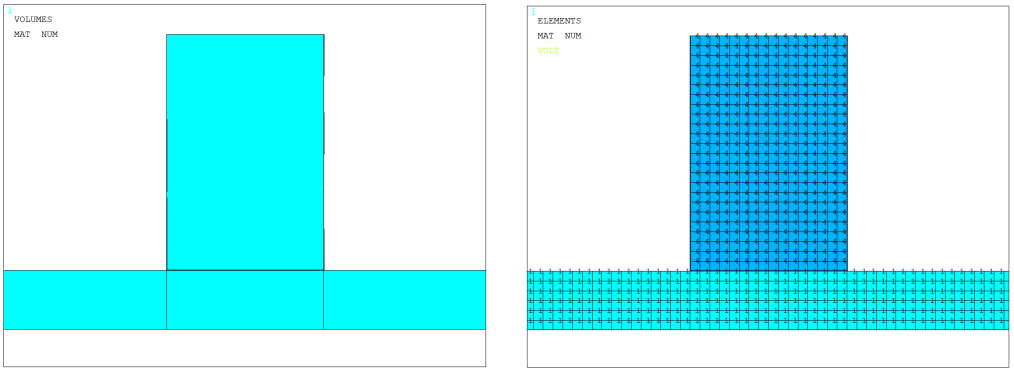
(a) (b)

Figura 5.52: Representação do dano com dimensão de $8 \times 8 \times 5$ mm.



(a) (b)

Figura 5.53: Representação do dano com dimensão de $8 \times 8 \times 8$ mm.

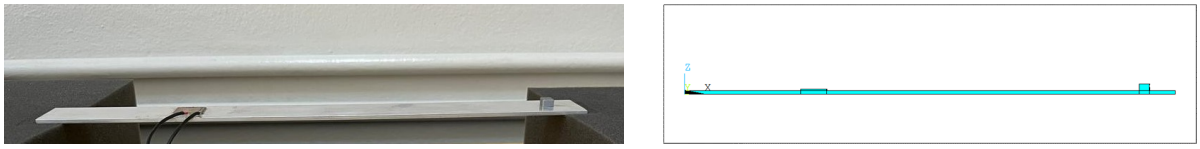


(a) (b)

Figura 5.54: Representação do dano com dimensão de $8 \times 8 \times 12$ mm.

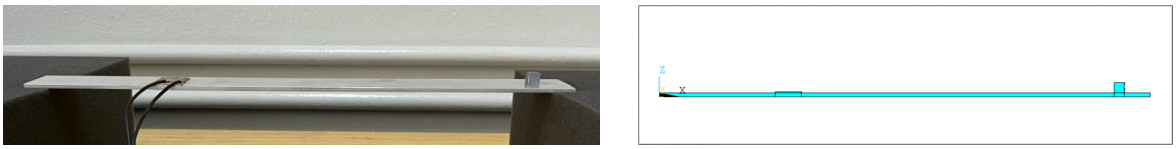
Para a realização do modelo de danos no ANSYS®, a espessura da camada de cola adotada foi de 0,03 mm, correspondendo à menor espessura previamente medida entre a pastilha PZT e a estrutura. O material da camada de cola permaneceu o mesmo utilizado anteriormente. Em

relação ao dano, foram adotadas as propriedades do aço, com um módulo de elasticidade de 210 GPa, densidade de 7850 kg/m^3 e coeficiente de *Poisson* de 0,3. Estes danos foram posicionados conforme descrito na Tab. 5.11, respeitando as mesmas posições e dimensões indicadas. As representações numéricas e experimentais de cada uma dessas condições são apresentadas nas Figs. 5.55 a 5.63.



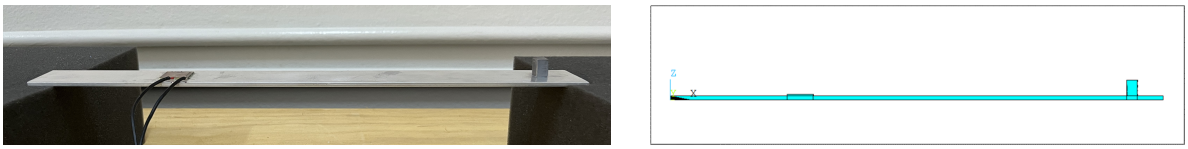
(a) Experimental. (b) Numérica.

Figura 5.55: Posicionamento do Dano 1 para análise experimental e numérica.



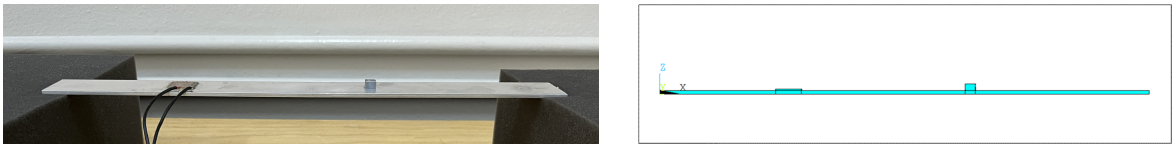
(a) Experimental. (b) Numérica.

Figura 5.56: Posicionamento do Dano 2 para análise experimental e numérica.



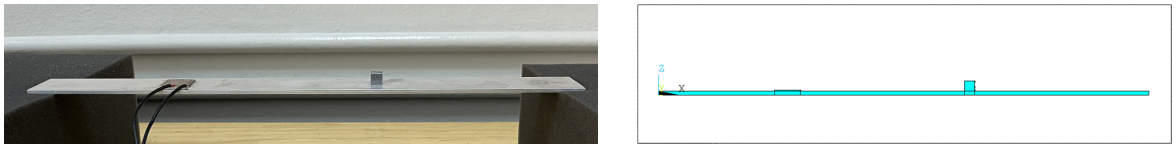
(a) Experimental. (b) Numérica.

Figura 5.57: Posicionamento do Dano 3 para análise experimental e numérica.



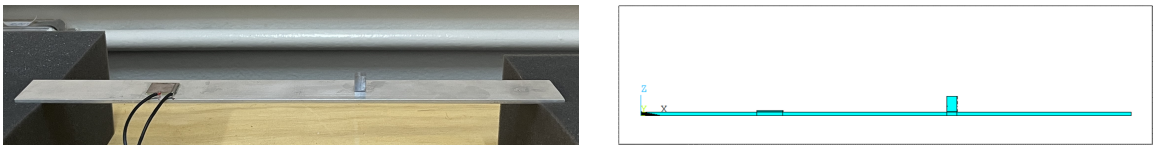
(a) Experimental. (b) Numérica.

Figura 5.58: Posicionamento do Dano 4 para análise experimental e numérica.



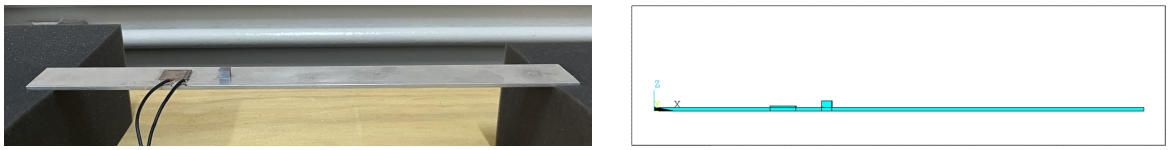
(a) Experimental. (b) Numérica.

Figura 5.59: Posicionamento do Dano 5 para análise experimental e numérica.



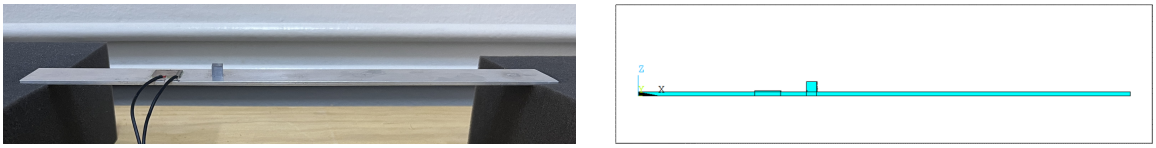
(a) Experimental. (b) Numérica.

Figura 5.60: Posicionamento do Dano 6 para análise experimental e numérica.



(a) Experimental. (b) Numérica.

Figura 5.61: Posicionamento do Dano 7 para análise experimental e numérica.



(a) Experimental. (b) Numérica.

Figura 5.62: Posicionamento do Dano 8 para análise experimental e numérica.

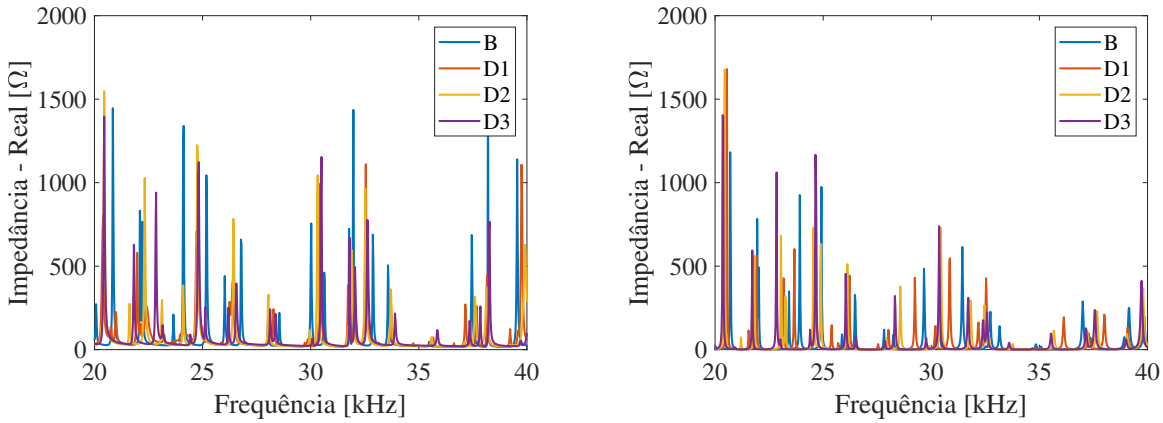


(a) Experimental. (b) Numérica.

Figura 5.63: Posicionamento do Dano 9 para análise experimental e numérica.

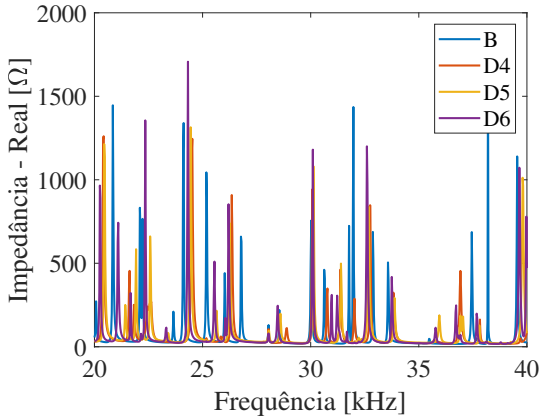
As assinaturas de impedância foram obtidas tanto nas condições de referência (sem dano) quanto após a introdução de diferentes danos, com o objetivo de avaliar a sensibilidade da técnica ISHM na identificação de diferentes massas adicionadas à viga. Os dados foram adquiridos experimentalmente e numericamente, com o intuito de comparar os resultados e validar o modelo numérico quando se tem danos na estrutura. As medições foram realizadas na faixa de frequência de 20 a 40 kHz, com uma resolução de 801 pontos. Para assegurar a repetibilidade e confiabilidade dos resultados experimentais, foram realizadas 5 medições para cada condição avaliada.

As assinaturas de impedância para todas as condições, tanto numéricas quanto experimentais, são apresentadas na Fig. 5.64 para cada posição de dano: Posição 1 (242 mm da pastilha PZT), Posição 2 (127 mm da pastilha PZT) e Posição 3 (20 mm da pastilha PZT).

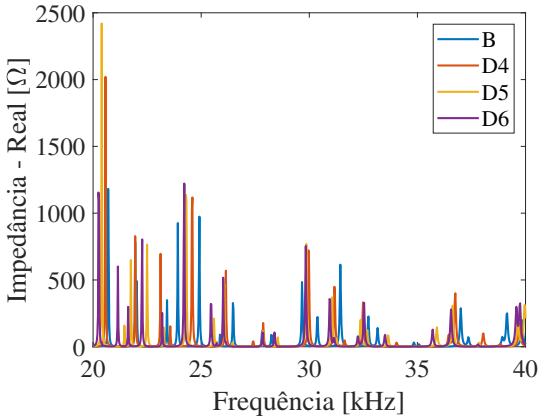


(a) Experimental - Posição 1.

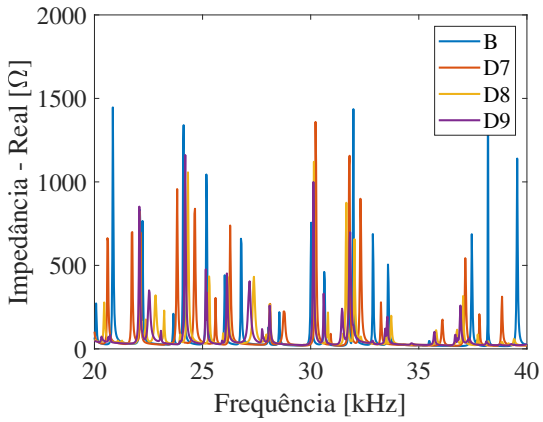
(b) Numérico - Posição 1.



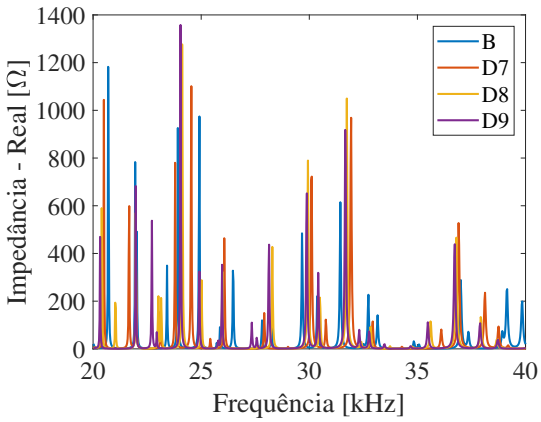
(c) Experimental - Posição 2.



(d) Numérico - Posição 2.



(e) Experimental - Posição 3.



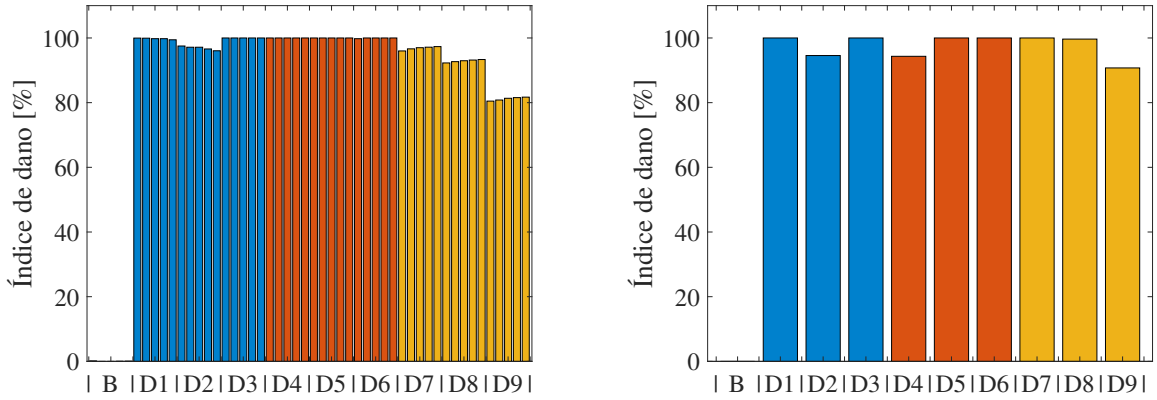
(f) Numérico - Posição 3.

Figura 5.64: Assinaturas de impedância com danos experimentais e numéricas.

Nessa figura, compara-se as assinaturas de impedância nas condições sem dano e com dano

para todos os cenários, com o objetivo de avaliar a capacidade da técnica ISHM de identificar variações estruturais. Observa-se que há diferenças nas assinaturas entre as condições com e sem dano, tanto nos resultados experimentais quanto nos numéricos, evidenciando que o modelo desenvolvido foi eficaz na identificação dessas variações.

A quantificação dessas diferenças foi realizada por meio dos valores de CCD, apresentados na Fig. 5.65. Os resultados indicam uma boa correlação entre os dados experimentais e numéricos, sugerindo que o modelo desenvolvido representa adequadamente o comportamento estrutural e é capaz de detectar as variações observadas nas assinaturas de impedância.



(a) CCD experimental.

(b) CCD numérico.

Figura 5.65: Valores CCD.

