

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ

MARCUS VINÍCIUS MANFRIN DE OLIVEIRA FILHO

**IDENTIFICAÇÃO EXPERIMENTAL DE TRINCAS EM VIGAS PARA
MONITORAMENTO DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL**

CURITIBA

2017

MARCUS VINÍCIUS MANFRIN DE OLIVEIRA FILHO

**IDENTIFICAÇÃO EXPERIMENTAL DE TRINCAS EM VIGAS PARA
MONITORAMENTO DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL**

Tese apresentada como requisito parcial à obtenção do grau de Doutor em Engenharia Mecânica, no Curso de doutorado em Engenharia Mecânica, Setor de Tecnologia, da Universidade Federal do Paraná, na área de concentração Fenômenos de Transporte e Mecânica dos Sólidos.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Alberto Bavastri
Coorientador: Prof. Dr. Juan Elías Perez Ipiña

CURITIBA

2017

OL48i

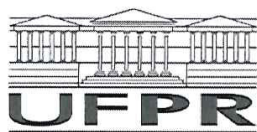
Oliveira Filho, Marcus Vinícius Manfrin de
Marcus Vinícius Manfrin de Oliveira Filho / Marcus Vinícius Manfrin de Oliveira Filho. – Curitiba,
2017.
88 f. : il. color. ; 30 cm.

Tese - Universidade Federal do Paraná, Setor de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica, 2017.

Orientador: Carlos Alberto Bavastri.
Coorientador: Juan Elías Perez Ipiña.

1. Análise modal operacional. 2. Monitoramento de integridade estrutural. 3. Algoritmos genéticos.
I. Universidade Federal do Paraná. II. Bavastri, Carlos Alberto. III. Perez Ipiña, Juan Elías.
IV. Título.

CDD: 620.1



MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
SETOR TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ
PRÓ-REITORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO ENGENHARIA
MECÂNICA

TERMO DE APROVAÇÃO

Os membros da Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em ENGENHARIA MECÂNICA da Universidade Federal do Paraná foram convocados para realizar a arguição da tese de Doutorado de **MARCUS VINICIUS MANFRIN DE OLIVEIRA FILHO** intitulada: **IDENTIFICAÇÃO EXPERIMENTAL DE TRINCAS EM VIGAS PARA MONITORAMENTO DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL**, após terem inquirido o aluno e realizado a avaliação do trabalho, são de parecer pela sua aprovação no rito de defesa.

A outorga do título de doutor está sujeita à homologação pelo colegiado, ao atendimento de todas as indicações e correções solicitadas pela banca e ao pleno atendimento das demandas regimentais do Programa de Pós-Graduação.

Curitiba, 16 de Novembro de 2017.

CARLOS ALBERTO BAVASTRI
Presidente da Banca Examinadora

MARCO ANTONIO LUERSEN
Avaliador Externo

EDUARDO MARCIO DE OLIVEIRA LOPES
Avaliador Interno

KARIN SOLDATELLI BORSATO
Avaliador Externo

MARCOS ARNDT
Avaliador Externo

Aos meus pais,
Marcus Vinícius e Maria Inês.

AGRADECIMENTOS

A Deus, pelos dons da vida e da sabedoria.

Ao Prof. Dr. Carlos Alberto Bavastri, por compartilhar seu tempo e conhecimento, pela confiança em mim depositada, pelo apoio e por ter me incentivado desde nossa primeira conversa, antes mesmo de eu ter ingressado no doutorado.

Ao Prof. Dr. Juan Elías Perez Ipiña, pela inestimável contribuição à pesquisa, sempre solícito, atencioso e presente, mesmo com o distanciamento físico.

Aos meus pais, Marcus Vinícius e Maria Inês, pelo apoio e paciência sem limites. Devo tudo que sou e que conquistei a vocês.

Aos meus irmãos, Guilherme e Gustavo, e ao meu primo, Pedro, pelas infindáveis conversas e momentos de descontração, pelas opiniões sempre precisas e sinceras, por me ajudarem nos momentos de dificuldade.

À minha namorada, Débora, pela companhia e dedicação incondicional. Por tornar os dias mais agradáveis e por sempre me incentivar a ir adiante.

A todos os meus colegas do LAVIBS, por proporcionarem um ambiente de trabalho leve e descontraído e pelo compartilhamento de inúmeros conhecimentos, contribuindo diretamente para meu desenvolvimento profissional. Em especial, agradeço aos meus colegas Maycon Dezan, Thiago da Silva, Tiago Sousa, Jederson da Silva, Jhonattan Dias, Francielly Castro, Gabriela Wessling, José Eduardo Gubaua, Maurizio Barghouthi e Igor Rodrigues.

Ao Eng. M.Sc. Paulo Chiquito, que, de forma muito solícita, ajudou-me com a programação do software ANSYS.

Ao Prof. Francisco Ollé, que, sempre muito prestativo, acompanhou e ajudou no processo de introduzir os entalhes nas vigas.

Aos professores do PG-Mec, pelos valiosos conhecimentos compartilhados.

Ao apoio financeiro da Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis – ANP –, da Financiadora de Estudos e Projetos – FINEP – e do Ministério da Ciência, Tecnologia e Inovação – MCTI por meio do Programa de Recursos Humanos da ANP para o Setor Petróleo e Gás – PRH-ANP/MCTI, bem como da Queiroz Galvão Exploração e Produção – QGEP.

“Nenhum homem que não domine a si mesmo é livre.”

Epiteto

RESUMO

Vários avanços na área de monitoramento de integridade estrutural (SHM, do inglês *Structural Health Monitoring*) e em técnicas de identificação de trincas foram alcançados nos últimos anos. Apesar disso, o uso destas técnicas para identificação de trincas em vigas em aplicações industriais ainda é discreto. Algumas razões podem ser apontadas para explicar este fato: alguns métodos propostos são inviáveis de um ponto de vista econômico ou logístico; as trincas são detectadas apenas quando elas já apresentam uma profundidade avançada; as estruturas a serem monitoradas estão sujeitas a carregamentos aleatórios, fazendo com que os métodos que usam excitações determinísticas não sejam representativos da situação real. Considerando este cenário, o objetivo deste trabalho é propor um método que possibilite a identificação e o monitoramento de trincas em vigas com um viés em condições operacionais, isto é, um método que identifique pequenas trincas remotamente e em tempo quase real, em vigas sujeitas a carregamentos quaisquer, com apenas um único acelerômetro. Para alcançar este objetivo, o método proposto combina um procedimento experimental baseado em uma análise modal operacional (AMO), um modelo numérico-computacional da viga danificada criado com o método dos elementos finitos (MEF) e um problema de otimização, resolvido através dos algoritmos genéticos (AG). O método foi testado sobre uma viga de aço, na qual trincas de diferentes profundidades foram inseridas. Um outro método, previamente proposto pelo mesmo grupo de pesquisa, foi replicado com o objetivo de identificar o dano na mesma viga. Este procedimento permitiu uma comparação direta entre os dois métodos. Os resultados mostraram que a posição e a profundidade da trinca podem ser determinadas pelo método atual com uma exatidão apropriada para muitas aplicações de engenharia. O método proposto tem várias vantagens sobre o anterior, já que ele identifica o dano em todos os casos estudados, é menos suscetível a erros experimentais, é mais aplicável quando as estruturas monitoradas estão localizadas em locais de difícil acesso e necessita de menos equipamentos. As limitações atuais sobre o seu uso também são discutidas.

Palavras-chave: Identificação de trincas. Análise modal operacional (AMO). Monitoramento de integridade estrutural (SHM). Algoritmos genéticos (AG).