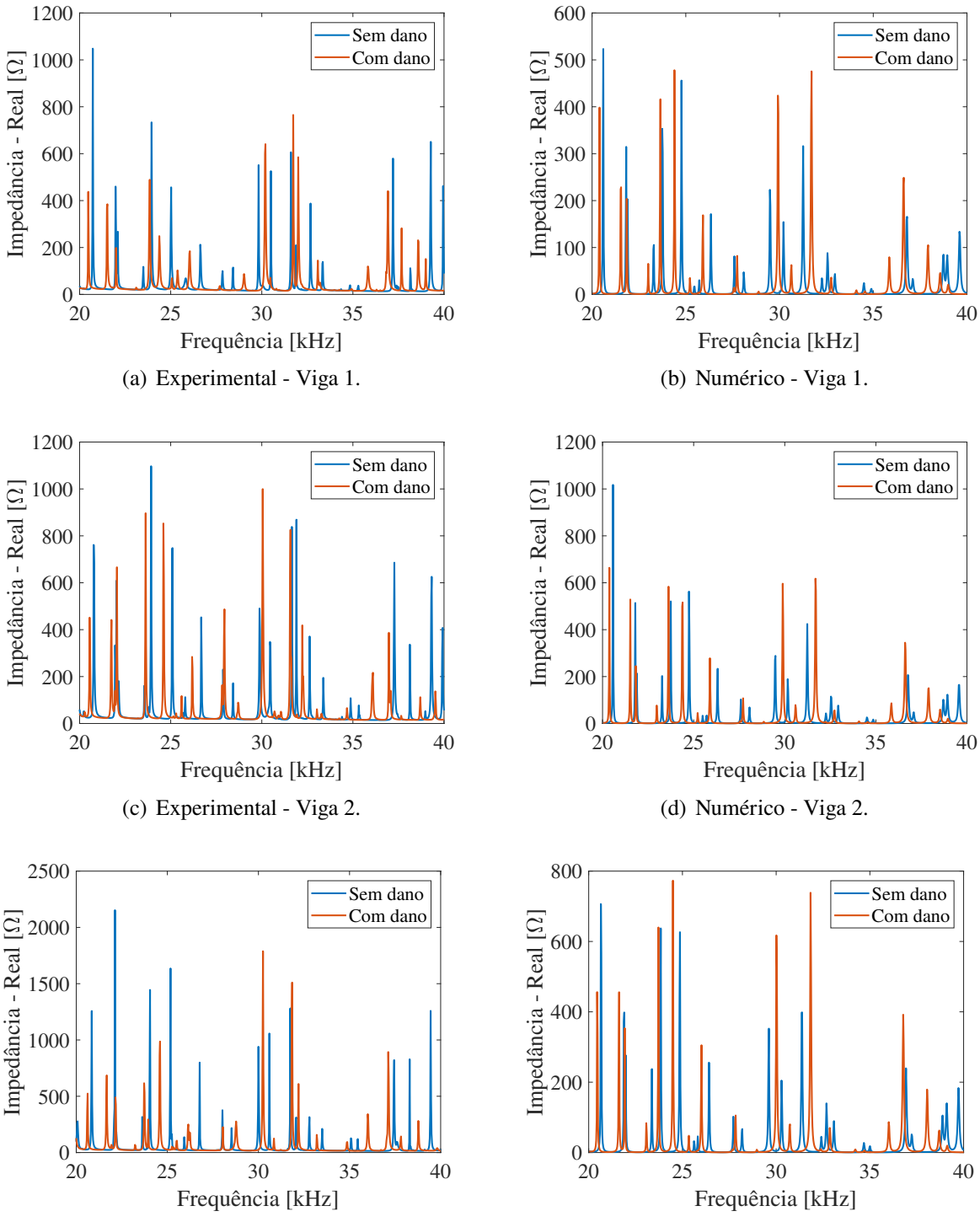
Os resultados reforçam que, apesar das diferenças entre as assinaturas de impedância, há uma boa correspondência entre os dados numéricos e experimentais. Isso indica que o modelo desenvolvido consegue detectar as variações induzidas pelo dano, apresentando tendências semelhantes nas métricas de danos. Observações semelhantes foram relatadas em estudos anteriores, como os de Park et al. (2006), Hamzeloo, Shamshirsaz e Rezaei (2012) e Safaei, Nolan e Anton (2019).

Por fim, foram analisadas as vigas em que os transdutores piezelétricos foram acoplados com controle da espessura da camada de cola para a identificação de danos, conforme apresentado na próxima seção.

5.7.2 Viga com controle da espessura de cola

Para as vigas com controle da espessura de cola, foi utilizado o Dano 1, descrito na Tab. 5.11, posicionado a 20 mm de distância do transdutor piezelétrico em todas as vigas. As assinaturas

de impedância foram obtidas nas condições com e sem dano, tanto experimentalmente quanto numericamente, e estão apresentadas nas Figs. 5.66 e 5.67. Essas figuras mostram que existem variações entre a condição saudável e a danificada em ambos os casos, evidenciando a eficácia da técnica na detecção da massa adicionada.



(a) Experimental - Viga 1.

(b) Numérico - Viga 1.

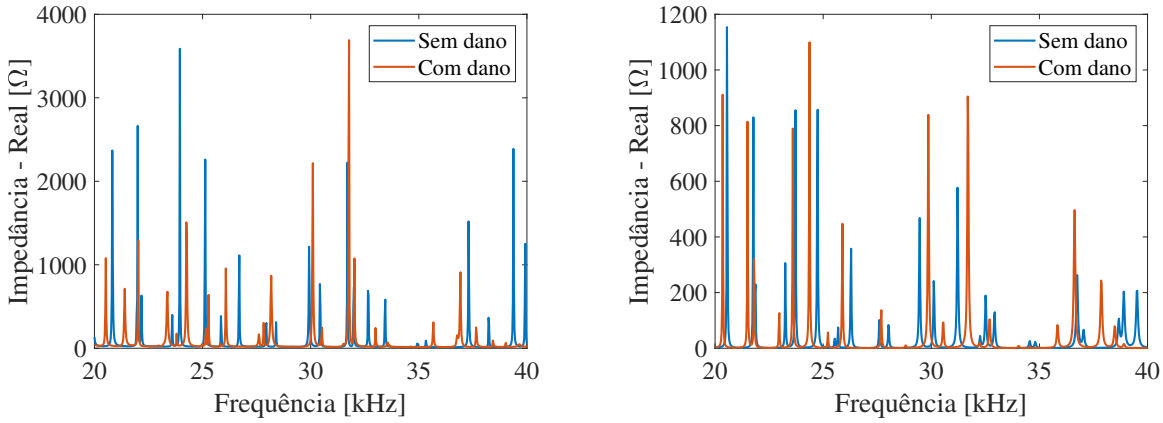
(c) Experimental - Viga 2.

(d) Numérico - Viga 2.

(e) Experimental - Viga 3.

(f) Numérico - Viga 3.

Figura 5.66: Assinaturas de impedância das vigas 1, 2 e 3 com e sem dano experimentais e numéricas.

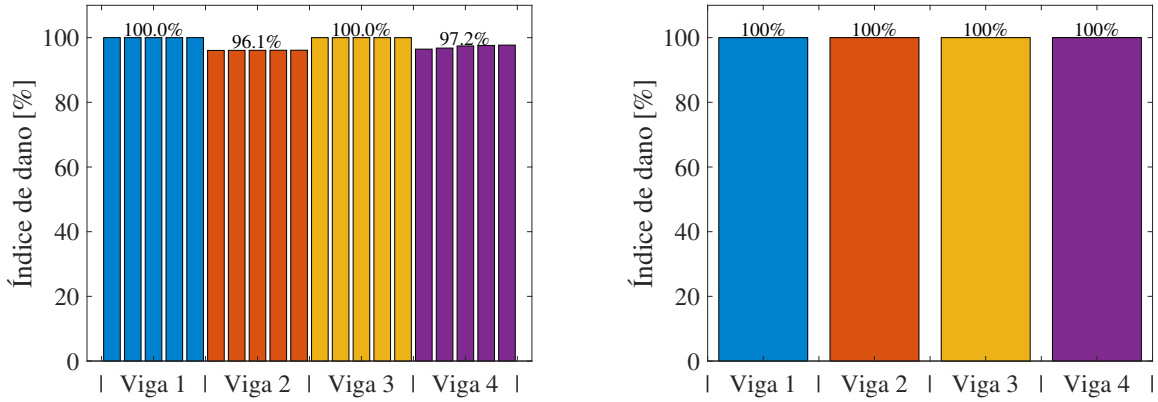


(a) Experimental - Viga 4.

(b) Numérico - Viga 4.

Figura 5.67: Assinaturas de impedância da viga 4 com e sem dano experimentais e numéricas.

Em seguida, foi calculado o índice de dano CCD para todas as vigas analisadas, conforme apresentado na Fig. 5.68. Em cada caso, a sua condição sem dano foi utilizada como referência, e observa-se que os valores experimentais se aproximam de 100 %, enquanto todos os valores numéricos atingem 100 %. Isso indica que, em ambas as abordagens, o dano foi detectado de forma eficaz e que a espessura da camada de cola não influenciou a sensibilidade da técnica para detectar o dano na faixa de frequência utilizada (20 - 40 kHz).



(a) CCD experimental.

(b) CCD numérico.

Figura 5.68: Valores CCD.

Além disso, a similaridade nos resultados obtidos nas análises experimentais e nas simulações numéricas valida o modelo desenvolvido, evidenciando que, embora as assinaturas de impedância apresentem variações e não sejam idênticas, o modelo é capaz de representar com precisão as alterações nas assinaturas de impedância causadas pelo dano.

Capítulo 6

Considerações finais

O presente trabalho apresentou o desenvolvimento de modelos numéricos representativos para a técnica ISHM, utilizando o *software* ANSYS®. A partir desse desenvolvimento, buscou-se analisar a viabilidade e a eficácia da técnica para o monitoramento de integridade estrutural em componentes submetidos a diferentes condições. Para isso, foram avaliadas vigas de alumínio com diversas espessuras de cola, as quais foram controladas em alguns cenários e mantidas sem controle em outros.

Além disso, foi realizada uma análise de sensibilidade nos parâmetros da pastilha PZT, que permitiu identificar os parâmetros mais influentes no comportamento do modelo. Isso proporcionou uma simplificação do modelo, ao considerar apenas esses parâmetros como variáveis de projeto durante o ajuste. Tal abordagem possibilitou uma otimização eficiente do modelo numérico, preservando sua capacidade preditiva sem comprometer a fidelidade dos resultados.

Após o ajuste inicial e a validação experimental do modelo da pastilha PZT na condição livre, a pastilha foi acoplada às vigas de alumínio para análises subsequentes. Essa etapa foi essencial para verificar a interação entre a pastilha e a estrutura monitorada, além de avaliar a capacidade do modelo em representar com precisão as condições analisadas.

Para validar o modelo da pastilha PZT acoplada à viga, foram realizados experimentos sob as mesmas condições utilizadas nas simulações, considerando diferentes vigas nas condições saudável e danificada. Ao comparar as assinaturas de impedância obtidas, foi notado que, embora não sejam idênticas devido a limitações inerentes à modelagem e às condições experimentais, elas apresentam tendências semelhantes, com picos correspondentes nas frequências de interesse. Essa correspondência ficou ainda mais evidente ao quantificar as diferenças entre as condições com e sem dano com o uso da métrica CCD, que resultaram em valores próximos de 100 %

em todas as situações. Isso sugere que a técnica ISHM possui alta sensibilidade para identificar a adição de massa à estrutura monitorada, tanto em ambiente experimental quanto numérico, indicando a coerência do modelo na detecção dessas variações.

Adicionalmente, a análise da influência da espessura da camada de cola demonstrou que, mesmo com variações nas espessuras, a sensibilidade da técnica em detectar o dano permaneceu inalterada na faixa de frequência analisada, o que demonstra a estabilidade e confiabilidade da abordagem proposta. No entanto, observou-se que a espessura da camada de cola impacta a assinatura de impedância de forma mais expressiva em frequências elevadas, principalmente na faixa entre 200 e 250 kHz. Esse comportamento ressalta a importância do controle preciso da espessura do adesivo em aplicações onde a frequência de operação se encontra em faixas de frequência elevadas, uma vez que variações significativas podem comprometer a precisão do monitoramento.

Dessa forma, pode-se concluir que os resultados deste estudo não apenas contribuíram para a validação experimental do modelo da técnica ISHM, mas também abriram novas perspectivas para futuras investigações sobre sua implementação em sistemas industriais, possibilitando a simulação de condições reais e sua otimização dos parâmetros do sistema antes da aplicação prática. Destaca-se, ainda, a importância da combinação entre modelagem numérica e medições experimentais no desenvolvimento de soluções eficazes para o monitoramento de integridade estrutural, promovendo uma compreensão mais aprofundada das interações entre os transdutores piezelétricos e a estrutura monitorada.

Outro aspecto importante é que esta pesquisa evidenciou o potencial da modelagem por elementos finitos como ferramenta auxiliar na otimização da escolha e do posicionamento dos transdutores piezelétricos. Essa otimização maximiza a eficiência do monitoramento e contribui diretamente para a redução de custos experimentais. A continuidade deste trabalho permitirá aprimorar ainda mais a identificação de falhas e a aplicabilidade da técnica ISHM em contextos industriais, fortalecendo práticas de manutenção preditiva e a segurança operacional das estruturas. Dessa forma, espera-se que a técnica ISHM possa ser amplamente implementada em setores industriais, aumentando a vida útil das estruturas e promovendo um ambiente operacional mais seguro e eficiente.

6.1 Perspectivas de trabalhos futuros

Baseado no trabalho desenvolvido nesta tese de doutorado, pode-se mencionar as seguintes propostas para realização de trabalhos futuros:

- Aplicar a metodologia desenvolvida em outras estruturas, como placas e eixos metálicos, considerando diferentes condições de dano, variações de temperatura e faixas de frequência;
- Realizar uma análise de sensibilidade para todos os parâmetros do modelo, incluindo o transdutor piezelétrico, a camada de cola e a estrutura analisada;
- Determinar experimentalmente as propriedades da cola utilizada;
- Avaliar a influência de diferentes tipos de transdutores piezelétricos nos resultados obtidos;
- Implementar o modelo em outras linguagens de programação;
- Investigar o impacto da espessura da cola na detecção de danos em diferentes faixas de frequência.

Referências

AABID, A.; HRAIRI, M.; ALI, S. J. M.; IBRAHIM, Y. E. Review of piezoelectric actuator applications in damaged structures: Challenges and opportunities. **ACS omega**, ACS Publications, v. 8, n. 3, p. 2844–2860, 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.1021/acsomega.2c06573>.

ABDALLAH, B.; MOHAMED, D. Numerical and statistical analysis of the influence of damage and temperature on emi for structural health monitoring. **The Eurasia Proceedings of Science Technology Engineering and Mathematics**, ISRES Organizasyon Turizm Eğitim Danışmanlık Ltd. Şti., v. 26, p. 723–732, 2023.

AHMED, Z.; HRAIRI, M.; YAZID, Z. Numerical evaluation of adhesive bonding quality using electromechanical impedance technique. **Journal of Advanced Research in Applied Mechanics**, v. 120, n. 1, p. 122–135, Jun. 2024. Disponível em: <https://semarakilmu.com.my/journals/index.php/appl_mech/article/view/5219>.

AI, D.; LIN, C.; LUO, H.; ZHU, H. Temperature effect on electromechanical admittance–based concrete structural health monitoring. **Structural Health Monitoring**, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 19, n. 3, p. 661–692, 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1475921719860397>.

AI, D.; MO, F.; CHENG, J.; DU, L. Deep learning of electromechanical impedance for concrete structural damage identification using 1-d convolutional neural networks. **Construction and Building Materials**, v. 385, p. 1–15, 2023. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.131423>.

AI, D.; YANG, Z.; LI, H.; ZHU, H. Heating-time effect on electromechanical admittance of surface-bonded pzt sensor for concrete structural monitoring. **Measurement**, v. 184, p. 1–14, 2021. ISSN 0263-2241. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2021.109992>.

ALLIK, H.; HUGHES, T. J. Finite element method for piezoelectric vibration. **International journal for numerical methods in engineering**, Wiley Online Library, v. 2, n. 2, p. 151–157, 1970. Disponível em: <https://doi.org/10.1002/nme.1620020202>.

ANAZ, A. **Impedance-based Damage Measurement in Concrete using Bonded PZT patches**. Tese (Doutorado) — Indian Institute of Technology Hyderabad, 2014.

ANNAMDAS, V. G. M.; SOH, C. K. Three-dimensional electromechanical impedance model for multiple piezoceramic transducers — structure interaction. **Journal of Aerospace Engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 21, n. 1, p. 35–44, 2008. Disponível em: <https://doi.org/10.1061/(ASCE)0893-1321(2008)21:1(35)>.

ANSYS. **SOLID5 - 3-D Coupled-Field Solid**. 2018. Disponível em: <https://www.mm.bme.hu/~gyebro/files/ans_help_v182/ans_elem/Hlp_E_SOLID5.html>.

ANTUNES, R. A.; CORTEZ, N. E.; GIANESINI, B. M.; FILHO, J. V. Modeling, simulation, experimentation, and compensation of temperature effect in impedance-based shm systems applied to steel pipes. **Sensors**, v. 19, n. 12, p. 1–23, 2019. ISSN 1424-8220. Disponível em: <https://doi.org/10.3390/s19122802>.

ARENCIBIA, R. V.; FILHO, A. P.; LEAL, J. E. S.; ROSA, V. A. d. O. **Incerteza de Medição: Metodologia de Cálculo, Conceitos e Aplicações**. 1. ed. Rio de Janeiro: Editora Interciência, 2019.

AYRES, J. W.; LALANDE, F.; CHAUDHRY, Z.; ROGERS, C. A. Qualitative impedance-based health monitoring of civil infrastructures. **Smart Materials and Structures**, v. 7, n. 5, p. 599–605, 1998. Disponível em: <http://iopscience.iop.org/0964-1726/7/5/004>.

AYRES, J. W.; LALANDE, F.; ROGERS, C. A.; CHAUDHRY, Z. A. Qualitative health monitoring of a steel bridge joint via piezoelectric actuator/sensor patches. In: NONDESTRUCTIVE EVALUATION TECHNIQUES FOR AGING INFRASTRUCTURE AND MANUFACTURING. **Nondestructive Evaluation of Bridges and Highways**. Scottsdale, AZ, United States, 1996. v. 2946, p. 211–218. Disponível em: <https://doi.org/10.1117/12.259139>.

BAUTISTA-HERNÁNDEZ, J.; MARTÍN-PRATS, M. Á. Monte carlo simulation applicable for predictive algorithm analysis in aerospace. In: CAMARINHA-MATOS, L. M.; FERRADA, F. (Ed.). **Technological Innovation for Connected Cyber Physical Spaces**. Cham: Springer Nature Switzerland, 2023. p. 243–256. ISBN 978-3-031-36007-7. Disponível em: <10.1007/978-3-031-36007-7_18>.

BHALLA, S.; KUMAR, P.; GUPTA, A.; DATTA, T. K. Simplified impedance model for adhesively bonded piezo-impedance transducers. **Journal of Aerospace Engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 22, n. 4, p. 373–382, 2009. Disponível em: <https://doi.org/10.1061/(ASCE)0893-1321(2009)22:4(373)>.

BHALLA, S.; SOH, C. K. Electromechanical impedance modeling for adhesively bonded piezo-transducers. **Journal of intelligent material systems and structures**, Sage Publications Sage CA: Thousand Oaks, CA, v. 15, n. 12, p. 955–972, 2004. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1045389X04046>.

BHALLA, S.; SOH, C. K. Structural health monitoring by piezo-impedance transducers. i: Modeling. **Journal of Aerospace Engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 17, n. 4, p. 154–165, 2004. Disponível em: <https://doi.org/10.1061/(ASCE)0893-1321(2004)17:4(154)>.

BHALLA, S.; SOH, C. K. Structural health monitoring by piezo-impedance transducers. ii: Applications. **Journal of Aerospace Engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 17, n. 4, p. 166–175, 2004. Disponível em: <https://doi.org/10.1061/(ASCE)0893-1321(2004)17:4(166)>.

BHALLA, S.; YANG, Y.; ANNAMDAS, V.; LIM, Y. Y.; SOH, C. Impedance models for structural health monitoring using piezo-impedance transducers. **Smart Materials in Structural Health Monitoring, Control and Biomechanics**, Springer, p. 53–128, 2012. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/978-3-642-24463-6_3>.

CALLISTER JR., W. D.; RETHWISCH, D. G. **Materials science and engineering: An introduction**. 10. ed. Hoboken, NJ: Wiley, 2018.

CAO, P.; ZHANG, S.; WANG, Z.; ZHOU, K. Damage identification using piezoelectric electromechanical impedance: A brief review from a numerical framework perspective. **Structures**, Elsevier, v. 50, p. 1906–1921, 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2023.03.017>.

CAVALINI JR., A. A. **Detecção e identificação de trincas transversais incipientes em eixos horizontais flexíveis de máquinas rotativas**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2013.

CHAUDHRY, Z.; LALANDE, F.; GANINO, A.; ROGERS, C.; CHUNG, J. Monitoring the integrity of composite patch structural repair via piezoelectric actuators/sensors. In: **Center of Intelligent Material Systems and Structures**. New Orleans, LA, USA: AIAA Publishing, 1995. p. 2243–2248. Disponível em: <https://doi.org/10.2514/6.1995-1074>.

CHEN, D.; HUO, L.; SONG, G. Emi based multi-bolt looseness detection using series/parallel multi-sensing technique. **Smart Struct. Syst**, v. 25, p. 423–432, 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.12989/sss.2020.25.0.000>.

DJEMANA, M.; HRAIRI, M. Modelling and simulation of impedance-based damage monitoring of structures. **Int. J. Simul. Model**, v. 15, n. 3, p. 395–408, 2016. Disponível em: <10.2507/IJSIMM15(3)1.338>.

FAN, S.; LI, W.; KONG, Q.; FENG, Q.; SONG, G. Monitoring of pin connection loosening using eletromechanical impedance: Numerical simulation with experimental verification. **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 29, n. 9, p. 1964–1973, 2018. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1045389X18754354>.

FAN, X.; LI, J.; HAO, H.; MA, S. Identification of minor structural damage based on electromechanical impedance sensitivity and sparse regularization. **Journal of Aerospace Engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 31, n. 5, p. 1 – 14, 2018. Disponível em: <https://doi.org/10.1061/(ASCE)AS.1943-5525.0000892>.

FREITAS, F. B. A. d. **Avaliação da influência da temperatura no método de ISHM aplicado em eixos de material compósito de máquinas rotativas**. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Uberlândia, 2020.

FREITAS, F. de; TSURUTA, K. M.; CAVALLINI JR, A. A.; STEFFEN JR, V. Increasing robustness to the ishm approach for fault detection in a composite hollow shaft. In: **26th International Congress of Mechanical Engineering**. ABCM, 2021. p. 7. Disponível em: <10.26678/ABCM.COBEM2021.COB2021-1882>.

GRESIL, M.; YU, L.; GIURGIUTIU, V.; SUTTON, M. Predictive modeling of electromechanical impedance spectroscopy for composite materials. **Structural Health Monitoring**, Sage Publications Sage UK: London, England, v. 11, n. 6, p. 671–683, 2012. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1475921712451954>.

GULIZZI, V.; RIZZO, P.; MILAZZO, A. Electromechanical impedance method for the health monitoring of bonded joints: numerical modelling and experimental validation. **Structural Durability & Health Monitoring**, Tech Science Press, v. 10, n. 1, p. 19, 2014. Disponível em: <https://cdn.techscience.cn/files/sdhm/2014/v10n1/sdhm.2014.010.019.pdf>.

HAGOOD, N. W.; CHUNG, W. H.; FLOTOW, A. V. Modelling of piezoelectric actuator dynamics for active structural control. **Journal of intelligent material systems and structures**, Sage Publications Sage CA: Thousand Oaks, CA, v. 1, n. 3, p. 327–354, 1990. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1045389X900010030>.

HAMZELOO, S. R.; SHAMSHIRSAZ, M.; REZAEI, S. M. Damage detection on hollow cylinders by electro-mechanical impedance method: Experiments and finite element modeling. **Comptes Rendus Mecanique**, Elsevier, v. 340, n. 9, p. 668–677, 2012. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.crme.2012.07.001>.

HUANG, X.; QU, W.; XIAO, L. Temperature compensation method for impedance signals of bolt loosening under temperature varying conditions using transunet. **Smart Materials and Structures**, v. 33, n. 10, 2024.

IEEE Standards Committee. **IEEE Standard on Piezoelectricity**. New York, NY, USA: American National Standards Institute, 1987. Approved March 12, 1987, Published in 1988.

INMETRO. **Avaliação de dados de medição: Guia para a expressão de incerteza de medição - GUM 2008**. Rio de Janeiro, 2012. Documento traduzido.

KAUR, H.; SINGLA, S. Non-destructive testing to detect multiple cracks in reinforced concrete beam using electromechanical impedance technique. **Materials Today: Proceedings**, Elsevier, v. 65, p. 1193–1199, 2022. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2022.04.175>.

LARA-MOLINA, F. A.; KOROISHI, E. H.; DUMUR, D.; JR, V. S. Stochastic analysis of a 6-dof fully parallel robot under uncertain parameters. **IFAC-PapersOnLine**, Elsevier, v. 48, n. 19, p. 214–219, 2015. Disponível em: <10.1016/j.ifacol.2015.12.036>.

LE, B.-T.; LE, T.-C.; LUU, T.-H.-T.; HO, D.-D.; HUYNH, T.-C. Fault assessment in piezoelectric-based smart strand using 1d convolutional neural network. **Buildings**, v. 12, n. 11, 2022. ISSN 2075-5309. Disponível em: <10.3390/buildings12111916>.

LEO, D. J. **Engineering analysis of smart material systems**. Blacksburg, Virginia: John Wiley & Sons, 2007.

LEUCAS, L. d. F. **Utilização das técnicas de impedância eletromecânica e ondas de Lamb para identificação de dano em estruturas com rebites**. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2009.

LI, H.; AI, D.; ZHU, H.; LUO, H. Integrated electromechanical impedance technique with convolutional neural network for concrete structural damage quantification under varied temperatures. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 152, p. 1–25, 2021. ISSN 0888-3270.

LI, H.; LUO, Y.; AI, D. A temperature compensation approach using dynamic time warping for electro-mechanical admittance-based concrete structural damage identification. **Structural Health Monitoring**, 2024. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1475921724126191>.

LI, W.; LIU, T.; WANG, J.; ZOU, D.; GAO, S. Finite-element analysis of an electromechanical impedance–based corrosion sensor with experimental verification. **Journal of Aerospace Engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 32, n. 3, p. 1 – 7, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1061/(ASCE)AS.1943-5525.0001002>.

LIANG, C.; SUN, F. P.; ROGERS, C. A. Dynamic output characteristics of piezoelectric actuators. In: NORTH AMERICAN CONFERENCE ON SMART STRUCTURES AND MATERIALS. **Smart Structures and Materials 1993: Smart Materials**. Albuquerque, NM, United States, 1993. v. 1916, p. 341–352. Disponível em: <https://doi.org/10.1117/12.148503>.

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**, Sage Publications Sage CA: Thousand Oaks, CA, v. 5, n. 1, p. 12–20, 1994. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1045389X9400500102>.

LIANG, C.; SUN, F. P.; ROGERS, C. A. An impedance method for dynamic analysis of active material systems. **Center of Intelligent Material Systems and Structures**, Blacksburg, VA, 1994. Disponível em: <https://doi.org/10.1115/1.2930387>.

LOPES JR, V.; MARQUI, C. R. Piezoelectric materials. In: LOPES JR, V.; STEFFEN JR, V.; SAVI, M. A. (Ed.). **Dynamics of smart systems and structures: Concepts and applications**. Springer, 2016. cap. 7, p. 135–154. Disponível em: <10.1007/978-3-319-29982-2>.

LUCIC, P.; TEODOROVIC, D. Bee system: modeling combinatorial optimization transportation engineering problems by swarm intelligence. In: **Preprints of the TRISTAN IV triennial symposium on transportation analysis**. [S.l.: s.n.], 2001. p. 441–445.

LUO, W.; LIU, T.; LI, W.; ZOU, D.; CHEN, Q. An electromechanical impedance-based sensor for monitoring the pitting corrosion of steel: Simulation with experimental validation. **Sensors and Actuators A: Physical**, v. 376, p. 115585, 2024. ISSN 0924-4247. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S092442472400579X>.

MADHAV, A. V. G.; SOH, C. K. An electromechanical impedance model of a piezoceramic transducer-structure in the presence of thick adhesive bonding. **Smart Materials and Structures**, IOP Publishing, v. 16, n. 3, p. 673–686, 2007. Disponível em: <https://doi.org/10.1088/0964-1726/16/3/014>.

MALINOWSKI, P. H.; WANDOWSKI, T.; SINGH, S. K. Employing principal component analysis for assessment of damage in gfrp composites using electromechanical impedance. **Composite Structures**, v. 266, p. 113820, 2021. ISSN 0263-8223. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.113820>.

MARTINS, L. A.; LARA-MOLINA, F. A.; KOROISHI, E. H.; JR, A. A. C. Optimal design of a dynamic vibration absorber with uncertainties. **Journal of Vibration Engineering & Technologies**, Springer, v. 8, p. 133–140, 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s42417-019-00084-6>.

MOHAMED, D.; HRAIRI, M. Real-time structural damage detection using emi under varying load a and temperature conditions. **The Eurasia Proceedings of Science Technology Engineering and Mathematics**, v. 26, p. 481–490, 2023. ISSN 2602-3199.

MOHARANA, S.; BHALLA, S. Numerical investigations of shear lag effect on pzt-structure interaction: review and application. **Current Science**, JSTOR, p. 685–696, 2012. Disponível em: <http://www.jstor.org/stable/24088802>.

MOHARANA, S.; BHALLA, S. A continuum based modelling approach for adhesively bonded piezo-transducers for emi technique. **International Journal of Solids and Structures**, Elsevier, v. 51, n. 6, p. 1299–1310, 2014. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2013.12.022>.

MOURA JR., J. R. V. **Métodos de identificação de falhas em estruturas aeronáuticas utilizando meta-modelagem aliada às técnicas de impedância e estruturas inteligentes**. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2004.

MOURA JR., J. R. V. **Uma contribuição aos sistemas de monitoramento de integridade estrutural aplicada a estruturas aeronáuticas e espaciais**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2008.

NAIDU, A. S.; PITTALA, V. Influence of piezoelectric parameters on admittance diagnostic signals for structural health monitoring: a numerical study. **International Journal of Materials and Structural Integrity**, Inderscience Publishers (IEL), v. 12, n. 4, p. 316–338, 2018. Disponível em: <https://doi.org/10.1504/IJMSI.2018.095897>.

NAIDU, A. S.; SOH, C.-K. Damage severity and propagation characterization with admittance signatures of piezo transducers. **Smart materials and structures**, IOP Publishing, v. 13, n. 2, p. 393, 2004. Disponível em: <10.1088/0964-1726/13/2/018>.

NAOUM, M. C.; SAPIDIS, G. M.; PAPADOPOULOS, N. A.; VOUTETAKI, M. E. An electromechanical impedance-based application of realtime monitoring for the load-induced flexural stress and damage in fiber-reinforced concrete. **Fibers**, MDPI, v. 11, n. 4, p. 1–25, 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.3390/fib11040034>.

PALOMINO, L. V. **Análise das métricas de dano associadas à técnica da impedância eletromecânica para o monitoramento de integridade estrutural**. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2008.

PALOMINO, L. V. **Técnicas de inteligência artificial aplicadas ao método de monitoramento de integridade estrutural baseado na impedância eletromecânica para monitoramento de danos em estruturas aeronáuticas**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2012.

PARIDA, L.; MOHARANA, S. A comprehensive review on piezo impedance based multi sensing technique. **Results in Engineering**, Elsevier, v. 18, p. 101093, 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.rineng.2023.101093>.

PARIDA, L.; MOHARANA, S.; VICENTE, R.; ASCENSÃO, G. A proof of concept study on reliability assessment of different metal foil length based piezoelectric sensor for electromechanical impedance techniques. **Scientific Reports**, Nature Publishing Group UK London, v. 14, n. 1, p. 699, 2024. Disponível em: <https://doi.org/10.1038/s41598-023-49762-2>.

PARK, G.; CUDNEY, H. H.; INMAN, D. J. An integrated health monitoring technique using structural impedance sensors. **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, Sage Publications, v. 11, n. 6, p. 448–455, 2000. Disponível em: <https://doi.org/10.1106/QXMV-R3GC-VXXG-W3AQ>.

PARK, G.; SOHN, H.; FARRAR, C. R.; INMAN, D. J. Overview of piezoelectric impedance-based health monitoring and path forward. **The Shock and Vibration Digest**, v. 35, n. 6, p. 451–464, 2003. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/05831024030356001>.

PARK, S.; AHMAD, S.; YUN, C.-B.; ROH, Y. Multiple crack detection of concrete structures using impedance-based structural health monitoring techniques. **Experimental Mechanics**, Springer, v. 46, n. 5, p. 609–618, 2006. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s11340-006-8734-0>.

PARPE, A.; SARAVANAN, T. J. New refined analytical models for various bonding conditions of an adhesively bonded smart pzt transducer using the emi technique. **Smart Materials and Structures**, IOP Publishing, v. 30, n. 12, p. 1–17, nov 2021. Disponível em: <https://dx.doi.org/10.1088/1361-665X/ac32e9>.

PEAIRS, D. M. **High frequency modeling and experimental analysis for implementation of impedance-based structural health monitoring**. Tese (Doutorado) — Thesis–Virginia Polytechnic Institute and State University, Virginia, 2006.

PI. **Piezoelectric Plates and Block Transducers**. 2023. Disponível em: <https://www.pi-usa.us/en/products/piezo-transducers-sensing-ultrasound/piezoelectric-plates-shear-plates-blocks>.

QING, X. P.; CHAN, H.-L.; BEARD, S. J.; OOI, T. K.; MAROTTA, S. A. Effect of adhesive on the performance of piezoelectric elements used to monitor structural health. **International Journal of Adhesion and Adhesives**, Elsevier, v. 26, n. 8, p. 622–628, 2006. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2005.10.002>.

RABELO, D. d. S. **Monitoramento de integridade estrutural baseado na técnica da impedância eletromecânica incorporando compensação do efeito da variação da temperatura**. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2014.

RABELO, D. d. S. **Técnicas avançadas de normalização de dados aplicadas ao método de monitoramento de integridade estrutural baseado em impedância eletromecânica**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2017.

RABELO, D. S.; STEFFEN JR., 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**, Sage Publications, v. 16, n. 4, p. 365–381, 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1475921716671038>.