ABSTRACT

Several advances in the Structural Health Monitoring (SHM) field and in crack identification techniques were achieved in recent years. Nonetheless, the use of those techniques for crack identification in beams for industrial applications is still modest. A few reasons can be pointed to explain this fact: some proposed methods are unfeasible from the economic or logistic point of view, or the cracks are only detected when they already present an advanced depth, or the structures intended to be monitored are subjected to random loads, causing the methods using deterministic excitations to be unrepresentative of the actual situation. Considering that, the objective of this study is to propose a method that makes it possible to identify and monitor cracks in beams aiming at operational conditions, i.e., a method to identify small cracks remotely and almost in real time, in beams subjected to unknown loading, minimizing the measurement equipment used to a single accelerometer. To achieve so, the proposed method combines an operational modal analysis (OMA) based experimental procedure, a numerical-computational model of the damaged beam using the finite element method (FEM) and an optimization problem, solved by using the genetic algorithm (GA). The method was tested on a steel beam, into which cracks with different depths were inserted. Another method, previously proposed by the same research group for crack identification, was replicated, aiming at identifying the damage on the same beam. This allowed a direct comparison between the two methods. The results have shown that crack position and depth can be determined with appropriate accuracy by the current method for many engineering applications. The proposed methodology has several advantages over the previous one, since it identifies the damage in all the studied cases, is less susceptible to experimental errors, is more applicable when the monitored structures are set in difficult access places and requires less equipment. The current limitations on its use were also discussed.

Key-words: Crack identification. Operational modal analysis (OMA). Structural health monitoring (SHM). Genetic algorithm (GA).

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1 – FLUXOGRAMA DA METODOLOGIA	50
FIGURA 2 – SISTEMA DE MEDIÇÃO UTILIZADO	52
FIGURA 3 – CASO 0 (VIGA ÍNTEGRA).....	53
FIGURA 4 – CASO 1 E 2: $a/h = 5\%$ (ESQ.) E $a/h = 10\%$ (DIR.).....	54
FIGURA 5 – CASO 3 E 4: $a/h = 20\%$ (ESQ.) E $a/h = 50\%$ (DIR.).....	54
FIGURA 6 – CASO 5: $a_1/h = 50\%$ E $a_2/h = 25\%$	54
FIGURA 7 – MODELO NUMÉRICO-COMPUTACIONAL UTILIZADO	56
FIGURA 8 – ANÁLISE MODAL EXPERIMENTAL: ESQUEMA DE MEDIÇÃO	63
FIGURA 9 – MAGNITUDE DA ACELERAÇÃO EM FREQUÊNCIA (CASO 1).....	65
FIGURA 10 – MAGNITUDE DA ACELERAÇÃO EM FREQUÊNCIA (CASO 2).....	66
FIGURA 11 – MAGNITUDE DA ACELERAÇÃO EM FREQUÊNCIA (CASO 3).....	66
FIGURA 12 – MAGNITUDE DA ACELERAÇÃO EM FREQUÊNCIA (CASO 4).....	67
FIGURA 13 – MAGNITUDE DA ACELERAÇÃO EM FREQUÊNCIA (CASO 5).....	67
FIGURA 14 – MODOS DE VIBRAR DA VIGA NOS CASOS 0 E 1	72
FIGURA 15 – MODOS DE VIBRAR DA VIGA NOS CASOS 2 E 3	72
FIGURA 16 – MODOS DE VIBRAR DA VIGA NOS CASOS 4 E 5	73
FIGURA 17 – PRIMEIRO MODO DE VIBRAR DA VIGA ÍNTEGRA E DANIFICADA DO MODELO NUMÉRICO-COMPUTACIONAL.....	73
FIGURA 18 – TRANSFORMADA WAVELET APLICADA SOBRE OS MODOS DE VIBRAR GERADOS NUMERICAMENTE.....	74
FIGURA 19 – NÍVEL 1 DA TW APLICADA SOBRE O PRIMEIRO MODO DE VIBRAR DO CASO 4.....	75
FIGURA 20 – NÍVEL 2 DA TW APLICADA SOBRE O PRIMEIRO MODO DE VIBRAR DO CASO 4.....	75
FIGURA 21 – NÍVEL 3 DA TW APLICADA SOBRE O PRIMEIRO MODO DE VIBRAR DO CASO 4.....	76

LISTA DE TABELAS

TABELA 1 – CASOS ESTUDADOS	51
TABELA 2 – COMPARAÇÃO ENTRE AS FREQUÊNCIAS DE RESSONÂNCIA DA VIGA PARA CADA CASO (RESULTADOS EXPERIMENTAIS)	68
TABELA 3 – DIFERENÇA PERCENTUAL CALCULADA PARA CADA CASO	69
TABELA 4 – FREQUÊNCIAS NATURAIS DA VIGA ÍNTEGRA (RESULTADOS NUMÉRICOS)	69
TABELA 5 – TRINCA IDENTIFICADA PARA O CASO 1	70
TABELA 6 – TRINCA IDENTIFICADA PARA O CASO 2	70
TABELA 7 – TRINCA IDENTIFICADA PARA O CASO 3	70
TABELA 8 – TRINCA IDENTIFICADA PARA O CASO 4	70
TABELA 9 – TRINCAS IDENTIFICADAS PARA O CASO 5	71

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AG	- Algoritmos genéticos
AME	- Análise modal experimental
AMO	- Análise modal operacional
FRF	- Função resposta em frequência
IA	- Inteligência artificial
MEF	- Método dos elementos finitos
RNA	- Redes neurais artificiais
SHM	- Monitoramento de integridade estrutural
TF	- Transformada de Fourier
TW	- Transformada Wavelet

LISTA DE SÍMBOLOS

Alfabeto romano

a	- Profundidade da trinca
A_{ks}	- Constante modal
B	- Conjunto de números reais ou valores discretos
C	- Matriz de amortecimento
E	- Módulo de elasticidade
ED	- Diferença experimental
$f(t)$	- Vetor de forças atuantes
$f(\mathbf{z})$	- Função objetivo
fe^C	- Frequência de ressonância da viga trincada
fe^I	- Frequência de ressonância da viga íntegra
fn	- Frequência natural
fn^C	- Frequência natural da viga trincada
fn^I	- Frequência natural da viga íntegra
fr	- Frequência de ressonância
g_k	- Coeficiente da função wavelet de Daubechies
$g_i(\mathbf{z})$	- Restrições de desigualdade
h	- Altura da viga
h_k	- Coeficiente de filtro
$h_j(\mathbf{z})$	- Restrições de igualdade
H	- Matriz de amortecimento histerético
K	- Matriz de rigidez
k_j	- Rigidez modal
L	- Comprimento da viga
M	- Matriz de massa
m	- Número de restrições de desigualdade
m_j	- Massa modal
ND	- Diferença numérica
p	- Número de restrições de igualdade
S	- Conjunto viável

$S(\Omega)$	- Inertância
V	- Volume de um domínio
V_i	- Volume dos elementos finitos
V_j	- Subespaço das funções de escala
W_j	- Subespaço das funções wavelet
$x(t)$	- Vetor de deslocamento
$\dot{x}(t)$	- Vetor de velocidade
$\ddot{x}(t)$	- Vetor de aceleração
x_a	- Posição do acelerômetro
x_s	- Posição do "shaker"
x_t	- Posição da trinca
z	- Vetor de otimização

Alfabeto grego

$\alpha(\Omega)$	- Receptância
β	- Função de escala
γ	- Função wavelet
η	- Fator de perda de amortecimento
Λ	- Matriz espectral
λ_j	- Autovalor
ν	- Coeficiente de Poisson
ρ	- Densidade
Φ	- Matriz de modos de vibrar
ϕ	- Modo de vibrar normalizado
Ψ	- Matriz modal
ψ	- Autovetor
Ω	- Frequência

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
1.1	JUSTIFICATIVA.....	18
1.2	OBJETIVOS.....	19
1.2.1	Objetivo Geral.....	19
1.2.2	Objetivos Específicos	20
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
2.1	PARÂMETROS VIBRACIONAIS MONITORADOS	21
2.2	ABORDAGENS FÍSICAS E MODELOS DE TRINCA	25
2.3	MÉTODOS MATEMÁTICOS	26
2.4	PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS	26
2.5	IDENTIFICAÇÃO DE PEQUENAS TRINCAS.....	27
2.6	CENÁRIO ATUAL	29
2.6.1	Detalhamento do trabalho.....	30
3	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	33
3.1	VIBRAÇÕES DE SISTEMAS COM MÚLTIPLOS GRAUS DE LIBERDADE	33
3.1.1	Problema de autovalores de um sistema não amortecido	35
3.1.2	Modelo histerético.....	36
3.1.3	Extração de parâmetros modais	39
3.2	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	40
3.2.1	Elementos isoparamétricos.....	40
3.2.2	Modelagem de trincas por elementos finitos.....	41
3.3	OTIMIZAÇÃO	42
3.3.1	Algoritmos genéticos	43
3.4	TRANSFORMADA WAVELET	44
3.4.1	Sistema wavelet de Daubechies.....	45
3.4.2	Análise multiresolução	46
4	MATERIAIS E MÉTODOS.....	48
4.1	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	51
4.2	MODELO NUMÉRICO-COMPUTACIONAL	55
4.3	PROBLEMA DE OTIMIZAÇÃO.....	59
4.4	MÉTODO 2	61
4.4.1	Análise modal experimental.....	62

4.4.2	Aplicação da transformada wavelet	63
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	65
5.1	RESULTADOS DO MÉTODO 1	65
5.2	RESULTADOS DO MÉTODO 2	72
5.3	COMPARAÇÃO ENTRE OS DOIS MÉTODOS	76
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS	79
6.1	CONCLUSÕES	79
6.2	RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	80
	REFERÊNCIAS	81
	APÊNDICE – FREQUÊNCIA DE RESSONÂNCIA NO MODELO HISTERÉTICO ...	87

1 INTRODUÇÃO

Desde os mais remotos tempos, o ser humano demonstra preocupação com a integridade estrutural de edificações, máquinas, ferramentas, dispositivos e sistemas de uma forma geral. Ao longo da história da humanidade, não faltam exemplos de estruturas que colapsaram, trazendo prejuízos financeiros e dizimando vidas.

Independentemente da causa que leva uma estrutura à falha – catástrofes naturais, projetos mal executados, imperfeições construtivas, sobrecargas imprevistas, ação humana, etc. –, os fenômenos relacionados à integridade estrutural sempre foram objeto de estudo e de interesse do homem. Desta preocupação natural e da observação sistemática destes parâmetros, nasceu o conceito de manutenção.

De acordo com o entendimento atual, manutenção é o “ato ou efeito de manter” (MICHAELIS, 2017). Desta definição ampla para o estado da arte da ciência e da engenharia da manutenção – com todas as suas aplicações tecnológicas modernas –, muito estudo foi necessário. Do ponto de vista industrial, é comum que se faça a distinção entre quatro principais tipos de manutenção, que são: manutenção corretiva, manutenção preventiva, manutenção preditiva e manutenção prognóstica (CHIQUITO, 2012).

Manutenção corretiva é o ato de identificar, isolar e retificar uma falha para que o equipamento, máquina ou sistema comprometido possa retornar à condição de operação dentro de uma faixa específica de tolerância. Manutenção preventiva é o ato de manter um sistema em condições satisfatórias de operação através da troca de elementos antes que falhem, com uma certa margem de segurança ou indicação do fabricante. Manutenção preditiva é uma técnica utilizada para determinar a condição de um equipamento em serviço, com o objetivo de prever quando uma intervenção deve ser executada – para tal, inspeções sistemáticas e/ou periódicas são realizadas. Manutenção prognóstica é o tipo mais avançado de manutenção que se dispõe na atualidade. A mesma consiste em monitorar continuamente parâmetros de uma estrutura e, com o auxílio de modelos numéricos e/ou matemáticos, prever seu tempo de vida útil remanescente.

O estudo da manutenção prognóstica é justificado pela redução nos custos de manutenção, redução do estoque de peças sobressalentes, aumento da vida útil

estrutural e possibilidade de monitoramento remoto, sem deixar de lado a margem de segurança adequada. Esta tecnologia possui empregabilidade nos mais variados ramos da indústria, como o petrolífero, automobilístico, usinas elétricas e distribuição de energia, aeronáutico, naval, de materiais, metal mecânico, de construção civil, aplicações estruturais, etc.

Em adição, o estudo na área é motivado também por necessidades tecnológicas. Materiais compósitos leves de alto desempenho são empregados em diversos setores industriais de forma cada vez mais frequente. Entretanto, as propriedades mecânicas destes materiais são especialmente sensíveis ao dano induzido por fadiga e impacto, e estes fenômenos não podem ser tratados deterministicamente, requerendo monitoramento. A ciência do desenvolvimento de novos materiais necessita do avanço concomitante das técnicas de manutenção prognóstica, de modo a prevenir o colapso inesperado destes componentes (GOBBATO et al., 2012).

Pelos motivos citados acima, há interesse crescente no desenvolvimento de técnicas de manutenção prognóstica. Cabe-se destacar, entretanto, que este é um campo de estudos complexo dada a sua natureza multidisciplinar, que envolve conceitos de áreas como: processamento de sinais, modelagem numérica de estruturas íntegras e danificadas, análises via método dos elementos finitos, mecânica da fratura, técnicas de otimização, dinâmica de estruturas e vibrações mecânicas. Ainda, como muitas vezes as grandezas envolvidas em modelos e métodos têm uma natureza aleatória ou estocástica (como o dano provocado por rajadas de vento e tempestades, por exemplo), é preciso fazer uso de ferramentas estatísticas e estimar as incertezas dos métodos, o que introduz complexidades adicionais aos estudos da área. Por estes motivos, as pesquisas neste campo são relativamente recentes – iniciadas de forma significativa e sistemática na década de 1990 – e tem uma forte tendência crescente para o futuro, sendo o prognóstico de danos definido como um “grande desafio” para engenheiros e cientistas do século XXI (FARRAR et al., 2005).

Um dos pilares sobre os quais a manutenção prognóstica se apoia é conhecido como *Structural Health Monitoring* (SHM), comumente traduzido para o português como “monitoramento de integridade estrutural”. O SHM é definido como o processo de detecção de dano em estruturas das engenharias mecânica, civil e aeroespacial. Este monitoramento estrutural envolve a observação e a aquisição de dados sobre um sistema no tempo através de sensores. Os dados adquiridos devem

ser sensíveis ao dano, possibilitando, com o apoio de ferramentas numéricas e estatísticas, a determinação do estado de dano corrente de uma estrutura. Entre os parâmetros corriqueiramente monitorados para alcançar este objetivo, cabem-se destacar as respostas dinâmicas e vibracionais de estruturas, bem como sua temperatura. Quando eventos extremos acontecem, como tempestades, terremotos ou sobrecargas inesperadas, o SHM pode ser utilizado para fornecer informações valiosas sobre a integridade estrutural, em tempo quase real (FARRAR et al., 2005).

Dentre os elementos mais estudados pela engenharia de estruturas, não se pode deixar de citar as vigas. Estas são, por definição, elementos estruturais sujeitos a carregamentos transversais. Dada a sua simplicidade e sua vasta gama de aplicações, vários modelos e formulações analíticas e numéricas sobre tensões, deformações e danos sobre as mesmas foram propostos nos últimos séculos. Como estes elementos muitas vezes são partes constituintes de sistemas mais complexos, a identificação e o acompanhamento de danos que podem surgir em vigas é de particular interesse, já que possibilitam uma intervenção em momento oportuno, evitando seu colapso abrupto.

Nos últimos anos, um número considerável de pesquisas sobre identificação de trincas em vigas foi publicado, conforme apresentado na seção 2. Analisando estes trabalhos, é perceptível que houve um progresso considerável acerca do assunto, especialmente nos últimos quinze anos. Entretanto, repara-se também que não há unanimidade sobre qual procedimento adotar em cada um dos passos do processo de identificação de dano nestas estruturas, quais sejam: o parâmetro a ser monitorado, as hipóteses adotadas em relação ao modelo físico do problema, a modelagem numérica da estrutura e do dano, o procedimento experimental utilizado para adquirir dados, a metodologia de processamento de sinais, o problema de otimização proposto, o algoritmo de otimização usado, etc.