RADHIKA, M.; ANNAMDAS, V.; YANG, Y. Application of piezoceramic transducers for 3d impedance modelling in damage assessment of plate. **Scientific Journal of Pure and Applied Sciences**, Sjournals, v. 1, n. 3, p. 144–161, 2012.

RAJU, J.; BHALLA, S.; VISALAKSHI, T. Pipeline corrosion assessment using piezo-sensors in reusable non-bonded configuration. **NDT & E International**, Elsevier, v. 111, p. 102220, 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2020.102220>.

RAJU, V. **Implementing impedance-based health monitoring**. Tese (Doutorado) — Virginia Tech, 1997.

REDDYPOGU, S. S.; ALAPATI, M. Numerical investigation on emi signatures in pipes with varied damage levels. **Materials Today: Proceedings**, v. 45, p. 3452–3457, 2021. ISSN 2214-7853. International Conference on Advances in Materials Research - 2019. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214785320406546>.

RIBOLLA, E. L. M.; RIZZO, P. Modelling the electromechanical impedance method for the prediction of the biomechanical behavior of dental implant stability. **Procedia Engineering**, v. 109, p. 128–134, 2015. ISSN 1877-7058. XXIII Italian Group of Fracture Meeting, IGFXXIII. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705815011819>.

ROCHA, L. A. d. A. **Identificação de dano em estruturas utilizando uma metodologia que integra a técnica da impedância eletromecânica e ondas de Lamb**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2017.

RODRÍGUEZ-CALDERÓN, W.; PALLARES-MUÑOZ, M.-R.; JURADO-CABAÑES, C. Advancing probabilistic frame analysis: A comprehensive approach using monte carlo simulation and response surfaces. **Revista Facultad de Ingeniería**, v. 33, n. 69, p. e17855–e17855, 2024. Disponível em: <10.19053/01211129.v33.n69.2024.17855>.

ROGERS, C. A.; LALANDE, F. Solid-state active sensing for in-situ health monitoring. In: PROCEEDINGS OF A JOINT CONFERENCE. **Technology Showcase: Integrated Monitoring, Diagnostics and Failure Prevention**. Mobile, Alabama: Defense Technical Information Center Compilation Part Notice, 1996. p. 1–7.

SAFAEI, M.; NOLAN, E. C.; ANTON, S. R. Finite element evaluation of emi-based structural health monitoring in high frequencies. In: SPIE. **Health Monitoring of Structural and Biological Systems XIII**. 2019. v. 10972, p. 53–64. Disponível em: <https://doi.org/10.1117/12.2514336>.

SALTELLI, A.; ANNONI, P.; AZZINI, I.; CAMPOLONGO, F.; RATTO, M.; TARANTOLA, S. Variance based sensitivity analysis of model output. design and estimator for the total sensitivity index. **Computer physics communications**, Elsevier, v. 181, n. 2, p. 259–270, 2010.

SELVA, P.; CHERRIER, O.; BUDINGER, V.; LACHAUD, F.; MORLIER, J. Smart monitoring of aeronautical composites plates based on electromechanical impedance measurements and artificial neural networks. **Engineering Structures**, v. 56, p. 794–804, 2013. ISSN 0141-0296. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0141029613002484>.

SEPEHRY, N.; BAKHTIARI-NEJAD, F.; SHAMSHIRSAZ, M. Discrete singular convolution and spectral finite element method for predicting electromechanical impedance applied on rectangular plates. **Journal of Intelligent Material Systems and Structure**, v. 28, n. 18, p. 2473–2488, 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1045389X17689931>.

SEPEHRY, N.; SHAMSHIRSAZ, M.; BASTANI, A. Experimental and theoretical analysis in impedance-based structural health monitoring with varying temperature. **Structural Health Monitoring**, Sage Publications Sage UK: London, England, v. 10, n. 6, p. 573–585, 2010. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1475921710388338>.

SILVA, R. N. F. **Monitoramento de integridade estrutural utilizando a técnica da impedância eletromecânica aplicada em estruturas de concreto.** Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2017.

STORN, R. M.; PRICE, K. Differential evolution: A simple and efficient adaptive scheme for global optimization over continuous spaces. **International computer science institute**, p. 15, 1995.

TANG, Z. S.; LIM, Y. Y.; SMITH, S. T.; PADILLA, R. V. Modelling of the electromechanical impedance technique for prediction of elastic modulus of structural adhesives. **Structural Health Monitoring**, v. 20, n. 5, p. 1–16, 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/1475921720916924>.

TSURUTA, K.; RABELO, D.; GUIMARÃES, C.; CAVALINI JR, A.; FINZI NETO, R.; STEFFEN JR, V. Electromechanical impedance-based fault detection in a rotating machine by using an operating condition compensation approach. In: SMART STRUCTURES AND MATERIALS + NONDESTRUCTIVE EVALUATION AND HEALTH MONITORING. **A Tribute Conference Honoring Daniel Inman**. Portland, Oregon, United States, 2017. v. 10172, p. 1–17. Disponível em: <https://doi.org/10.1117/12.2258227>.

TSURUTA, K. M. **Monitoramento de integridade estrutural de materiais compostos sujeitos a impactos empregando a técnica da impedância eletromecânica**. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2008.

VENANZI, I. Robust optimal design of tuned mass dampers for tall buildings with uncertain parameters. **Structural and Multidisciplinary Optimization**, Springer, v. 51, p. 239–250, 2015. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s00158-014-1129-4>.

VENSON, G. G. **Aplicação do coeficiente de Hurst na técnica de monitoramento da integridade estrutural baseada na impedância eletromecânica**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2020.

VENSON, G. G.; TSURUTA, K. M.; FINZI, R. M.; JR, A. A. C.; JR, V. S. The use of hurst exponent in impedance-based structural health monitoring. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, Springer, v. 44, n. 11, p. 1–15, 2022.

WANG, D.; SONG, H.; ZHU, H. et al. Electromechanical impedance analysis on piezoelectric smart beam with a crack based on spectral element method. **Mathematical Problems in Engineering**, Hindawi, v. 2015, 2015. Disponível em: <https://doi.org/10.1155/2015/713501>.

WANG, F.; HO, S. C. M.; HUO, L.; SONG, G. A novel fractal contact-electromechanical impedance model for quantitative monitoring of bolted joint looseness. **IEEE Access**, IEEE, v. 6, p. 40212–40220, 2018. Disponível em: <10.1109/ACCESS.2018.2855693>.

WU, C.; XIAO, Q.; ZHU, D. Piezoelectric ceramic sensor-based structural health monitoring of diagonally braced h-shaped steel structures. **Scientific Reports**, Nature Publishing Group UK London, v. 13, n. 1, p. 1–12, 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.1038/s41598-023-40758-6>.

XU, Y.; LIU, G. A modified electro-mechanical impedance model of piezoelectric actuator-sensors for debonding detection of composite patches. **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, Sage Publications Sage CA: Thousand Oaks, CA, v. 13, n. 6, p. 389–396, 2002. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/104538902761696733>.

YANG, Y.; LIM, Y. Y.; SOH, C. K. Practical issues related to the application of the electromechanical impedance technique in the structural health monitoring of civil structures: I. experiment. **Smart Materials and Structures**, IOP Publishing, v. 17, n. 3, p. 1–43, 2008. Disponível em: <10.1088/0964-1726/17/3/035008>.

ZHANG, C.; YAN, Q.; XIONG, Z.; REN, J.; Prasad Panda, G.; WANG, P. Diagnosis and assessment of cyclic freeze–thaw damage in tunnel lining concrete using piezoelectric-based electromechanical impedance technique. **Measurement**, v. 238, p. 115370, 2024. ISSN 0263-2241. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2024.115370>.

ZHANG, Y.; XU, F.; CHEN, J.; WU, C.; WEN, D. Electromechanical impedance response of a cracked timoshenko beam. **Sensors**, Molecular Diversity Preservation International (MDPI), v. 11, n. 7, p. 7285–7301, 2011. Disponível em: <doi:10.3390/s110707285>.

ZHOU, S.-W.; LIANG, C.; ROGERS, C. A. An impedance-based system modeling approach for induced strain actuator-driven structures. **Vibration and Acoustics**, v. 118, p. 323–331, 1996. Disponível em: <https://doi.org/10.1115/1.2888185>.

Apêndice A

Incerteza de medição

A incerteza de medição é um parâmetro que caracteriza a dispersão dos valores que podem ser atribuídos a um mensurando com base no resultado de uma medição. Para estimá-la, são utilizados métodos padronizados, como o descrito na Guia para a Expressão da Incerteza de Medição (GUM) de 2008, publicada pelo Inmetro (2012). Este método será detalhado a seguir conforme procedimento descrito em Inmetro (2012) e Arencibia et al. (2019).

No processo de determinação da incerteza de medição primeiramente, é preciso definir corretamente o mensurando que está sendo medido. Em seguida, identificam-se todas as variáveis que podem influenciar o resultado da medição (que podem estar relacionadas às condições ambientais, ao operador, aos equipamentos utilizados, ao método de medição, dentre outros), conhecidas como variáveis de entrada. Essas variáveis são então relacionadas matematicamente ao mensurando, que é a variável de saída, utilizando um modelo matemático apropriado.

O modelo que relaciona todas as variáveis de entrada do processo de medição com o mensurando (variável de saída) é apresentado na Eq. A.1.

$$Y = f(X_1, X_2, ..., X_N) \tag{A.1}$$

onde, Y é a variável de saída e X_i são as variáveis de entrada.

Uma estimativa do mensurando Y, descrito como y, pode ser obtida pela Eq. A.2, usando estimativas de entrada $(x_1, x_2, ..., x_N)$ para os valores das N grandezas $(X_1, X_2, ..., X_N)$.

$$y = f(x_1, x_2, ..., x_N) \tag{A.2}$$

Após essa etapa inicial, procede-se à avaliação da incerteza-padrão associada a cada uma

das variáveis de entrada. De acordo com a quantidade de informações disponíveis sobre as grandezas e da forma como ela é apresentada, os componentes das incertezas são classificadas como Tipo A ou Tipo B.

A avaliação do Tipo A consiste no método de avaliação de incerteza pela análise estatística de séries de observações. Neste método, calcula-se a média e o desvio padrão de uma amostra obtida por observações repetidas do mesmo mensurando. O desvio padrão é então utilizado na equação para obter a incerteza padrão. Assim, o desvio padrão experimental da média se torna uma medida da incerteza associada ao valor da média. Em medições realizadas em condições de repetibilidade, o desvio padrão experimental indica a repetibilidade da medição e pode ser calculado utilizando a Eq. A.3.

$$u(x) = \sqrt{\frac{s^2}{n}} \tag{A.3}$$

onde, $u(x)$ é a incerteza-padrão da variável x, s é o desvio padrão das leituras e n é o número de leituras efetuadas no experimento.

As variáveis avaliadas dessa maneira geralmente seguem uma distribuição de probabilidade normal ($n > 30$) ou T de *Student* ($n < 30$). Recomenda-se realizar pelo menos cinco leituras para determinar o valor indicado por um sistema ou instrumento de medição, garantindo dados suficientes para a análise estatística necessária.

A avaliação do Tipo B consiste em um método para determinar a incerteza que não envolve a análise estatística de séries de observações repetidas, utilizando considerações de manuais, especificações do fabricante, certificados de calibração ou experiências anteriores.

Quando a incerteza de uma fonte de entrada (x_i) é obtida através de um certificado de calibração, a incerteza-padrão é encontrada pela Eq. A.4

$$u(x_i) = \frac{U(x_i)}{k} \tag{A.4}$$

onde, $U(x_i)$ é a incerteza expandida associada à da variável x_i e declarada no certificado de calibração; k é o fator de abrangência, também declaro no certificado de calibração.

Além dos dois parâmetros mencionados, o certificado de calibração também pode incluir informações sobre a distribuição de probabilidade (Normal ou T-*Student*) e o número de graus de liberdade efetivos.

Quando apenas os limites superior e inferior para X_i podem ser estimados, e é estabelecido

que a probabilidade de X_i pertencer ao intervalo $[-a, +a]$ é 1, e a probabilidade de X_i estar fora desse intervalo é 0, utiliza-se a distribuição retangular ou uniforme.

Se não há conhecimento específico sobre os possíveis valores de X_i dentro do intervalo, pode-se assumir que X_i é igualmente provável em qualquer ponto do intervalo. Nesse caso, o grau de liberdade é infinito devido à possibilidade de infinitos valores para X_i. Para transformar essa incerteza ($\pm a$) em uma incerteza-padrão correspondente a 68,27 % de probabilidade, utiliza-se a Eq. A.5 para uma distribuição retangular.

$$u(x_i) = \frac{a}{\sqrt{3}} \tag{A.5}$$

É importante destacar que há uma diferença entre instrumentos digitais e analógicos. Para instrumentos analógicos, os limites em torno da indicação são dados por [−resolução, resolução], enquanto para instrumentos digitais, o intervalo em torno da indicação é [−resolução/2, resolução/2]. Portanto, a Eq. A.5 é modificada conforme mostrado na Eq. A.6.

$$u(x_i) = \frac{a}{2 \cdot \sqrt{3}} \tag{A.6}$$

Quando se dispõe de maior quantidade de informações sobre a distribuição dos valores possíveis das grandezas, utiliza-se a distribuição triangular simétrica com infinitos graus de liberdade. Para calcular a incerteza-padrão associada e transformar essa componente de incerteza ($\pm a$) em uma incerteza-padrão com abrangência de 68,27 %, aplica-se a Eq. A.7 .

$$u(x_i) = \frac{a}{\sqrt{6}} \tag{A.7}$$

Após o cálculo das incertezas-padrão relativas a todas as variáveis de influência, estas devem ser combinadas para determinar o valor que representa a incerteza do processo de medição avaliado. Dessa forma, obtém-se a incerteza-padrão combinada associada à variável de saída $u_c(y)$ utilizando a "lei de propagação de incertezas", conforme apresentado na Eq. A.8.

$$u_c^2(y) = \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 \cdot u^2(x_i) \tag{A.8}$$

onde f é a relação funcional que modela a medição do mensurando e $u(x_i)$ é a incerteza padrão de cada componente de incerteza que pode ser do tipo A ou B.

Embora $u_c(y)$ seja amplamente utilizada para expressar a incerteza de um resultado de

medição, sua probabilidade de abrangência é de 68,27 %. Em certas aplicações comerciais, industriais e regulatórias, especialmente quando se trata de questões de saúde e segurança, é necessário aumentar essa probabilidade de abrangência para englobar uma faixa maior de valores. Para isso, é necessário multiplicar a incerteza padrão combinada pelo fator de abrangência (k), conforme demonstrado na Eq. A.9.

$$U(y) = k \cdot u_c(y) \tag{A.9}$$

Para determinar o fator de abrangência (k), é inicialmente estabelecido o nível de confiabilidade (por exemplo, 95 %) e calculados os graus de liberdade efetivos da medição usando a equação de *Welch-Satterthwaite*, conforme apresentado na Eq. A.10. Com essas informações, pode-se consultar a tabela T-*Student* para determinar o fator de abrangência (k) que será utilizado para multiplicar a incerteza-padrão combinada.

$$v_{ef} = \frac{u_c^4(y)}{\sum_{i=1}^{N} \frac{u_i^4(y)}{v_i}} = \frac{u_c^4(y)}{\sum_{i=1}^{N} \frac{[u(x_i) \cdot c_i(x_i)]^4}{v_i}} \tag{A.10}$$

onde $u_c(y)$ é a incerteza-padrão combinada da variável de saída, $u_i(y)$ é a incerteza-padrão de cada variável de entrada na unidade do mensurando ou variável de saída, v_i é o número de graus de liberdade de cada variável de entrada, N é o número de variáveis de entrada, $u(x_i)$ é a incerteza-padrão de cada variável de entrada, $c_i(x_i)$ é o coeficiente de sensibilidade do mensurando em relação a cada variável de entrada (x_i).

Por fim, o resultado da medição deve ser expresso como $Y = \bar{y} \pm U(y)$ utilizando a incerteza expandida, e como $Y = \bar{y} \pm u_c(y)$ utilizando a incerteza-padrão combinada, onde $\bar{y}$ representa a média aritmética das leituras realizadas com o instrumento ou sistema de medição. O valor da probabilidade de abrangência considerado para o cálculo da incerteza expandida também deve ser apresentado.

Além disso, com os valores de incerteza de cada variável de entrada, é possível avaliar sua contribuição na incerteza-padrão combinada associada ao mensurando. Para isso, utiliza-se a Eq. A.11. Essa análise permite identificar as variáveis que mais influenciam na incerteza final e buscar estratégias para reduzir seus efeitos.

$$Cont(x_i) = \frac{c_i^2(x_i) \cdot u^2(x_i) \cdot 100\%}{u_c^2(y)} \tag{A.11}$$

onde $Cont(x_i)$ é a contribuição da variável de entrada x_i na incerteza-padrão, $u(x_i$ é o componente

de incerteza referente a cada fonte (x_i), $c_i(x_i)$ é o coeficiente de sensibilidade referente a cada fonte (x_i), $u_c(y)$ é a incerteza-padrão combinada associada à variável de saída (y).

A.1 Avaliação da incerteza associada à medição de espessura em uma máquina de medir por coordenadas

A máquina de medir por coordenadas (MMC), mostrada na Fig. A.1, utilizada para medições das espessuras analisadas, é fabricada pela Mitutoyo. Essa máquina possui resolução de 0,001 mm e volume de trabalho de 400 mm nos eixos X e Y, e 300 mm no eixo Z. O certificado de calibração correspondente encontra-se no Anexo II.