Nesta linha insere-se o presente trabalho, que utiliza dados vibracionais de estruturas íntegras e danificadas obtidos experimentalmente, modelos numérico-computacionais criados com o método dos elementos finitos e técnicas de otimização não-linear para propor um novo método para identificar trincas em vigas através de um problema inverso. O método proposto foi testado sobre uma viga de metal, sobre a qual trincas de diferentes profundidades foram introduzidas. Uma outra metodologia para a identificação de trincas desenvolvida pelo mesmo grupo de pesquisa foi replicada (PRESEZNIAK, 2007; PRESEZNIAK et al., 2007), com o objetivo de

comparar seus resultados com os obtidos pelo novo método. Na seção 5.3, é apresentada uma comparação entre as duas metodologias, com suas respectivas vantagens e desvantagens.

1.1 JUSTIFICATIVA

Vários estudos recentes sobre identificação de trincas em vigas contribuíram para um melhor entendimento da física do problema, bem como para o desenvolvimento de técnicas e ferramentas que possibilitassem um monitoramento mais preciso e seguro deste tipo de estrutura. Entretanto, de um ponto de vista tecnológico, percebe-se que a aplicação destas técnicas pela indústria ainda é modesta e, em alguns casos, até mesmo inexistente (MONTANARI et al., 2015). Não existe uma razão única para esta dificuldade de adoção das técnicas que a academia propõe, mas uma série delas, dentre as quais destacam-se as seguintes: muitos estudos têm um caráter essencialmente teórico ou de simulação, com métodos que possuem pouca aplicabilidade fora de condições de laboratório; alguns métodos propostos exigem o uso de um conjunto de equipamentos caros e mão-de-obra qualificada para inspeções periódicas *in situ* para adquirir dados vibracionais, o que inviabiliza, do ponto de vista econômico ou logístico, a aplicação da tecnologia; algumas metodologias só conseguem detectar trincas quando estas já apresentam uma profundidade avançada (maior do que 10% da altura da viga), o que pode trazer riscos estruturais inaceitáveis, além de serem identificáveis por simples inspeção visual; estruturas como pontes, torres de transmissão de energia e plataformas off-shore, entre outras, estão sujeitas a carregamentos de natureza aleatória, que introduzem complexidades no problema de caracterização das cargas e podem fazer com que métodos que utilizem excitações determinísticas tornem-se não representativos da situação real (CHEN et al., 2014).

O presente trabalho insere-se neste contexto: embora haja uma vasta gama de possibilidades para cada passo do problema da identificação de trincas em vigas, ainda há pouca aplicação destas técnicas por parte da indústria, pelos motivos apresentados acima. Este cenário atual é discutido em maiores detalhes em toda a seção 2, especialmente na seção 2.6. O presente estudo investiga o monitoramento

do dano em vigas, buscando tornar as realizações alcançadas e técnicas desenvolvidas em estudos anteriores mais operacionais. Este trabalho é inédito até onde foi possível pesquisar na literatura, já que não foi encontrada nenhuma metodologia integrada que cubra todos os passos da técnica de SHM proposta. Além disso, também não foi encontrado nenhum trabalho que busque tornar as tecnologias existentes mais aplicáveis de um ponto de vista operacional, ou que demonstre esta preocupação como um fator central quando da proposição de novos métodos de identificação de danos em vigas. Estas considerações ressaltam, portanto, o caráter de ineditismo da presente pesquisa: não apenas sob a ótica técnica e de conteúdo, mas também por tratar de um problema amplamente discutido a partir de uma nova perspectiva.

1.2 OBJETIVOS

Com o intuito de identificar trincas em vigas em uma condição mais próxima da operacional, um objetivo geral e alguns objetivos específicos são propostos, conforme apresentado a seguir.

1.2.1 Objetivo Geral

O objetivo deste trabalho é propor uma metodologia que possibilite a identificação e monitoramento de trincas passantes em vigas de seção retangular, em tempo quase real e de uma forma semi-automática, sem a necessidade de inspeções locais para a aquisição de dados vibracionais. O método proposto visa ao SHM em condições operacionais, isto é, apto a detectar o dano em um estado relativamente inicial (trincas com profundidades inferiores a 10% da altura da viga), em estruturas sujeitas a carregamentos quaisquer e diminuindo a quantidade de equipamentos utilizados a um computador remoto e um único sensor instalado na viga.

1.2.2 Objetivos Específicos

Para alcançar o objetivo geral, os seguintes objetivos específicos são traçados:

- a) Execução de um procedimento experimental baseado no conceito da análise modal operacional (AMO), para adquirir dados vibracionais de uma viga na condição íntegra e com danos em diferentes estágios;
- b) Criação de um modelo numérico-computacional parametrizado da estrutura em estudo via método dos elementos finitos, com o auxílio do software comercial ANSYS®;
- c) Proposição de um problema de otimização que possibilite a identificação da trinca, isto é, a determinação da localização e da profundidade da mesma. Como técnica de otimização, foi utilizado o algoritmo genético (AG) em rotinas desenvolvidas no software MATLAB®;
- d) Replicação do método utilizado por Presezniak et al. (2007), para fins de comparação com os resultados obtidos. Para replicar o método, é necessário efetuar uma análise modal experimental (AME) da estrutura e obter seus modos de vibrar em diferentes estágios de dano, para posterior aplicação da transformada wavelet (TW) sobre estes dados.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

É bem sabido que a presença de trincas introduz flexibilidades locais em vigas, alterando o comportamento dinâmico e vibracional das mesmas (DIMAROGONAS, 1996). Através do estudo e monitoramento destas alterações é possível resolver o chamado problema inverso, isto é, determinar qual combinação de posição e profundidade de trinca provoca as alterações observadas nestes elementos estruturais (RIZOS et al., 1990; NIKOLAKOPOULOS et al., 1997). O processo de determinar a posição e a profundidade é comumente chamado de identificação da trinca.

É notável que a literatura existente apresente uma variedade de alternativas como possíveis soluções para os diferentes passos do referido problema inverso. Dentre estes passos, destacam-se: a escolha dos parâmetros dinâmicos e vibracionais a serem monitorados, a abordagem física e o modelo da trinca utilizados, métodos matemáticos e algoritmos de otimização empregados e peculiaridades do sistema de medição usado (quando existente).

As seções 2.1, 2.2, 2.3 e 2.4 apresentam uma revisão da literatura atual sobre os tópicos citados no parágrafo anterior. A seção 2.5 apresenta a dificuldade que existe atualmente em identificar trincas em seus estágios iniciais, isto é, trincas com pequenas profundidades. A seção 2.6 apresenta um retrato do cenário atual onde se insere o presente trabalho, levando em consideração todas as informações trazidas pelas seções anteriores.

2.1 PARÂMETROS VIBRACIONAIS MONITORADOS

Os parâmetros vibracionais comumente monitorados com o intuito de identificar trincas são as frequências naturais, os modos de vibrar e as funções resposta em frequência (FRF) de vigas íntegras e danificadas. Há também a possibilidade de fazer o controle de dois destes parâmetros concomitantemente, dadas as suas relativas facilidades de medição.

Fernández-Sáez e Navarro (2002) apresentaram uma abordagem analítica para determinar a frequência fundamental de vigas trincadas em vibrações flexionais, obtendo valores próximos aos encontrados numericamente pelo método dos elementos finitos. Posteriormente, Lee (2009a) propôs um método simples que usa as frequências naturais de vigas para identificar duas ou três trincas, cujas posições e profundidades foram determinadas em boa concordância com as trincas reais. Já Mazanoglu e Sabuncu (2012) utilizaram modelos teóricos para determinar as frequências naturais de vigas com trincas únicas; apresentaram também um algoritmo para detectar as mesmas e um processo para minimizar erros de medição envolvidos.

Na sequência, Gillich e Praisach (2014) apresentaram um método para determinar a posição e severidade de danos em vigas, considerando a forma particular com que ocorrem as mudanças nas frequências naturais associadas ao eixo menos resistente à flexão. O estudo subsequente de Moezi et al. (2015) apresentou um problema de otimização para identificar trincas em vigas, cuja função objetivo é a diferença quadrática ponderada entre as frequências naturais obtidas experimentalmente e as calculadas através de método numérico. Em outro trabalho, Fernández-Sáez e colaboradores (2016) trouxeram uma prova de que a identificação única de uma trinca em uma viga simplesmente apoiada é possível para qualquer severidade do dano, através da medição da primeira e da segunda frequências naturais da estrutura.

Mungla et al. (2016) mediram as frequências naturais de vigas bi-engastadas trincadas, e estimaram a posição e a severidade do dano através de um problema de otimização e de uma abordagem baseada nas frequências naturais, obtendo resultados em concordância com os parâmetros reais da trinca pelos dois métodos. Já Eroglu e Tufekci (2016) apresentaram uma nova formulação de elementos finitos para vigas danificadas, com o objetivo de melhorar os modelos de vigas utilizados em problemas de identificação de trincas. O problema inverso foi resolvido utilizando-se as frequências naturais de vigas danificadas como dados de entrada. Posteriormente, Zhang e Yan (2017) propuseram um método para a identificação de múltiplas trincas em vigas em balanço com seção transversal variável, através de alterações medidas sobre suas frequências naturais com o apoio da transformada de Hilbert-Huan. O método foi testado através de exemplos experimentais, mostrando que é possível determinar as posições e profundidades das trincas em relação à altura da viga.

Nos trabalhos de Nikolakopoulos et al. (1997) e Owolabi et al. (2003) são apresentados gráficos tridimensionais, relacionando a posição e a profundidade de trincas com a redução percentual que elas produzem sobre as frequências naturais de vigas. Quando a redução percentual de uma frequência natural é conhecida, é possível extrair uma curva bidimensional destas superfícies tridimensionais, contendo todas as possíveis combinações de posições e profundidades de trinca que provocam aquela alteração em específico (MUNGLA et al., 2016). Quando a redução de três diferentes frequências naturais é conhecida – resultando em três diferentes curvas de profundidade da trinca por localização da trinca –, é possível fazer uma sobreposição delas no mesmo gráfico. Foi observado que as curvas interceptam-se em um único ponto comum, que fornece a combinação de posição e profundidade de trinca que produz o padrão conhecido de reduções sobre as frequências naturais.

Owolabi et al. (2003) também mostraram que o número mínimo de frequências naturais a serem monitoradas para identificar uma trinca precisa ser igual ao número de parâmetros buscados mais um. Conseqüentemente, quando se deseja identificar uma trinca única (determinar sua localização e profundidade), é necessário monitorar o padrão de redução de três frequências naturais. Quando se deseja identificar duas trincas (determinar duas localizações e duas profundidades), o monitoramento precisa ser feito sobre cinco frequências naturais, e assim por diante. Posteriormente, Greco e Pau (2012) obtiveram conclusões similares, complementando que o número mínimo de frequências naturais monitoradas pode não ser o suficiente para garantir uma solução precisa do problema inverso, quando erros experimentais estão presentes.

Alguns pesquisadores procuraram resolver o problema inverso através do monitoramento dos modos de vibrar de vigas danificadas. Rizos et al. (1990) monitoraram os modos de vibrar de vigas trincadas em balanço, identificando trincas com precisão razoável quando as mesmas possuíam profundidades moderadas, superiores a 10% da altura da viga. No trabalho de Douka et al. (2003), um método simples para identificar trincas em vigas em balanço foi apresentado, baseado na análise do modo de vibrar fundamental da estrutura e em fatores de intensidade que permitiram estimar a severidade do dano. Já Hadjileontiadis et al. (2005) analisaram o modo de vibrar fundamental de uma viga em balanço para propor uma técnica de identificação de trincas, que se mostrou apta a detectar o dano mesmo com a presença de ruídos no sinal analisado.

Algum tempo depois, Lu et al. (2013) utilizaram, para resolver o problema inverso, um método insensível ao ruído de medição, baseado na diferença entre a curvatura dos modos de vibrar de vigas danificadas e intactas. Khiem e Tran (2014) obtiveram uma expressão simplificada para os modos de vibrar naturais de uma viga com um número arbitrário de trincas. Mesmo com dados ruidosos e escassos, os pesquisadores conseguiram efetuar a identificação do dano. Xu et al. (2014) propuseram dois métodos, ambos baseados na medição dos modos de vibrar de vigas trincadas, que permitem a identificação do dano sem que haja a necessidade prévia destas informações sobre as vigas na condição intacta. Montanari et al. (2015) simularam numericamente os três primeiros modos de vibrar de vigas danificadas em balanço e simplesmente apoiadas, e empregaram os resultados para determinar o número ótimo de intervalos de amostragem para identificar o dano de forma efetiva.

Outros pesquisadores estudaram o efeito de trincas sobre as frequências naturais e modos de vibrar de vigas concomitantemente. Srinivasarao et al. (2010) criaram um modelo para danos em vigas que provocou alterações sobre a matriz de rigidez da equação característica das mesmas. A partir desta equação, os pesquisadores calcularam os modos de vibrar e as frequências naturais da estrutura danificada, com o intuito de identificar trincas. Attar (2012) propôs uma abordagem analítica para investigar as frequências naturais e os modos de vibrar de vigas escalonadas com um número arbitrário de trincas transversais e formas gerais de condições de contorno, cujos resultados estão em concordância àqueles obtidos através do método dos elementos finitos e de métodos experimentais. A pesquisa propõe também um novo método para solucionar o problema inverso e identificar a trinca. Khaji e Mehrjoo (2014) também propuseram uma nova modelagem para vigas com um número arbitrário de trincas, que, através de um novo elemento de viga, também resolve o problema inverso. Os resultados foram validados por comparação com dados experimentais e com dados obtidos através de uma análise bidimensional via método dos elementos finitos.

Ainda com foco semelhante, Hakim et al. (2015) utilizaram uma técnica de inteligência artificial (IA) treinada com dados experimentais e de simulação de frequências naturais e modos de vibrar de vigas intactas e danificadas, com o objetivo de melhorar a precisão da identificação de danos. Altunisik et al. (2017) investigaram a identificação de parâmetros modais e a detecção de dano em vigas em balanço com várias trincas, através de um modelo numérico gerado através do software ANSYS e

medições experimentais. Por fim, os trabalhos de Owolabi et al. (2003), Saeed et al. (2012) e Chiquito (2012) estudaram os efeitos de trincas em vigas sobre as frequências naturais e as FRFs das mesmas, propondo métodos para identificar o dano através do controle destes parâmetros. Alternativamente, Panteliou et al. (2001) utilizaram os fatores de amortecimento como indicadores para a identificação de trincas.

2.2 ABORDAGENS FÍSICAS E MODELOS DE TRINCA

Além dos parâmetros a serem monitorados, a literatura também reporta diferentes possibilidades de modelos físicos a serem utilizados para a solução do problema inverso de identificação de trincas em vigas. Os trabalhos de Fernández-Sáez et al. (1999), Greco e Pau (2012), Attar (2012), Moezi et al. (2015) e Mungla et al. (2016) utilizaram o modelo de viga de Euler-Bernoulli em seus estudos. Os trabalhos de Loya et al. (2006), Eroglu e Tufekci (2016), Hou e Lu (2016) e Chouiyakh et al. (2017) usaram modelos mais sofisticados de viga, que consideram também os efeitos provocados pela deformação de cisalhamento transversal.

Alguns estudos modelaram trincas em vigas como molas torcionais (LEE, 2009a; LEE, 2009b; MOEZI et al., 2015; MUNGLA et al., 2016), outros como associações de molas torcionais e translacionais (LOYA et al., 2006; SRINIVASARAO et al., 2010, CHOUYAKH et al., 2017). Já Law e Lu (2005) modelaram a trinca como um sistema discreto representado pela função delta de Dirac.