Figura A.1: Máquina de medir por coordenadas.

Durante a medição, é necessário utilizar um apalpador. Para esta finalidade, foi escolhido o apalpador que possui uma ponta única com esfera de rubi de 2 mm de diâmetro e haste com 20 mm de comprimento, como mostrado na Fig. A.2.



Figura A.2: Apalpador utilizado na MMC.

O processo de medição foi conduzido a uma temperatura ambiente controlada de $20,0 \pm 1,0\,^{\circ}C$. Para atingir o equilíbrio térmico da máquina, do corpo de prova e dos dispositivos de medição, eles foram mantidos a essa temperatura de referência por 12 horas.

Posteriormente, foram realizadas medições em cinco vigas distintas para determinar a espessura da camada de cola em cada uma. Para isso, foram medidas inicialmente as espessuras da pastilha PZT antes da colagem na viga, da própria viga e, por último, do conjunto completo (viga, pastilha PZT e camada de cola). A espessura da camada de cola foi então calculada subtraindo-se as espessuras da pastilha PZT e da viga da espessura total medida.

Os corpos de prova foram posicionados e fixados na mesa de medição utilizando dispositivos de fixação apropriados. Em seguida, a origem do sistema de coordenadas da máquina foi ajustada para cada corpo de prova, e foram realizados cinco ciclos de medições para cada peça avaliada. Os valores das coordenadas Z desses pontos foram registrados e armazenados pelo programa computacional dedicado, para posterior cálculo da incerteza associada a essas medições.

Para calcular a incerteza de medição, utilizou-se o método GUM conforme descrito neste Apêndice A. Para todas as medidas realizadas tem-se o mesmo procedimento, mas aqui será detalhado apenas a medição da espessura da pastilha PZT (Fig. A.3).

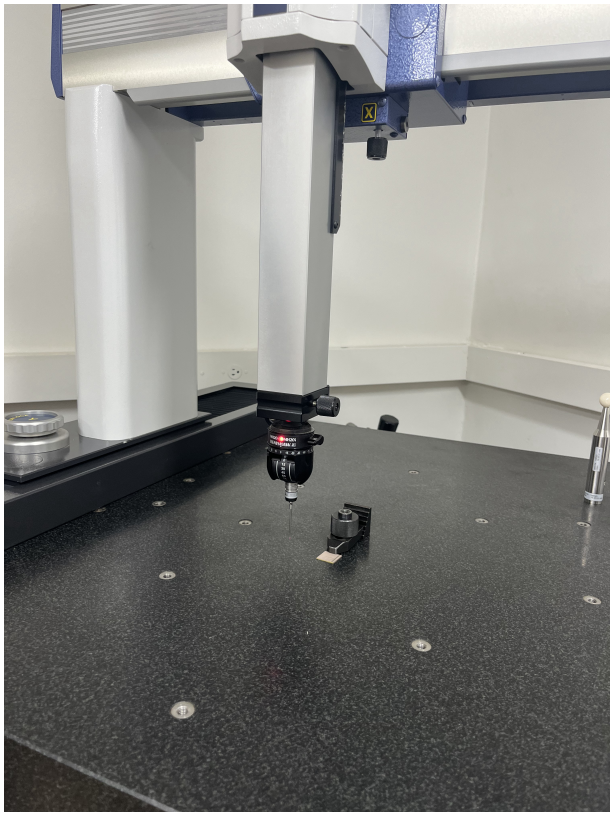


Figura A.3: Transdutor piezelétrico posicionado para medição com a máquina de medir por coordenadas.

O cálculo da incerteza de medição da espessura da pastilha PZT com a MMC foi dividido em dez etapas, que serão detalhadas a seguir.

1. Identificação do mensurando e dos fatores de influência

O mensurando foi definido como sendo a espessura da pastilha PZT. Os fatores de influência sobre o resultado das medições realizadas pela MMC incluem:

- Variabilidade das leituras obtidas durante as medições.
- Resolução finita da MMC.
- Incerteza padrão associada à calibração da MMC, especificamente na direção Z utilizada durante as medições.
- Incerteza associada ao erro de apalpação da MMC.

2. Definição do modelo matemático

O modelo que relaciona todas as variáveis de entrada do processo de medição com o mensurando (variável de saída) é apresentado nas Eqs. A.12 e A.13.

$$E_{PZT} = f(\bar{x}, R, C, E) \tag{A.12}$$

$$E_{PZT} = \bar{x} + \Delta R + \Delta C + \Delta E \tag{A.13}$$

onde:

- E_{PZT} é a variável de saída (espessura da pastilha PZT).
- $\bar{x}$ é a média aritmética dos valores indicados pela MMC.
- ΔR é a correção devido a resolução da MMC.
- ΔC é a correção associada à incerteza da calibração da MMC na direção z.
- ΔE é a correção associada ao erro de apalpação da MMC.

3. Aplicação da lei de propagação de incertezas no modelo matemático

A lei de propagação de incertezas no modelo matemático da medição com a MMC, para estimar a incerteza-padrão combinada $u_c(E_{PZT})$ associada à espessura medida, é apresentada na Eq. A.14.

$$u_c^2(E_{PZT}) = \left(\frac{\partial E_{PZT}}{\partial \bar{x}}\right)^2 \cdot u^2(\bar{x}) + \left(\frac{\partial E_{PZT}}{\partial \Delta R}\right)^2 \cdot u^2(\Delta R) + \left(\frac{\partial E_{PZT}}{\partial \Delta C}\right)^2 \cdot u^2(\Delta C) + \left(\frac{\partial E_{PZT}}{\partial \Delta E}\right)^2 \cdot u^2(\Delta E) \tag{A.14}$$

Em seguida, foram calculadas as derivadas parciais (coeficientes de sensibilidade) presentes na Eq. A.14, que possuem valor unitário em todos os casos, como apresentado na Eq. A.15.

$$\frac{\partial E_{PZT}}{\partial \bar{x}} = \frac{\partial E_{PZT}}{\partial \Delta R} = \frac{\partial E_{PZT}}{\partial \Delta C} = \frac{\partial E_{PZT}}{\partial \Delta E} = 1 \tag{A.15}$$

Assim, a Eq. A.14 pode ser reescrita como na Eq. A.16.

$$u_c^2(E_{PZT}) = u^2(\bar{x}) + u^2(\Delta R) + u^2(\Delta C) + u^2(\Delta E) \tag{A.16}$$

4. Determinação da incerteza-padrão associada às variáveis de entrada

A incerteza-padrão associada a cada uma das variáveis de entrada é determinada conforme o procedimento a seguir:

- **Incerteza-padrão devido à variabilidade das leituras**

As leituras indicadas pela MMC seguem uma distribuição t-*Student*, adequada para amostras com menos de 30 leituras, com $n - 1$ graus de liberdade, onde n é o número de leituras. Para o conjunto de 5 medidas realizadas, tem-se 4 graus de liberdade.

Além disso, a incerteza padrão decorrente da variabilidade das leituras pode ser estatisticamente estimada a partir de uma série de observações do mensurando, caracterizando-se como uma avaliação do tipo A. Esta incerteza pode ser calculada utilizando a Eq. A.3. No contexto específico analisado, ao substituir os valores correspondentes, obtém-se a Eq. A.17.

$$u(\bar{x}) = \sqrt{\frac{s^2}{n}} = \sqrt{\frac{(0,00055 \text{ mm})^2}{5}} = 0,00024 \text{ mm} \tag{A.17}$$

- **Incerteza-padrão devido à resolução finita da MMC**

A incerteza associada à resolução da MMC pode ser determinada por meio de uma avaliação do Tipo B, pois não pode ser estimada estatisticamente. Neste caso, adota-se uma distribuição retangular ou uniforme com infinitos graus de liberdade. Como a MMC utilizada é um instrumento digital, a incerteza-padrão associada à sua resolução é dada pela Eq. A.6 e pode ser calculada como apresentado na Eq. A.18.

$$u(\Delta R) = \frac{a}{2 \cdot \sqrt{3}} = \frac{0,001 \text{ mm}}{2 \cdot \sqrt{3}} = 0,00029 \text{ mm} \tag{A.18}$$

- **Incerteza-padrão devido à calibração da MMC**

A incerteza-padrão associada à calibração da MMC em todas as direções pode ser determinada por meio de uma avaliação do Tipo B. Neste caso, foi adotada a distribuição t, conforme especificado no certificado de calibração, com graus de liberdade infinitos para coordenada z. $U_{Cal.mmc}$ e $k_{Cal.mmc}$ são dados no certificado de calibração, representando a incerteza expandida associada à calibração da MMC e o fator de abrangência da calibração, respectivamente.

Portanto, a incerteza-padrão associada à calibração da MMC pode ser expressa como a Eq. A.19.

$$u(\Delta C) = \frac{U_{Cal.mmc}}{k_{Cal.mmc}} \tag{A.19}$$

Neste caso, a incerteza de medição expandida no certificado de calibração é dada pela Eq. A.20.

$$U_{Cal.mmc} = 0,7 + \frac{L}{1200} = 0,7 + \frac{1,00660 \text{ mm}}{1200} = 0,70084 \ \mu\text{m} \tag{A.20}$$

onde o resultado é dado em μm e L corresponde à média das leituras em mm.

Substituindo o resultado encontrado na Eq. A.19, tem-se que $u(\Delta C)$ é encontrado como na Eq. A.21.

$$u(\Delta C) = \frac{0,70084 \ \mu\text{m}}{2,00} = 0,00035 \text{ mm} \tag{A.21}$$

- **Incerteza-padrão associada ao erro de apalpação**

A incerteza-padrão associada ao erro de apalpação pode ser determinada por meio de uma avaliação do Tipo B. Neste caso, foi adotada a distribuição triangular, considerando graus de liberdade infinito conforme especificado no certificado de calibração. $U_{Cal.e}$ e $k_{Cal.e}$ são também fornecidos no certificado de calibração, representam a incerteza expandida e o fator de abrangência associados ao erro de apalpação (EA) da MMC, respectivamente. Portanto, a incerteza-padrão associada ao erro de apalpação pode ser expressa como a Eq. A.22.

$$EA = \frac{U_{Cal.e}}{k_{Cal.e}} = \frac{0,00120 \text{ mm}}{2,00} = 0,00060 \text{ mm} \tag{A.22}$$

Assim, a incerteza associada ao erro de apalpação pode ser determinada substituindo o valor do EA na Eq. A.7, como apresentado na Eq. A.23.

$$u(\Delta E) = \frac{EA}{\sqrt{6}} = \frac{0,00060 \text{ mm}}{\sqrt{6}} = 0,00024 \text{ mm} \tag{A.23}$$

Após o cálculo das incertezas-padrão relativas a todas as variáveis de influência, é necessário combiná-las para determinar a incerteza total que representa o processo de medição avaliado. Assim, obtém-se a incerteza-padrão combinada associada à variável de saída.

5. Cálculo da incerteza-padrão combinada associada à variável de saída

A incerteza-padrão combinada associada à variável de saída é obtida por meio da lei de propagação de incertezas, conforme apresentado na Eq. A.16. Substituindo os valores, tem-se a Eq. A.24.

$$u_c^2(E_{PZT}) = u^2(\bar{x}) + u^2(\Delta R) + u^2(\Delta C) + u^2(\Delta E)$$

$$u_c^2(E_{PZT}) = (0,00024\text{ mm})^2 + (0,00029\text{ mm})^2 + (0,00035\text{ mm})^2 + (0,00024\text{ mm})^2 \quad \text{(A.24)}$$

$$u_c(E_{PZT}) = 0,00057\text{ mm}$$

6. Determinação do fator de abrangência

Para determinar o fator de abrangência da medição, inicialmente calcula-se os graus de liberdade efetivos da medição com a MMC utilizando a equação de *Welch-Satterthwaite* (Eq. A.10). Substituindo os valores específicos do caso estudado, obtém-se a Eq. A.25. Nesta equação, o coeficiente de correlação é igual a 1, indicando uma correlação perfeitamente positiva.

$$v_{ef} = \frac{u_c^4(E_{PZT})}{\frac{[u(\bar{x})\cdot c_{\bar{x}}]^4}{v_{\bar{x}}} + \frac{[u(\Delta R)\cdot c_{\Delta R}]^4}{v_{\Delta R}} + \frac{[u(\Delta C)\cdot c_{\Delta C}]^4}{v_{\Delta C}} + \frac{[u(\Delta E)\cdot c_{\Delta E}]^4}{v_{\Delta E}}}$$

$$v_{ef} = \frac{(0,00057\text{ mm})^4}{\frac{[(0,00024\text{ mm})\cdot 1]^4}{4} + \frac{[(0,00029\text{ mm})\cdot 1]^4}{\infty} + \frac{[(0,00035\text{ mm})\cdot 1]^4}{\infty} + \frac{[(0,00024\text{ mm})\cdot 1]^4}{\infty}} \quad \text{(A.25)}$$

$$v_{ef} = 118,17654 \approx 118$$

Com o valor de v_{ef}, é possível determinar o k_{med} utilizando a tabela fornecida no GUM. Na qual, para uma probabilidade de abrangência de 95 % e v_{ef} de 118 seu valor é de 1,98.

7. Cálculo da incerteza-expandida associada à variável de saída

A incerteza expandida associada à variável de saída é calculada utilizando a Eq. A.9. Substituindo os valores encontrados tem-se a Eq. A.26.

$$U(E_{PZT}) = k_{med} \cdot u_c(E_{PZT}) = 1,98 \cdot (0,00057\text{ mm}) = 0,00113\text{ mm} \quad \text{(A.26)}$$

8. Cálculo da contribuição de cada variável de entrada na incerteza final

Com os valores de incerteza de cada variável de entrada, é possível avaliar sua contribuição na incerteza-padrão combinada associada ao mensurando. Para isso, utiliza-se a Eq. A.11. Essa análise permite identificar as variáveis que mais influenciam na incerteza final e buscar estratégias para reduzir seus efeitos quando necessário.

Substituindo os valores obtidos nesta equação é possível obter a contribuição da:

- Incerteza-padrão devido à variabilidade das leituras (Eq. A.27).
- Incerteza-padrão devido à resolução finita da MMC (Eq. A.28)
- Incerteza-padrão devido à calibração da MMC (Eq. A.29)
- Incerteza-padrão associada ao erro de apalpação (Eq. A.30)

$$Cont(\bar{x}) = \frac{c_i^2(\bar{x}) \cdot u^2(\bar{x}) \cdot 100\%}{u_c^2(E_{PZT})} = \frac{1^2 \cdot (0,00024\ \text{mm})^2 \cdot 100\%}{(0,00057\ \text{mm})^2} = 18,40\% \tag{A.27}$$

$$Cont(\Delta R) = \frac{c_i^2(\Delta R) \cdot u^2(\Delta R) \cdot 100\%}{u_c^2(E_{PZT})} = \frac{1^2 \cdot (0,00029\ \text{mm})^2 \cdot 100\%}{(0,00057\ \text{mm})^2} = 25,55\% \tag{A.28}$$

$$Cont(\Delta C) = \frac{c_i^2(\Delta C) \cdot u^2(\Delta C) \cdot 100\%}{u_c^2(E_{PZT})} = \frac{1^2 \cdot (0,00035\ \text{mm})^2 \cdot 100\%}{(0,00057\ \text{mm})^2} = 37,65\% \tag{A.29}$$

$$Cont(\Delta E) = \frac{c_i^2(\Delta E) \cdot u^2(\Delta E) \cdot 100\%}{u_c^2(E_{PZT})} = \frac{1^2 \cdot (0,00024\ \text{mm})^2 \cdot 100\%}{(0,00057\ \text{mm})^2} = 18,40\% \tag{A.30}$$

A soma das contribuições de todas as variáveis de entrada devem resultar em um valor igual ou muito próximo de 100 %, como o apresentado acima. Portanto, na medição da espessura da pastilha PZT com a MMC, a incerteza-padrão devido à calibração da MMC é a variável que mais contribuiu para a incerteza final, com uma contribuição de aproximadamente 37,65 %.

9. Elaboração da tabela com os dados da avaliação da incerteza de medição

Todas as componentes de incerteza associadas à medição da espessura da pastilha PZT com a MMC são apresentadas na Tab. A.1. Nesta tabela, DP corresponde à distribuição de probabilidade adotada (t para t-*Student*, N para normal e R para retangular), TA representa o tipo de avaliação, GL o número de graus de liberdade e CS o coeficiente de sensibilidade.

Tabela A.1: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da pastilha PZT.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	1,00660 mm	t	A	4	1	0,00024 mm	18,40 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	25,55 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	37,65 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	18,40 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(E_{PZT})$) em mm						0,00057	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						118	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						1,98	-
Incerteza expandida ($U(E_{PZT})$) em mm						0,00113	-

10. Apresentação do resultado da medição

O resultado da medição que deve ser expresso como a média aritmética dos valores indicados pela MMC, acompanhado da incerteza da medição. Assim, o valor com a incerteza expandida associada à medição é $(1,00660 \pm 0,00113)$ mm, com fator de abrangência (k_{med}) de 1,98 e probabilidade de abrangência de 95 %.