Andreas e Baragatti (2011) fizeram uma análise não linear do problema através de um modelo bidimensional via método dos elementos finitos. Neves et al. (2016) utilizaram um modelo de massa e rigidez discretos para vigas danificadas, para estudar o comportamento dinâmico não linear das mesmas. Bovsunovsky e Surace (2015) revisaram o tópico de não linearidades em vibrações de estruturas elásticas com trincas em fechamento.

2.3 MÉTODOS MATEMÁTICOS

Do ponto de vista matemático, diferentes métodos e algoritmos também já foram utilizados para resolver o problema inverso de identificação de trincas. Com o intuito de amplificar detalhes sobre as respostas vibracionais de vigas danificadas, Douka et al. (2003), Srinivasarao et al. (2010), Presezniak et al. (2007), Cao et al. (2014a), Xu et al. (2014) e Montanari et al. (2015) lançaram mão de técnicas baseadas na transformada Wavelet (TW). Nikolakopoulos et al. (1997) e Owolabi et al. (2003) propuseram métodos gráficos para identificar trincas em vigas.

Dependendo da abordagem, o problema inverso pode conduzir a um problema de otimização. Rizos et al. (1990), Lee (2009a) e Lee (2009b) aplicaram o método de Newton-Raphson para a solução do problema em questão, enquanto os trabalhos de Khaji e Mehrjoo (2014), Hou e Lu (2016) e Eroglu e Tufeci (2016) basearam-se no uso dos algoritmos genéticos (AG). Alternativamente, Saeed et al. (2012) e Hakim et al. (2015) fizeram o uso de inteligência artificial (redes neurais artificiais – RNA) e Moezi et al. (2015) utilizaram o algoritmo de otimização Cuckoo. Vale ressaltar que não só a técnica de otimização utilizada para resolver o problema inverso diferiu nestas pesquisas, mas também a modelagem do problema de otimização em si, isto é, os pesquisadores citados propuseram funções objetivo e restrições diferentes com o objetivo de identificar trincas em vigas.

2.4 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Por fim, verificam-se também diferentes possibilidades para a aquisição dos dados experimentais vibracionais utilizados no problema inverso. Rizos et al. (1990), Owolabi et al. (2003), Hakim et al. (2015), Eroglu e Tufeci (2016) e Mungla et al. (2016) extraíram dados através de análise modal experimental (AME), enquanto Xu et al. (2014) utilizaram análise modal operacional (AMO). A diferença básica entre os dois métodos é que, na AME, a função de entrada (força de excitação) é uma função conhecida, ao passo que, na AMO, é desconhecida – frequentemente, a excitação da estrutura na AMO ocorre durante sua operação normal.

Embora a AME proporcione resultados mais precisos, ela exige que um especialista teste a estrutura, normalmente com um martelo piezoelétrico ou um “shaker”, o que pode ser proibitivo em termos de uma técnica de SHM (EWINS, 2000). Não há unanimidade entre os pesquisadores sobre o melhor tipo de equipamento a ser utilizado (martelos piezoelétricos, “shakers”, acelerômetros, etc.), sobre como induzir trincas em vigas e nem sobre a resolução mínima necessária dos sistemas de aquisição de dados, assunto discutido em parte na pesquisa de Montanari et al. (2015).

2.5 IDENTIFICAÇÃO DE PEQUENAS TRINCAS

Um assunto recorrente na literatura vigente sobre identificação de trincas em vigas é a dificuldade que há em identificá-las, quando elas mesmas se encontram em estados incipientes. Sabe-se que o padrão de alterações que as trincas provocam sobre as frequências naturais e modos de vibrar de vigas depende da localização do dano, ao passo que a amplitude destas alterações depende de sua severidade – profundidade da trinca. Em outras palavras, trincas hipotéticas – em estágios iniciais ou com profundidades avançadas –, localizadas na mesma posição, provocarão as mesmas alterações sobre os parâmetros vibracionais das vigas; a diferença é que as trincas mais profundas tornarão estes efeitos mais evidentes (OWOLABI et al., 2003; GOMES e ALMEIDA, 2014; GILLICH e PRAISACH, 2014; YAMUNA e SAMBASIVARAO, 2014; OLIVEIRA FILHO et al., 2017). Em particular, Oliveira Filho et al. (2017) apontaram que trincas com profundidades que correspondem a 10% da altura da viga provocam alterações de menos de 0,5% sobre as frequências naturais da estrutura. É comum, entretanto, que erros introduzidos por procedimentos experimentais de aquisição de dados e por modelos numéricos sejam desta mesma ordem de grandeza, dificultando o processo de identificar danos desta magnitude. A partir destas considerações, repara-se que a identificação de trincas nestes estágios fica condicionada à precisão dos equipamentos e algoritmos utilizados.

Este tema foi abordado anteriormente por Douka et al. (2003), que, na ocasião, reportaram que havia dificuldades em identificar pequenas trincas ($a/h < 20\%$, onde a é a profundidade da trinca e h é a altura da viga). No referido trabalho,

os pesquisadores conduziram um experimento no qual uma trinca com profundidade $a/h = 30\%$ foi introduzida sobre uma viga. O método então proposto, entretanto, levou a um falso resultado, identificando uma trinca com profundidade $a/h = 50\%$.

Posteriormente, Hadjileontiadis et al. (2005) identificaram uma trinca com profundidade $a/h = 30\%$ de forma experimental, além de propor um método que consegue estimar a profundidade com precisão para trincas moderadas ($15\% < a/h < 30\%$). Alguns anos mais tarde, Lee (2009a) e Attar (2012) conseguiram identificar trincas com profundidade $a/h = 10\%$ em vigas geradas numericamente. Em outro estudo, Lee (2009b) usou as amplitudes de vibração de vigas para detectar o dano em exemplos numéricos; trincas com profundidades $a/h = 20\%$ foram identificadas, apesar de um erro considerável estar presente nestes resultados.

No trabalho de Srinivasarao et al. (2010), foram identificadas as posições de trincas de profundidade $a/h = 16,6\%$ em vigas, de forma experimental. Nesse trabalho, entretanto, o tamanho da trinca não foi estimado, apenas a sua localização. Posteriormente, o efeito de trincas em vigas curvadas foi estudado por Saeed et al. (2012), que conseguiram identificar trincas neste formato de viga de forma numérica, com uma exatidão razoável para trincas com profundidades superiores a $a/h = 16,7\%$.

Na mesma linha, nos últimos anos, outros estudos buscaram identificar trincas em vigas em ensaios experimentais ou de forma numérica. Khiem e Tran (2014) apontaram que há dificuldades para identificar trincas com uma profundidade $a/h < 10\%$. Naquela ocasião, os pesquisadores identificaram trincas com uma profundidade relativa $a/h = 10\%$ em dados gerados numericamente, mesmo quando um ruído foi introduzido propositalmente, de forma a contaminar o sinal.

Cao et al. (2014a) identificaram trincas com profundidade $a/h = 15\%$ de forma experimental. Em outra ocasião, Cao et al. (2014b) propuseram um método capaz de identificar trincas experimentalmente, com uma profundidade $a/h = 10\%$. Ainda no mesmo ano, Khaji e Mehrjoo (2014) e Gillich e Praisach (2014) conseguiram identificar trincas em vigas de forma experimental, com profundidades $a/h = 20\%$ e $a/h = 33\%$, respectivamente. Na sequência, Moezi et al. (2015) identificaram trincas com profundidades $a/h = 20\%$ de forma experimental, enquanto Hakim et al. (2015) estudaram a detecção de trincas em vigas com perfil I, apontando que encontraram

dificuldades para identificar o dano quando o mesmo é leve, já que muitos erros foram reportados durante a investigação de trincas com pequenas profundidades.

Em estudos mais recentes, outros pesquisadores continuaram a trabalhar no problema de identificar trincas em vigas de forma experimental. Eroglu e Tufeci (2016), Mungla et al. (2016), Zhang e Yan (2017) e Hou e Lu (2017) identificaram trincas com profundidades $a/h = 15\%$, $a/h = 50\%$, $a/h = 11\%$ e $a/h = 25\%$, respectivamente. He e Ng (2017) estudaram o efeito de múltiplas trincas não passantes em vigas, sendo que uma trinca de profundidade $a/h = 33\%$ foi identificada com 43,51% de erro.

Observando-se os estudos supracitados, repara-se que as menores trincas identificadas, experimental ou numericamente, têm profundidades $a/h = 10\%$. O problema é que, do ponto de vista de técnicas de SHM, da manutenção preditiva e prognóstica e da mecânica da fratura, esta profundidade já pode ser considerada demasiadamente avançada, comprometendo a segurança operacional a depender da aplicação. O problema se agrava quando o material em questão tem um comportamento frágil, o que pode fazer com que a propagação da trinca ocorra de forma abrupta e descontrolada. Desta forma, há interesse da indústria e, logicamente, da academia em conseguir detectar o dano em vigas em estágios ainda mais incipientes.

2.6 CENÁRIO ATUAL

As várias possibilidades presentes nas etapas que compõem um problema de identificação de trincas em vigas causam dúvidas e questionamentos, já que elas apresentam diferentes peculiaridades, vantagens e desvantagens, a depender de cada aplicação. Muitas vezes, este universo de possibilidades é um desafio para técnicos, engenheiros e cientistas quando do desenvolvimento de um sistema de SHM para identificar danos em vigas. Neste ponto, ressalta-se o fato de que, embora a literatura forneça esta vasta gama de possibilidades para cada passo do processo de identificação de trincas em vigas, ainda há pouco uso destas técnicas pela indústria, pelos motivos apresentados na Introdução.

Considerando estes apontamentos e a dificuldade existente quando da identificação de trincas em estágios incipientes, surgiu a motivação e a justificativa para o presente estudo (apresentadas na seção 1.1), que busca dar um passo no sentido de tornar os métodos, conhecimentos e tecnologias supracitados mais aplicáveis em condições de uso real.

2.6.1 Detalhamento do trabalho

Para alcançar o objetivo geral de propor uma metodologia robusta para a identificação de trincas em vigas em condições mais próximas das operacionais, como exposto na seção 1.2.1, alguns objetivos específicos foram propostos na seção 1.2.2. Nos parágrafos seguintes, apresentam-se justificativas para a escolha dos objetivos específicos previamente apontados, além de algumas considerações pertinentes.

Destaca-se que o intuito desta pesquisa é propor uma metodologia para a identificação de trincas em vigas com foco em situações práticas, isto é, buscando minimizar a quantidade de equipamentos utilizados, aplicável em casos operacionais (estruturas sujeitas a carregamentos quaisquer), quando as trincas ainda estão em seus estágios iniciais (profundidade inferior a 10% da altura da viga) e que possibilite o monitoramento e controle do dano em tempo quase real e de forma remota, sem a necessidade de inspeções locais por técnicos.

Para reduzir o sistema de medição utilizado, fez-se a opção de controlar as frequências naturais da viga, visto que um único acelerômetro pode ser suficiente para adquirir dados sobre este parâmetro. Os estudos de Kanaparthi et al. (2016), Kavitha et al. (2016), Ebrahimkhanlou e Salamone (2017), e Oliveira Filho et al. (2017) ilustram a importância do uso de um sistema de monitoramento adequado para técnicas de SHM. Além disso, frequências naturais são mais fáceis de medir e menos suscetíveis a erros de medição do que os modos de vibrar (FERNÁNDEZ-SÁEZ et al., 2016).

Optou-se também pela realização de um procedimento experimental baseado em uma AMO. A desvantagem da AME é que ela exige o trabalho de especialistas *in situ*, o que inviabiliza o monitoramento do dano em tempo real, além de ser inviável quando as estruturas são numerosas ou situadas em locais de difícil acesso. Por questões de conveniência, um “shaker” foi utilizado, neste trabalho, para provocar a

excitação sobre a viga. Entretanto, o equipamento estava desconectado do software, fazendo com que a força de excitação atuante sobre a estrutura fosse desconhecida, o que caracteriza uma AMO. Em aplicações reais, este passo poderia ser substituído pela operação normal da viga, com a excitação sendo provocada pelo movimento de uma máquina ou por forças de vento, por exemplo.

Um comentário torna-se pertinente neste ponto: embora o termo “frequência natural” seja usado indiscriminadamente em muitos artigos científicos, a frequência natural está associada a sistemas mecânicos sem amortecimento. Quando uma AMO é realizada para adquirir dados vibracionais (modelo de resposta da aceleração em frequência), as frequências de pico observadas são ligeiramente diferentes das frequências naturais. Desta forma, no presente trabalho, o termo “frequência de ressonância” é utilizado para se referir a estas frequências de pico, e o termo “frequência característica” é usado indistintamente para se referir tanto às frequências naturais como às frequências de ressonância. É possível, entretanto, utilizar as frequências de ressonância obtidas experimentalmente para fazer comparações com frequências naturais calculadas numericamente, desde que as premissas e hipóteses a serem apresentadas na seção 4.2 sejam observadas.

Um modelo numérico-computacional bidimensional baseado no método dos elementos finitos e um problema de otimização resolvido através dos AG foram propostos, visando a dar velocidade e confiabilidade na solução do problema inverso, já que um número considerável de simulações é necessário. Embora recomendações existentes na literatura tenham sido utilizadas para resolver o problema de otimização usando os AG, uma nova função objetivo baseada nas variações das cinco primeiras frequências naturais das vigas foi proposta. Os passos da metodologia proposta, que é inédita pelo uso combinado e coerente do modelo numérico-computacional, do problema de otimização e de procedimentos experimentais, estão explicados em detalhes na seção 4.3.

O método foi testado em uma viga de aço com seção transversal quadrada, na qual foi introduzida uma trinca. Com o intuito de estudar diferentes cenários de dano, várias medições foram feitas, e, antes de cada uma delas, a profundidade da trinca foi aumentada gradativamente com uma serra. Por fim, uma segunda trinca foi introduzida sobre a viga. Os resultados, apresentados na seção 5.1, mostram que o método foi efetivo em identificar trincas com uma exatidão aceitável para muitas aplicações de engenharia. Os resultados foram comparados aos obtidos através de

um método desenvolvido previamente dentro do mesmo grupo de pesquisa, conforme as seções 5.2 e 5.3. Os limites à aplicação da metodologia também foram discutidos.

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Alguns conceitos gerais referentes às bases teóricas sobre as quais este trabalho se apoia são brevemente apresentados nesta seção, sem a pretensão de substituir a literatura consagrada acerca destes temas.

Nas próximas seções, os seguintes tópicos são abordados: vibrações de sistemas com múltiplos graus de liberdade, método dos elementos finitos, otimização e algoritmos genéticos e transformada wavelet. Caso já haja familiaridade com um ou mais destes tópicos, é possível avançar na leitura sem prejuízo para o entendimento deste trabalho.

3.1 VIBRAÇÕES DE SISTEMAS COM MÚLTIPLOS GRAUS DE LIBERDADE

Características dinâmicas de estruturas com comportamento linear – como as frequências naturais, os modos de vibrar e a resposta em frequência – são afetadas pelo surgimento e crescimento de trincas. Como a análise destas características possibilita a identificação e o crescimento das mesmas, seu conhecimento e controle constituem uma importante ferramenta para o desenvolvimento de metodologias de SHM e de prognóstico de danos.

Do ponto de vista do estudo das vibrações mecânicas, estruturas como vigas podem ser modeladas adequadamente como sistemas não girantes de múltiplos graus de liberdade. De uma forma geral, parte-se da seguinte equação de movimento para caracterizar este tipo de sistema (EWINS, 2000):

$$[M]\{\ddot{x}(t)\} + [C]\{\dot{x}(t)\} + [K]\{x(t)\} = \{f(t)\} \quad (1)$$

onde $[M]$, $[C]$ e $[K]$ são, respectivamente, as matrizes de massa, amortecimento e rigidez do sistema; $\{x(t)\}$, $\{\dot{x}(t)\}$ e $\{\ddot{x}(t)\}$ são, respectivamente, os vetores de deslocamento, velocidade e aceleração e $\{f(t)\}$ é o vetor de forças atuantes.