A.2 Resultados da avaliação da incerteza associada à medição de espessura em uma MMC

O procedimento descrito para avaliação da incerteza associada à medição de espessura da pastilha PZT em uma MMC foi repetido para as cinco vigas analisadas. Em cada uma delas, foram medidas duas espessuras: a espessura total (viga, pastilha PZT e camada de cola) e apenas a espessura da viga. Posteriormente, a espessura da pastilha PZT e da viga foi subtraída da espessura total para obter a espessura da camada de cola. Os resultados encontrados estão apresentados nas Tabs. A.2 a A.11.

Tabela A.2: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura total da viga sem controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	4,14580 mm	t	A	4	1	0,00220 mm	94,77 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	1,63 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	2,42 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	1,17 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(ET_{sc})$) em mm						0,00226	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(ET_{sc})$) em mm						0,00627	-

Tabela A.3: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da viga sem controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	3,10960 mm	t	A	4	1	0,00653 mm	99,38 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	0,19 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	0,29 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	0,14 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(EV_{sc})$) em mm						0,00655	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(EV_{sc})$) em mm						0,01819	-

Tabela A.4: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura total da viga 1 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	4,60340 mm	t	A	4	1	0,00409 mm	98,43 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	0,49 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	0,73 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	0,35 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(ET_{c_1})$) em mm						0,00413	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(ET_{c_1})$) em mm						0,01146	-

Tabela A.5: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da viga 1 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	3,10620 mm	t	A	4	1	0,00481 mm	98,86 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	0,36 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	0,53 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	0,26 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(EV_{c_1})$) em mm						0,00484	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(EV_{c_1})$) em mm						0,01343	-

Tabela A.6: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura total da viga 2 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	4,39780 mm	t	A	4	1	0,00756 mm	99,53 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	0,15 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	0,22 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	0,10 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(ET_{c_2})$) em mm						0,00758	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(ET_{c_2})$) em mm						0,02104	-

Tabela A.7: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da viga 2 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	3,13900 mm	t	A	4	1	0,01703 mm	99,91 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	0,03 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	0,04 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	0,02 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(EV_{c_2})$) em mm						0,01703	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(EV_{c_2})$) em mm						0,04729	-

Tabela A.8: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura total da viga 3 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	4,29040 mm	t	A	4	1	0,00699 mm	99,46 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	0,17 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	0,25 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	0,12 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(ET_{c_3})$) em mm						0,00701	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(ET_{c_3})$) em mm						0,01946	-

Tabela A.9: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da viga 3 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	3,10660 mm	t	A	4	1	0,00845 mm	99,63 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	0,12 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	0,17 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	0,08 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(EV_{c_3})$) em mm						0,00847	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(EV_{c_3})$) em mm						0,02351	-

Tabela A.10: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura total da viga 4 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	4,18160 mm	t	A	4	1	0,00279 mm	96,67 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	1,04 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	1,54 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	0,75 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(ET_{c_4})$) em mm						0,00283	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(ET_{c_4})$) em mm						0,00787	-

Tabela A.11: Dados do cálculo de incerteza de medição da espessura da viga 4 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	3,12000 mm	t	A	4	1	0,00311 mm	97,32 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	0,84 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	1,24 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	0,60 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(EV_{c_4})$) em mm						0,00316	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(EV_{c_4})$) em mm						0,00877	-

A.3 Avaliação da incerteza associada à medição da espessura da camada de cola

Após obtenção de todas as incertezas foi calculada a incerteza padrão associada a camada de cola para todas as vigas. A seguir será apresentado o procedimento usado na viga em que a pastilha PZT foi colada sem controle da espessura da camada de cola.

Para isto, inicialmente foi aplicado a lei de propagação de incertezas no modelo matemático para os valores da incerteza padrão combinada das três espessuras analisadas, dessa forma

obtem-se a Eq. A.31.

$$u_c^2(E_{CC}) = \left(\frac{\partial E_{CC}}{\partial ET_{sc}}\right)^2 \cdot u_c^2(ET_{sc}) + \left(\frac{\partial E_{CC}}{\partial EV_{sc}}\right)^2 \cdot u_c^2(EV_{sc}) + \left(\frac{\partial E_{CC}}{\partial E_{PZT}}\right)^2 \cdot u_c^2(E_{PZT}) \quad \text{(A.31)}$$

Em seguida, foram calculadas as derivadas parciais (coeficientes de sensibilidade) presentes na Eq. A.31, que possuem valor unitário em todos os casos, como apresentado na Eq. A.32.

$$\frac{\partial E_{CC}}{\partial ET_{sc}} = \frac{\partial E_{CC}}{\partial EV_{sc}} = \frac{\partial E_{CC}}{\partial E_{PZT}} = 1 \quad \text{(A.32)}$$

Assim, a Eq. A.31 pode ser reescrita como na Eq. A.33.

$$u_c^2(E_{CC}) = u_c^2(ET_{sc}) + u_c^2(EV_{sc}) + u_c^2(E_{PZT}) \quad \text{(A.33)}$$

Substituindo os valores encontrados tem-se a Eq. A.34.

$$\begin{gathered} u_c^2(E_{CC}) = u_c^2(ET_{sc}) + u_c^2(EV_{sc}) + u_c^2(E_{PZT}) \\ u_c^2(E_{CC}) = (0,00226\ \text{mm})^2 + (0,00655\ \text{mm})^2 + (0,00057\ \text{mm})^2 \\ u_c(E_{CC}) = 0,00695\ \text{mm} \end{gathered} \quad \text{(A.34)}$$

Em seguida, calcula-se s graus de liberdade efetivos da medição com a MMC utilizando a equação de *Welch-Satterthwaite* (Eq. A.10). Substituindo os valores específicos do caso estudado, obtém-se a Eq. A.35. Nesta equação, o coeficiente de correlação é igual a 1, indicando uma correlação perfeitamente positiva.

$$\begin{gathered} v_{efCC} = \frac{u_c^4(E_{CC})}{\frac{[u_c(ET_{sc})\cdot c_{ETsc}]^4}{v_{ETsc}} + \frac{[u_c(EV_{sc})\cdot c_{EVsc}]^4}{v_{EVsc}} + \frac{[u_c(E_{PZT})\cdot c_{EPZT}]^4}{v_{EPZT}}} \\ v_{efCC} = \frac{(0,00695\ \text{mm})^4}{\frac{[(0,00226\ \text{mm})\cdot 1]^4}{4} + \frac{[(0,00655\ \text{mm})\cdot 1]^4}{4} + \frac{[(0,00057\ \text{mm})\cdot 1]^4}{118}} \\ v_{efCC} = 5,07497 \approx 5 \end{gathered} \quad \text{(A.35)}$$

Com o valor de v_{ef}, é possível determinar o k_{medCC} utilizando a tabela fornecida no GUM. Na qual, para uma probabilidade de abrangência de 95 % e v_{efCC} de 5 seu valor é de 2,57.

A incerteza expandida associada à variável de saída é calculada na Eq. A.36.

$$U(E_{CC}) = k_{med_{CC}} \cdot u_c(E_{PZT}) = 2,57 \cdot (0,00695 \text{ mm}) = 0,01788 \text{ mm} \tag{A.36}$$

Dessa forma, o resultado da medição da camada de cola é dada pelo seu valor médio, que é encontrado subtraindo a média da espessura da viga e da pastilha PZT, da espessura total. Assim, tem-se que:

$$\begin{gathered} \bar{x}_{E_{CC}} = \bar{x}_{ET_{sc}} - \bar{x}_{EV_{sc}} - \bar{x}_{E_{PZT}} \\ \bar{x}_{E_{CC}} = 4,14580 \text{ mm} - 3,10960 \text{ mm} - 1,00660 \text{ mm} \\ \bar{x}_{E_{CC}} = 0,02960 \text{ mm} \end{gathered} \tag{A.37}$$

O resultado da medição que deve ser expresso como a média aritmética dos valores, acompanhado da incerteza da medição. Assim, o valor com a incerteza expandida associada à camada de cola é $(0,02960 \pm 0,01788)$ mm, com fator de abrangência (k_{med}) de 2,57 e probabilidade de abrangência de 95 %.

Este procedimento foi repetido para as demais vigas, os valores obtidos estão apresentados na Tab. A.12.

Tabela A.12: Dados do cálculo de incerteza de medição da camada de cola das vigas com espessura controlada.

	Viga 1	**Viga 2**	**Viga 3**	**Viga 4**
$u_c(E_{CC})$	0,00638 mm	0,01865 mm	0,01101 mm	0,00428 mm
$v_{ef_{CC}}$	8	5	7	8
$k_{med_{CC}}$	2,31	2,57	2,36	2,31
$U(E_{CC})$	0,01472 mm	0,04795 mm	0,02603 mm	0,00987 mm
$\bar{x}_{E_{CC}}$	0,49060 mm	0,25220 mm	0,17720 mm	0,05500 mm

A.4 Resultados da avaliação da incerteza associada à medição do desvio de planeza em uma MMC

O desvio de planeza foi calculado na superfície de todos os transdutores acoplados as vigas, de modo a identificar os procedimentos utilizados na colagem garantiram uma camada de cola de espessura uniforme.

Tabela A.13: Dados do cálculo de incerteza de medição do desvio de planeza da viga sem controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	0,00166 mm	t	A	4	1	0,00032 mm	28,43 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	22,44 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	32,98 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	16,15 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(D_{sc})$) em mm						0,00061	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						49	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,00	-
Incerteza expandida ($U(D_{sc})$) em mm						0,00112	-

Tabela A.14: Dados do cálculo de incerteza de medição do desvio de planeza da viga 1 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	0,00286 mm	t	A	4	1	0,00023 mm	16,52 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	26,17 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	38,47 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	18,84 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(D_{c_1})$) em mm						0,00056	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						146	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						1,98	-
Incerteza expandida ($U(D_{c_1})$) em mm						0,00112	-

Tabela A.15: Dados do cálculo de incerteza de medição do desvio de planeza da viga 2 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	0,01262 mm	t	A	4	1	0,00731 mm	99,51 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	0,16 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	0,23 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	0,11 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(D_{c_2})$) em mm						0,00733	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						4	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,78	-
Incerteza expandida ($U(D_{c_2})$) em mm						0,02035	-

Tabela A.16: Dados do cálculo de incerteza de medição do desvio de planeza da viga 3 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	0,00408 mm	t	A	4	1	0,00048 mm	46,43 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	16,79 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	24,69 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	12,09 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(D_{c_3})$) em mm						0,00070	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						18	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,10	-
Incerteza expandida ($U(D_{c_3})$) em mm						0,00148	-

Tabela A.17: Dados do cálculo de incerteza de medição do desvio de planeza da viga 4 com controle da espessura de cola.

Grandeza	**Estimativa**	**DP**	**TA**	**GL**	**CS**	**Incerteza-padrão**	**Cont.**
$\bar{x}$	0,00542 mm	t	A	4	1	0,00088 mm	74,37 %
ΔR	0,001 mm	R	B	∞	1	0,00029 mm	8,03 %
ΔC	0,00035 mm	t	B	∞	1	0,00035 mm	11,81 %
ΔE	0,00060 mm	t	B	∞	1	0,00024 mm	5,78 %
Incerteza-padrão combinada ($u_c(D_{c_4})$) em mm						0,00102	-
Graus de liberdade efetivos da medição (v_{ef})						7	-
Fator de abrangência da medição (k_{med})						2,36	-
Incerteza expandida ($U(D_{c_4})$) em mm						0,00241	-

Apêndice B

Propriedades das vigas de alumínio

Os valores das frequências naturais experimentais e numéricas, após o processo de otimização, para as quatro vigas usadas na colagem dos transdutores piezelétricos com controle de espessura de cola, são apresentados nas Tabs. B.1 a B.4. Observa-se que a diferença entre eles é pequena, com valores inferiores a 1 % em todos os casos, o que indica uma boa correspondência entre elas.

Tabela B.1: Frequências naturais experimentais e numéricas otimizadas da viga 1.

FN	**FN experimental**	**FN numérica**	**Diferença**
1	108,0 Hz	107,8 Hz	0,19 %
2	297,0 Hz	296,9 Hz	0,03 %
3	582,0 Hz	582,8 Hz	0,14 %
4	964,0 Hz	965,6 Hz	0,17 %
5	1446,0 Hz	1445,0 Hz	0,07 %

As FRFs obtidas tanto experimentalmente quanto numericamente após a otimização são mostradas nas Figs. B.1 a B.4, demonstrando a concordância entre elas. A correspondência entre os dados experimentais e numéricos foi obtida devido ao processo de otimização aplicado, o que não apenas melhorou a confiabilidade do modelo numérico desenvolvido, mas também o tornou mais robusto e preciso para futuras aplicações, como na aplicação do modelo da técnica ISHM.

Tabela B.2: Frequências naturais experimentais e numéricas otimizadas da viga 2.

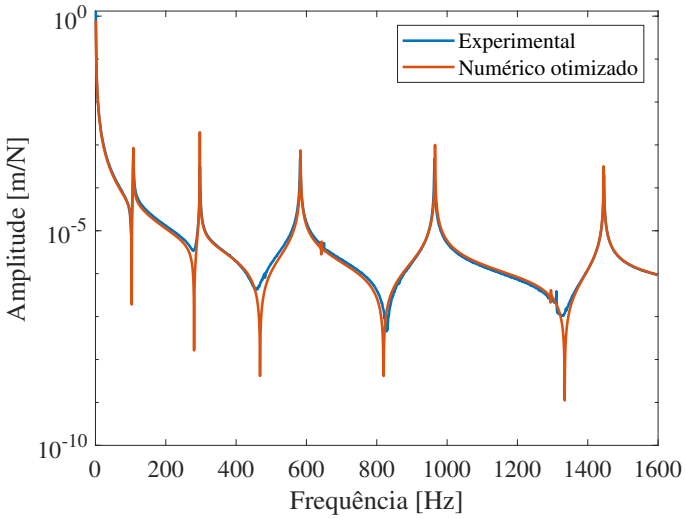
FN	**FN experimental**	**FN numérica**	**Diferença**
1	107,0 Hz	107,8 Hz	0,75 %
2	297,0 Hz	296,9 Hz	0,03 %
3	581,0 Hz	582,0 Hz	0,17 %
4	962,0 Hz	964,1 Hz	0,22 %
5	1444,0 Hz	1444,0 Hz	0,00 %

Tabela B.3: Frequências naturais experimentais e numéricas otimizadas da viga 3.

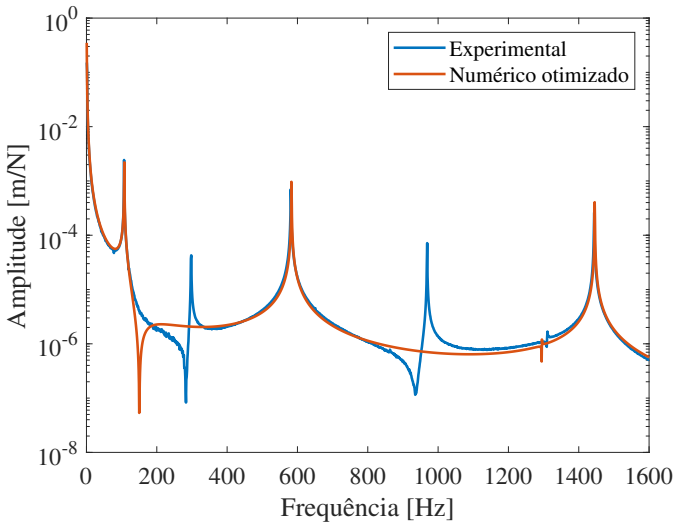
FN	**FN experimental**	**FN numérica**	**Diferença**
1	108,0 Hz	107,8 Hz	0,19 %
2	298,0 Hz	297,7 Hz	0,10 %
3	584,0 Hz	585,2 Hz	0,21 %
4	967,0 Hz	968,8 Hz	0,19 %
5	1450,0 Hz	1450,0 Hz	0,00 %

Tabela B.4: Frequências naturais experimentais e numéricas otimizadas da viga 4.

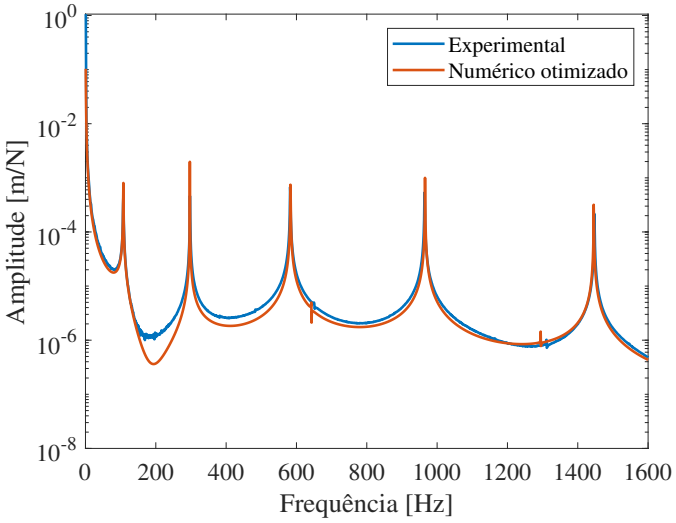
FN	**FN experimental**	**FN numérica**	**Diferença**
1	108,0 Hz	107,0 Hz	0,93 %
2	296,0 Hz	296,1 Hz	0,03 %
3	581,0 Hz	581,3 Hz	0,05 %
4	962,0 Hz	963,3 Hz	0,14 %
5	1442,0 Hz	1441,0 Hz	0,07 %



(a) Acelerômetro em 65 mm.

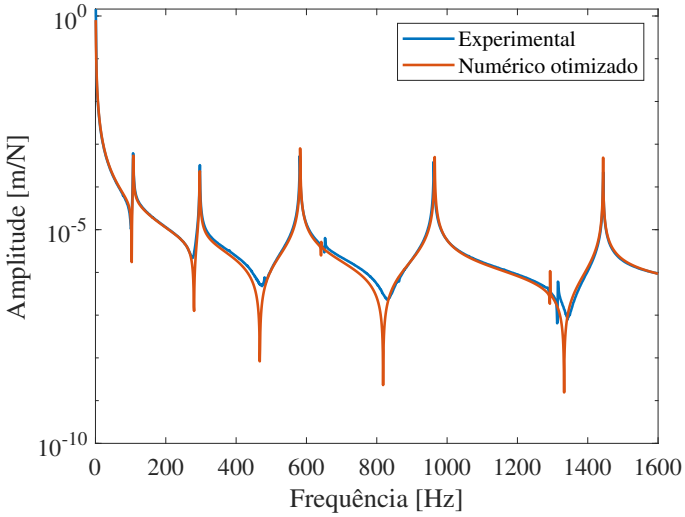


(b) Acelerômetro em 190 mm.

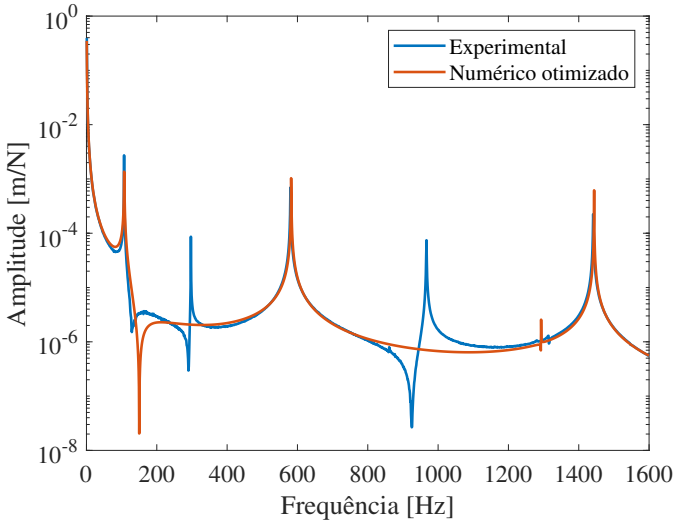


(c) Acelerômetro em 315 mm.

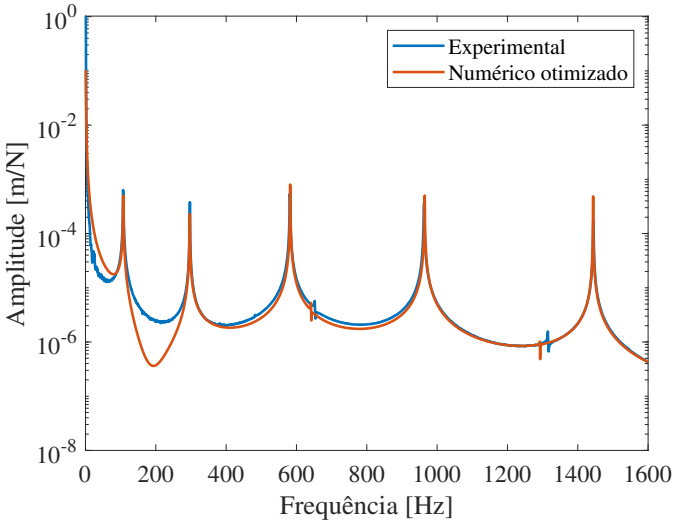
Figura B.1: FRF da viga 1 com acelerômetro posicionado em diferentes pontos.



(a) Acelerômetro em 65 mm.

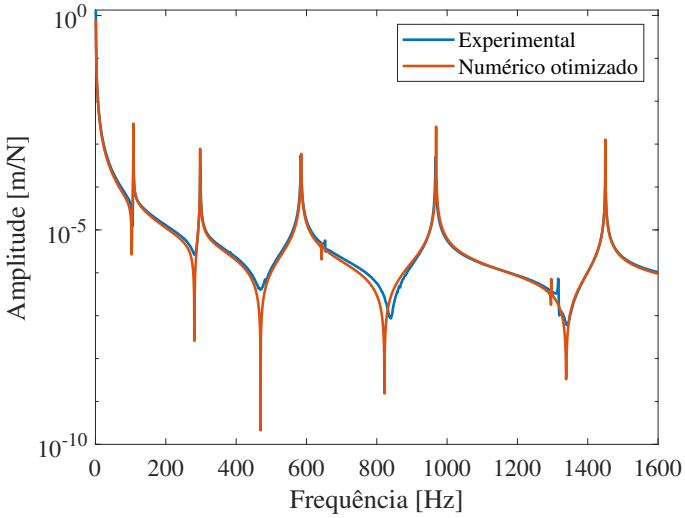


(b) Acelerômetro em 190 mm.

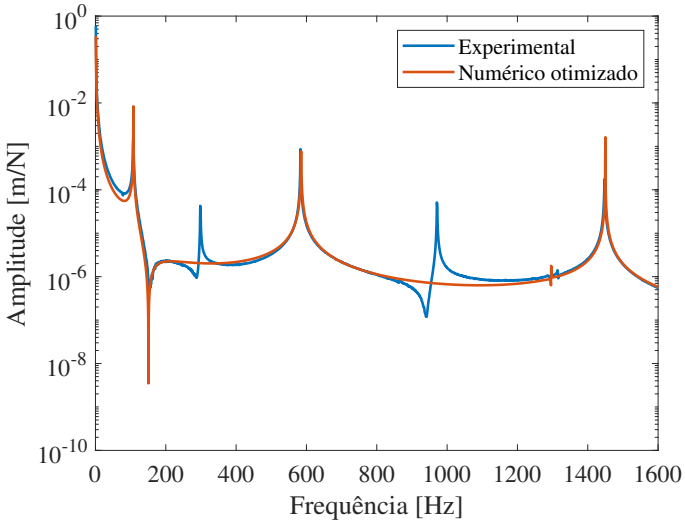


(c) Acelerômetro em 315 mm.

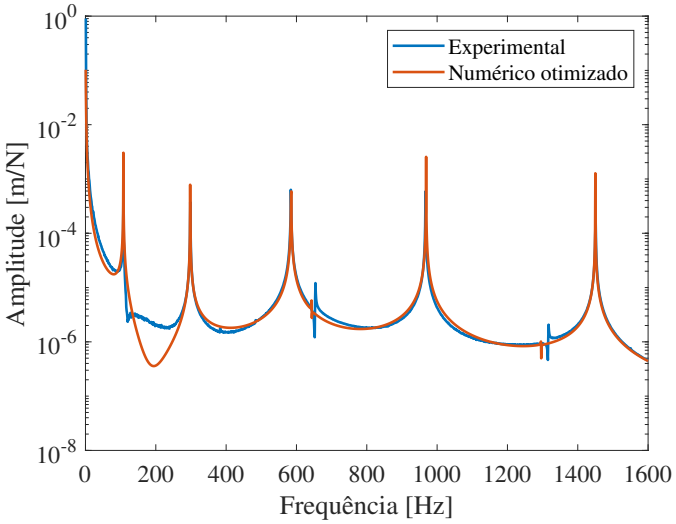
Figura B.2: FRF da viga 2 com acelerômetro posicionado em diferentes pontos.



(a) Acelerômetro em 65 mm.

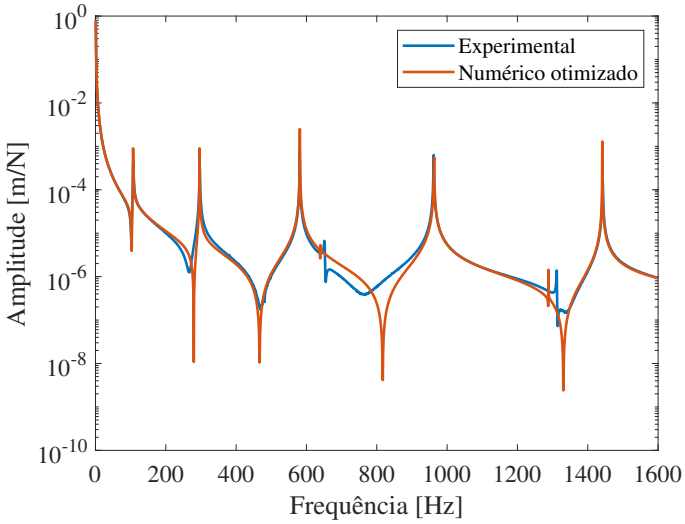


(b) Acelerômetro em 190 mm.

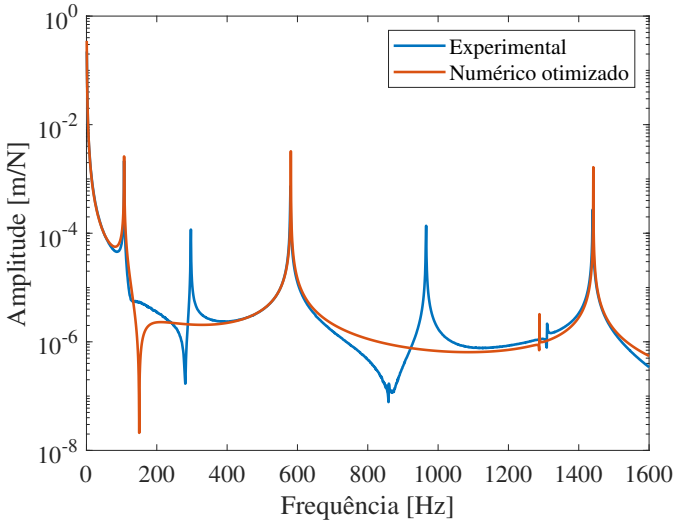


(c) Acelerômetro em 315 mm.

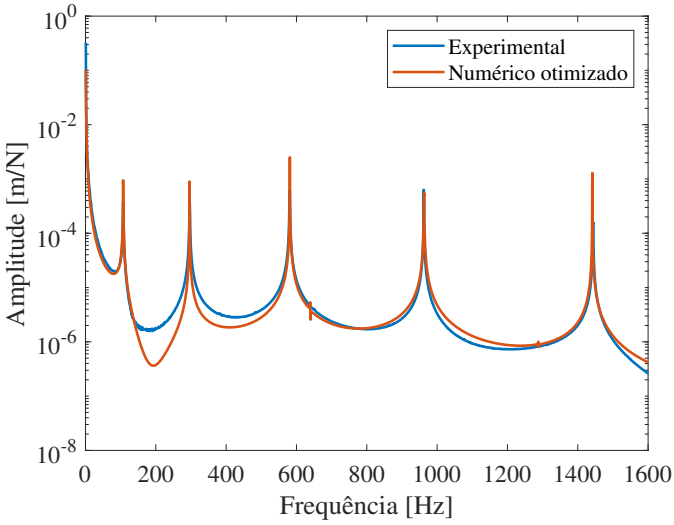
Figura B.3: FRF da viga 3 com acelerômetro posicionado em diferentes pontos.



(a) Acelerômetro em 65 mm.



(b) Acelerômetro em 190 mm.



(c) Acelerômetro em 315 mm.

Figura B.4: FRF da viga 4 com acelerômetro posicionado em diferentes pontos.

Anexo I

Especificações técnicas do adesivo epóxi

TEK BOND
SAINT-GOBAIN

FICHA TÉCNICA

Publicada: 25/2023 Revisado: 25/2023

ARALDITE PROFISSIONAL



Descrição

Araldite Profissional é um adesivo epóxi multiuso de alta viscosidade. O adesivo é fácil de aplicar; seja manualmente, com uma espátula, mecanicamente com equipamento de mistura e dosagem ou equipamento de pintura. Cura a temperatura ambiente a partir de 20°C a 180°C, sem liberação de substâncias voláteis.

Aplicações

- Metais
- Cerâmica
- Madeira
- Borracha vulcanizada
- Espumas
- Plásticos

Propriedades

- Alta estabilidade
- Alta resistência ao cisalhamento e descolamento
- Fácil de aplicar
- Boa resistência a estática e cargas dinâmicas
- Ótimo isolamento elétrico

Dados do Produto

		Endurecedor	Adesivo
Aspecto	Visual	Líquido incolor	Líquido âmbar
Viscosidade a 25°C ASTM D-2393	mPas	50.000	35.000
Densidade a 25°C ASTM D-792	g/cm^3	1,15 -1,20	0,90 - 0,95

Propriedades da Mistura

Proporção Peso	-	100:80
Proporção Volume	-	100:100
Pot life a 25°C Aem 100g ASTM D-2471	H	2
Viscosidade a 25°C ASTM D-2393	Mpas	45.000

DVR Business Park
Rod. Regis Bittencourt, 1962 – Galpão 08 - Embu das Artes – CEP 06818-000
Tel.: (11) 4785-6600
E-mail: laboratorio@tekbond.com.br | www.tekbond.com.br

TEK BOND SAINT-GOBAIN

FICHA TÉCNICA

Publicada: 25/2023 Revisado: 25/2023

ARALDITE PROFISSIONAL

Processos de Cura Recomendados

Tempreatura	Tempo para Manuseio	Tempo Mínimo Cura
20°C	12 horas	15 horas
25°C	7 horas	12 horas
40°C	2 horas	3 horas
70°C	30 minutos	50 minutos
100°C	6 minutos	10 minutos
150°C	4 minutos	5 minutos

Aplicação do adesivo

A mistura de resina e endurecedor é aplicada com uma espátula na superfície seca e pré tratada. Uma camada de adesivo de 0,05 a 0,10 mm de espessura apresentará, normalmente, a maior resistência ao cisalhamento da junção. A junção dos substratos deve ser montada assim que o adesivo é aplicado. Contato uniforme das peças é suficiente para se obter uma cura adequada.

Corpos de prova padrões

A menos que especificado contrário, os dados apresentados abaixo foram determinados pela junção doe corpos de prova de alumínio padronizados com dimensões de 10 x 2,5 x 1,5 cm

Propriedades Típicas

Resistência ao Cisalhamento, psi (Mpa)
Efeito do tempo e da Cura nas propriedades finais
Teste realizado 10 minutos após amostra alcançar a temperatura

		Método Análise ASTM D-1002
Ciclo de Cura		**Valores (1)**
25°C	8 horas	4,9
	15 horas	13,7
	24 horas	14,7
	72 horas	15,7
	5 dias	17,6
70°C	1 hora	21,5
	2 horas	23,5
	3 horas	22,0

DVR Business Park
Rod. Regis Bittencourt, 1962 – Galpão 08 - Embu das Artes – CEP 06818-000
Tel.: (11) 4785-6600
E-mail: laboratorio@tekbond.com.br | www.tekbond.com.br

100°C	10 minutos	25,5
	20 minutos	27,4
	30 minutos	28,4
150°C	5 minutos	29,4
	10 minutos	30,4
	20 minutos	30,4

[1] Testado a 25°C

Resistência ao Cisalhamento, psi (Mpa)

Efeitos da Temperatura

Teste realizado 10 minutos após amostra alcançar a temperatura

		Método Análise ASTM D-1002
Ciclo de Cura	**Temperatura Teste**	**Valores (1)**
5 dias a 25°C	-60°C	19,5
	-20°C	19,5
	20°C	17,6
	40°C	9,8
	60°C	3,9
100°C	-60°C	24,5
	-20°C	23,5
	20°C	27,4
	40°C	13,7
	60°C	6,9

Resistência ao Cisalhamento, psi (Mpa)

Efeitos Imersão

Ciclo de Cura de 16 horas a 40°C. Imersão por 90 dias nas substâncias abaixo

DVR Business Park
Rod. Regis Bittencourt, 1962 – Galpão 08 - Embu das Artes – CEP 06818-000
Tel.: (11) 4785-6600
E-mail: laboratorio@tekbond.com.br | www.tekbond.com.br

TEK BOND SAINT-GOBAIN

FICHA TÉCNICA

Publicada: 25/2023 Revisado: 25/2023

ARALDITE PROFISSIONAL

Propriedades	Valores [1]
Padrão - Como preparado	17,6
Acetona (30 dias)	3,9
Acetileno	2,9
Gasolina	16,6
Acetato Etila (30dias)	3,9
Ácido Acético 10%	Degradado
Metanol	Degradado
Óleo Lubrificante - HD30	17,6
Querosene	Degradado
Tricloroetileno	Degradado
Água @20°C	9,8
Água @90°C	2,9

[1] Testado a 25°C

Resistência ao Cisalhamento, psi (Mpa)

Efeitos de Envelhecimento com Calor
Cura de 16 horas a 40°C.

Temperatura Envelhecimento	Tempo de Exposição	Valores [1]
20°C	0 dias	17,6
	1 ano	17,6
	2 anos	15,7
	3 anos	11,8
	4 anos	13,7
	5 anos	13,7
60°C	3 dias	17,6
	10 dias	16,6
	30 dias	14,7
80°C	3 dias	14,7
	10 dias	14,7
	30 dias	14,7
	1 ano	14,7
	2 anos	8,8
	3 anos	4,9

DVR Business Park
Rod. Regis Bittencourt, 1962 – Galpão 08 - Embu das Artes – CEP 06818-000
Tel.: (11) 4785-6600
E-mail: laboratorio@tekbond.com.br | www.tekbond.com.br

TEK BOND SAINT-GOBAIN

FICHA TÉCNICA

Publicada: 25/2023 Revisado: 25/2023

ARALDITE PROFISSIONAL

Resistência ao Cisalhamento, psi (Mpa)

Testado em Substratos Metálicos
Curado por 20 minutos a 100°C

Metal [1]	Espessura Substrato (pol./mm)	Valores
Aço Carbono	0,039/1,0	26,4
Aço Inox	0,039/1,0	22,5
Aço Galvanizado	0,6/1,5	13,7
Cobre	0,6/1,5	22,5
Latão	0,6/1,5	20,6

[1] Superfície desengordurada, sem lixamento ou jateamento

Propriedades físicas

Propriedade	Método Análise	Valores [1]
Resistência Tração, psi (Mpa)	ASTM D-638	4800 (33)
Alongamento, %	ASTM D-638	9
Tg per DMA, °F (°C)	ASTM D-4065	146 (63)
Dureza, Shore D	ASTM D-2240	80
Coeficiente Expansão Térmica, (ppm/°C)	ASTM E-831	85
Condutividade Térmica, W/mK	ISSO 8894/90	0,22
Teste Descascamento Roller, pli (N/mm)	ISSO 4578	28 (4,9)

[1] Testado a 25°C

Propriedades elétricas

Propriedades Elétricas	Valores
Rigidez Dielétrica, vol/mil	400
Resistividade Superficial, ohms	1,2 E +16
Resistividade Volumétrica, ohms-cm	7,1 E+14
Constante Dielétrica, at 50Hz/1KHz/10KHz	3,4/3,2/3,2
Tangente Delta, % at 50Hz/1KHz/10KHz	1,7/1,8/2,6

DVR Business Park
Rod. Regis Bittencourt, 1962 – Galpão 08 - Embu das Artes – CEP 06818-000
Tel.: (11) 4785-6600
E-mail: laboratorio@tekbond.com.br | www.tekbond.com.br

FICHA TÉCNICA

Publicada: 25/2023 Revisado: 25/2023

ARALDITE PROFISSIONAL

Armazenamento

Estocar nas embalagens originais, fechadas, em local seco, não expor a embalagem a raios solares. Manter as embalagens fechadas para prevenir contaminação e absorção de umidade.
Trabalhar em área bem ventilada e limpa.

Informações Ecológicas

Um tambor e/ou outro tipo de embalagem vazia que contenha resíduos de resina epóxi ou endurecedor, deve ser manuseada com as mesmas precauções do produto original, e o descarte deve atender aos requisitos legais aplicáveis.
Em caso de um derramamento químico em solo, o mesmo deve ser contido imediatamente a fim de evitar a contaminação do solo e/ou água. Qualquer tipo de descarte ao meio ambiente deve ser evitado.

IMPORTANTE: As informações contidas nesta Ficha Técnica foram obtidas em fontes respeitáveis. Nem a Tekbond e nem as marcas por ela produzida se responsabilizam pelo uso das informações ou pela utilização, aplicação ou processamento do produto aqui descrito. Os usuários deverão permanecer atentos aos possíveis riscos decorrentes da utilização imprópria do produto. Material fornecido pelo exportador do produto.

DVR Business Park
Rod. Regis Bittencourt, 1962 – Galpão 08 - Embu das Artes – CEP 06818-000
Tel.: (11) 4785-6600
E-mail: laboratorio@tekbond.com.br | www.tekbond.com.br

Anexo II

Certificado de calibração da MMC



Mitutoyo

Mitutoyo Sul Americana Ltda.

LABORATÓRIO DE METROLOGIA

REDE BRASILEIRA DE CALIBRAÇÃO

Calibração NBR ISO/IEC 17025

CAL 0031

CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO No. 00582/20

Cliente : FUNDAÇÃO DE APOIO UNIVERSITARIO
Endereço : Rua Francisco Vicente Ferreira, Nº 126 - Uberlândia - MG - CEP - 38408-102

Ordem de Serviço : 51.036/001

I. Objeto Calibrado :

Máquina de Medição por Coordenadas
Fabricante : MITUTOYO
MMC Modelo : BR-M443
No de Série : 21902 / Código : 196-667-65
Identif. do Cliente: N/C
Faixa Nominal : 400 x 400 x 300 mm
Contador Digital / Controlador
Modelo : UD1
No Série : N/C
Resolução : 0.0005 mm
Cabeçote
Modelo : MH20I
No Série : 7F8912
Probe
Modelo : TP20
No Série : 6T4567
Rack
Modelo : N/T
No Série : N/T
Programa de Medição
Programa : MCOSMOS
Versão : 3
Dongle No. : 10-336238

II. Notas:

1. A incerteza expandida de medição relatada é declarada como a incerteza padrão da medição multiplicada pelo fator de abrangência k , o qual para uma distribuição t com V_{ef} graus de liberdade efetivos corresponde a uma probabilidade de abrangência de aproximadamente 95%.
2. A incerteza padrão da medição foi determinada de acordo com a publicação EA-4/02.
3. Erro = Diferença entre o valor medido de uma grandeza e um valor de referência.
4. Os sinais dos resultados tem o mesmo sentido das indicações positivas e negativas do sistema de coordenadas da máquina.
5. A máquina foi calibrada conforme Procedimento PML-0030 revisão 4.
6. Condição ambiental: Temperatura ambiente: (20,4 ± 0,5)°C
7. Endereço e local da calibração são os mesmos.

III. Padrões utilizados :

Padrão Escalonado		Termômetro		Esfera Padrão	
No Série :	860028	No Série :	T1F7009	No Série :	C-12686
Certificado No :	06577/19	Certificado No :	LV00340-34439-92	Certificado No :	01058/19
Emitido em :	26/11/2019	Emitido em :	10/11/2019	Emitido em :	22/02/2019
Validade :	05/2020	Validade :	11/2021	Validade :	02/2021

Data da Calibração : 03 de fevereiro de 2020
Data da Emissão : 05 de fevereiro de 2020

Claudio Bueno de Moraes
Signatário Autorizado

Este certificado atende aos requisitos de acreditação da Cgcre que avaliou a competência do laboratório e comprovou sua rastreabilidade a padrões nacionais de medida (ou ao Sistema Internacional de Unidade – SI).
A reprodução deste certificado só poderá ser total e depende da aprovação por escrito da Mitutoyo.
Os resultados deste Certificado referem-se exclusivamente ao instrumento submetido à calibração nas condições especificadas, não sendo extensivo a quaisquer lotes.

Endereço: Rod. Índio Tibiriçá, 1555 - Bairro Raffo - CEP: 08620-000 - Suzano - SP - Tel.: (11) 4746-5858 - E-mail: suzano@mitutoyo.com.br
Laboratório: Tel.: (11) 4746-5950 - E-mail: metrologia@mitutoyo.com.br
Assistência Técnica Interna: Tel.: (11) 4746-5957 - E-mail: assistec@mitutoyo.com.br
Assistência Técnica Externa: Tel.: (11) 5643-0026 - E-mail: ate@mitutoyo.com.br

Mitutoyo

Mitutoyo Sul Americana Ltda.

CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO No. 00582/20

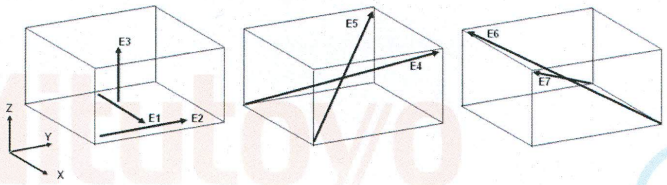
REDE BRASILEIRA DE CALIBRAÇÃO

Laboratório de Calibração Acreditado pela Cgcre de acordo com a ABNT NBR ISO/IEC 17025, sob o numero CAL 0031

IV. Resultado das Medições :

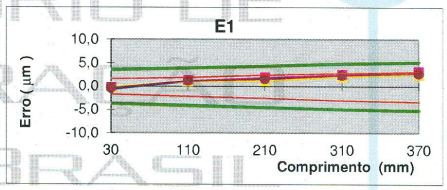
4.1. Verificações iniciais do equipamento :
a . Movimento da Máquina : OK
b . Condições da área de Medição : OK
c . Avaliação do Sist. Pneumático : OK
d . Limpeza das superfície de ref. : OK

4.2. Resultado da Medição:



4.2.1. Resultado da medição do eixo " X ", (E1)

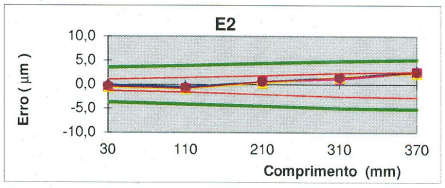
Comprimento (L) (mm)	Erro (µm)			
	1ª. Serie	2ª. Serie	3ª. Serie	Media
30	-0,6	-0,2	-0,1	-0,3
110	1,1	1,3	1,1	1,2
210	1,7	2,0	1,2	1,6
310	2,5	2,6	2,2	2,4
370	2,7	3,2	2,6	2,8



Incerteza de medição expandida (U) = (0,7 +L/1200) µm , onde: L = comprimento em " mm ".
Fator de abrangência (k) = 2,01
Graus de liberdade (Veff) = 449

4.2.2. Resultado da medição do eixo" Y ", (E2)

Comprimento (L) (mm)	Erro (µm)			
	1ª. Serie	2ª. Serie	3ª. Serie	Media
30	0,0	-0,5	-0,5	-0,3
110	-0,4	-0,8	-0,8	-0,7
210	0,7	0,8	0,4	0,6
310	1,5	1,2	1,6	1,4
370	2,7	2,5	2,3	2,5



Incerteza de medição expandida (U) = (0,7 +L/1200) µm , onde: L = comprimento em " mm ".
Fator de abrangência (k) = 2,00
Graus de liberdade (Veff) = infinito

Pag.: 2 / 4

Endereço: Rod. Índio Tibiriçá, 1555 - Bairro Raffo - CEP: 08620-000 - Suzano - SP - Tel.: (11) 4746-5858 - E-mail: suzano@mitutoyo.com.br
Laboratório: Tel.: (11) 4746-5950 - E-mail: metrologia@mitutoyo.com.br
Assistência Técnica Interna: Tel.: (11) 4746-5957 - E-mail: assistec@mitutoyo.com.br
Assistência Técnica Externa: Tel.: (11) 5643-0026 - E-mail: ate@mitutoyo.com.br

Mitutoyo

Mitutoyo Sul Americana Ltda.

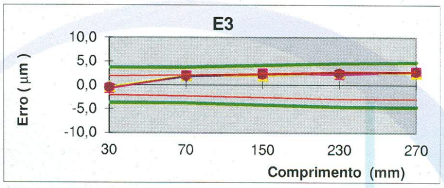
CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO No. 00582/20

REDE BRASILEIRA DE CALIBRAÇÃO

Laboratório de Calibração Acreditado pela Cgcre de acordo com a ABNT NBR ISO/IEC 17025, sob o numero CAL 0031

4.2.3. Resultado da medição do eixo " Z ", (E3)

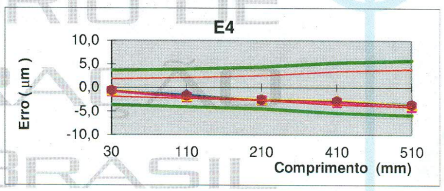
Comprimento (L) (mm)	Erro (µm)			
	1ª. Serie	2ª. Serie	3ª. Serie	Media
30	-0,4	-0,7	-0,3	-0,5
70	1,8	2,0	2,1	2,0
150	2,3	2,5	2,0	2,3
230	2,6	2,3	2,7	2,5
270	2,9	2,8	2,6	2,8



Incerteza de medição expandida (U) = (0,7 +L/1200) µm , onde: L = comprimento em " mm ".
Fator de abrangência (k) = 2,00
Graus de liberdade (Veff) = infinito

4.2.4. Resultado da medição do volume, (E4)

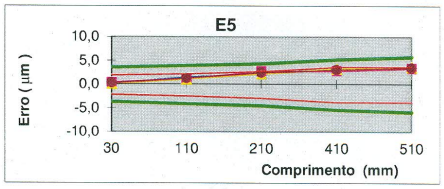
Comprimento (L) (mm)	Erro (µm)			
	1ª. Serie	2ª. Serie	3ª. Serie	Media
30	-0,6	-0,8	-0,5	-0,6
110	-1,4	-2,0	-1,7	-1,7
210	-2,5	-2,6	-2,4	-2,5
410	-2,7	-3,1	-2,6	-2,8
510	-3,4	-4,0	-3,5	-3,6



Incerteza expandida de medição (U) = (0,7 +L/1200) µm , onde: L = comprimento em " mm ".
Fator de abrangência (k) = 2,00
Graus de liberdade (Veff) = infinito

4.2.5. Resultado da medição do volume, (E5)

Comprimento (L) (mm)	Erro (µm)			
	1ª. Serie	2ª. Serie	3ª. Serie	Media
30	0,3	0,5	0,2	0,3
110	1,5	1,3	1,2	1,3
210	2,5	2,8	2,3	2,5
410	3,1	2,9	3,3	3,1
510	3,5	3,4	3,7	3,5



Incerteza de medição expandida (U) = (0,7 +L/1200) µm , onde: L = comprimento em " mm ".
Fator de abrangência (k) = 2,00
Graus de liberdade (Veff) = infinito

Endereço: Rod. Índio Tibiriçá, 1555 - Bairro Raffo - CEP: 08620-000 - Suzano - SP - Tel.: (11) 4746-5858 - E-mail: suzano@mitutoyo.com.br
Laboratório: Tel.: (11) 4746-5950 - E-mail: metrologia@mitutoyo.com.br
Assistência Técnica Interna: Tel.: (11) 4746-5957 - E-mail: assistec@mitutoyo.com.br
Assistência Técnica Externa: Tel.: (11) 5643-0026 - E-mail: ate@mitutoyo.com.br

Mitutoyo

Mitutoyo Sul Americana Ltda.

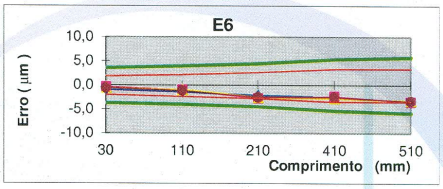
CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO No. 00582/20

REDE BRASILEIRA DE CALIBRAÇÃO

Laboratório de Calibração Acreditado pela Cgcre de acordo com a ABNT NBR ISO/IEC 17025, sob o numero CAL 0031

4.2.6. Resultado da medição do volume, (E6)

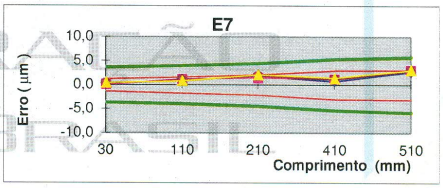
Comprimento (L) (mm)	Erro (µm)			
	1ª. Serie	2ª. Serie	3ª. Serie	Media
30	-0,9	-0,3	-0,5	-0,6
110	-1,4	-0,9	-0,9	-1,1
210	-2,1	-2,7	-2,5	-2,4
410	-2,5	-2,3	-2,7	-2,5
510	-3,3	-3,4	-3,2	-3,3



Incerteza de medição expandida (U) = (0,7 +L/1200) µm , onde: L = comprimento em " mm ".
Fator de abrangência (k) = 2,00
Graus de liberdade (Veff) = infinito

4.2.7. Resultado da medição do volume, (E7)

Comprimento (L) (mm)	Erro (µm)			
	1ª. Serie	2ª. Serie	3ª. Serie	Media
30	0,2	0,1	0,5	0,3
110	1,0	1,2	0,9	1,0
210	1,8	1,5	2,1	1,8
410	0,8	1,2	1,4	1,1
510	2,7	3,0	3,1	2,9



Incerteza de medição expandida (U) = (0,7 +L/1200) µm , onde: L = comprimento em " mm ".
Fator de abrangência (k) = 2,00
Graus de liberdade (Veff) = infinito

4.2.8. Erro de Apalpação (P)

Erro de Apalpação (P)	Erro (µm)			
	1ª. Serie	2ª. Serie	3ª. Serie	Media
P	3,3	2,7	2,8	2,9

Erro de apalpação = (2,9 ± 1,2) µm
Fator de abrangência (k) = 2,00
Graus de liberdade (Veff) = infinito

5. Observações Gerais :

Endereço: Rod. Índio Tibiriçá, 1555 - Bairro Raffo - CEP: 08620-000 - Suzano - SP - Tel.: (11) 4746-5858 - E-mail: suzano@mitutoyo.com.br
Laboratório: Tel.: (11) 4746-5950 - E-mail: metrologia@mitutoyo.com.br
Assistência Técnica Interna: Tel.: (11) 4746-5957 - E-mail: assistec@mitutoyo.com.br
Assistência Técnica Externa: Tel.: (11) 5643-0026 - E-mail: ate@mitutoyo.com.br