Observa-se que as equações de movimento que governam o sistema são um conjunto de n equações diferenciais ordinárias de segunda ordem acopladas, onde n

é o número de graus de liberdade do mesmo. A solução destas equações pode ser complexa quando n é grande ou quando forças externas atuantes são não periódicas. Uma forma conveniente de tratar este tipo de problema é utilizar um método conhecido como análise modal, que consiste em expressar o deslocamento das massas como uma combinação linear dos modos de vibrar do sistema. Esta transformação linear permite desacoplar as n equações diferenciais. Este conjunto de n equações desacopladas tem um tratamento equivalente à solução de equações de n sistemas de um único grau de liberdade, que pode ser obtida mais facilmente (RAO, 2009).

De acordo com Ewins (2000), a análise de vibrações de um sistema pode seguir uma rota teórica, que consiste em uma descrição da estrutura (modelo espacial, contendo informações sobre massa, amortecimento e rigidez do sistema), que leva a um modelo modal (caracterizado pelas frequências naturais, fatores de perda e modos de vibrar) e, finalmente, a um modelo de resposta (com as respostas em frequência). De um ponto de vista experimental, entretanto, esta rota se inverte: modelos de resposta são obtidos experimentalmente através de sensores (por exemplo, acelerômetros) acoplados a estruturas reais, que permitem a obtenção dos parâmetros modais e, a partir destes, o modelo estrutural pode ser, em tese, caracterizado.

Esta dualidade no sentido do estudo da análise modal permite o cruzamento e comparação de dados obtidos experimentalmente com o equacionamento gerado através da proposição de modelos, como exposto nas seções 3.2 e 4.2. Ainda nesta linha do estudo da análise modal do ponto de vista experimental, costuma-se fazer a distinção entre análise modal experimental (AME) e análise modal operacional (AMO). A primeira é realizada quando se sabe qual é a excitação atuante no sistema (vetor $\{f(t)\}$ conhecido); a segunda é realizada quando a excitação sobre o sistema é desconhecida (normalmente uma condição de operação natural da estrutura em questão, conforme apresentado na seção 2.4).

Existem diversos modelos diferentes utilizados para a representação de sistemas mecânicos, que conduzem a diferentes formulações. Entre os mais utilizados, podem ser destacados o modelo não amortecido, o modelo viscoso e o modelo histerético (EWINS, 2000). A seguir, são apresentados os modelos não amortecido e o modelo histerético. Para um maior aprofundamento neste assunto, ver Ewins (2000) e Rao (2009).

3.1.1 Problema de autovalores de um sistema não amortecido

Para o caso de um sistema de múltiplos graus de liberdade sem amortecimento ($[C]$ é uma matriz nula), a equação (1) fica reduzida a (EWINS, 2000):

$$[M]\{\ddot{x}(t)\} + [K]\{x(t)\} = \{f(t)\} \quad (2)$$

Considera-se, inicialmente, que o sistema está sob vibração livre, isto é, $\{f(t)\} = \{0\}$. Desconsiderando a parte imaginária do modelo de exponenciais complexas (ESPÍNDOLA, 1986), assume-se que a solução existe na forma $\{x(t)\} = \{X\}e^{i\Omega t}$ e, conseqüentemente, $\{\ddot{x}(t)\} = -\Omega^2\{X\}e^{i\Omega t}$. Substituindo esta condição e a solução na equação (2), obtém-se:

$$([K] - \Omega^2[M])\{X\}e^{i\Omega t} = \{0\} \quad (3)$$

As únicas soluções não triviais para este problema são as que satisfazem $\det|[K] - \Omega^2[M]| = 0$. Desta condição, podem-se encontrar N valores de Ω^2 : $(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_j, \dots, \lambda_N)$, que são os autovalores, ou as frequências naturais ao quadrado, do sistema não amortecido (define-se a j -ésima frequência natural do sistema f_{n_j} como $f_{n_j}^2 = \lambda_j$). Substituindo qualquer desses valores na equação (3), é possível encontrar o valor correspondente de $\{X\}$, chamado de modo de vibrar $\{\psi\}_j$ correspondente à frequência natural. A solução completa pode ser expressa na forma de duas matrizes $N \times N$: $\Lambda = [\cdot \lambda_j \cdot]$ e $[\Psi]$. Estas matrizes são chamadas, respectivamente, de matriz espectral e matriz modal, onde λ_j é o j -ésimo autovalor e $\{\psi\}_j$ é uma descrição da forma de vibrar correspondente – j -ésimo autovetor (EWINS, 2000).

Esse modelo possui propriedades importantes, conhecidas como propriedades de ortogonalidade. A prova destas propriedades pode ser encontrada na bibliografia correspondente (ESPÍNDOLA, 1986; EWINS, 2000). De forma concisa, elas são expressas por:

$$[\Psi]^T[M][\Psi] = [m_j] \quad (4)$$

$$[\Psi]^T[K][\Psi] = [k_j] \quad (5)$$

onde m_j e k_j são, respectivamente, a massa modal e a rigidez modal do modo j .

A matriz de autovetores está sujeita a um fator de escala, o que faz com que os valores de m_j e k_j não sejam únicos. Entretanto, a razão k_j/m_j é única, sendo igual ao autovalor λ_j . Desta forma, é comum que seja feita a normalização destes autovetores da seguinte forma (EWINS, 2000):

$$\{\phi\}_j = \frac{1}{\sqrt{m_j}} \{\psi\}_j \quad (6)$$

onde $\{\phi\}_j$ é o modo de vibrar normalizado para o modo j , e $m_j = \{\psi\}_j^T [M] \{\psi\}_j$. Considerando toda a matriz de autovetores, tem-se:

$$[\Phi] = [\Psi][m_j^{-1/2}] \quad (7)$$

onde $[\Phi]$ são os autovetores normalizados. Esta matriz tem as seguintes propriedades particulares (EWINS, 2000):

$$[\Phi]^T [M] [\Phi] = [I] \quad (8)$$

$$[\Phi]^T [K] [\Phi] = [fn_j^2] \quad (9)$$

3.1.2 Modelo histerético

Quando uma estrutura real é excitada por um movimento harmônico, a energia dissipada por ciclo depende da frequência, não necessariamente de forma proporcional. Esta consideração fornece a base conceitual para o desenvolvimento do modelo histerético, que é utilizado de forma preferencial por diversos softwares comerciais (SNOWDON, 1968).

O modelo histerético surge de uma modificação sobre o modelo viscoso, possibilitando uma manipulação matemática mais simples. Considera-se que a matriz de amortecimento $[C]$, para uma estrutura excitada por movimento harmônico, é dada por:

$$[C] = \frac{1}{\Omega} [H] \quad (10)$$

onde Ω é a frequência de excitação e $[H]$ é a matriz de amortecimento hysterético.

A equação de movimento de um sistema discreto com múltiplos graus de liberdade fica, portanto (ESPÍNDOLA, 1986):

$$[M]\{\ddot{x}(t)\} + \frac{1}{\Omega} [H]\{\dot{x}(t)\} + [K]\{x(t)\} = \{f(t)\} \quad (11)$$

A equação (11) possui a restrição de ser válida apenas quando a excitação for um vetor de forças harmônicas, todas de mesma frequência Ω . Esta consideração é assumida pelo parâmetro Ω do primeiro membro. Se a excitação possuir um amplo espectro de frequências, a equação (11) não será válida por estar misturando os domínios do tempo e da frequência (ESPÍNDOLA, 1986).

O modelo hysterético poderá ser utilizado sem restrições quando a equação (11) for escrita no domínio da frequência. Para tal, considera-se inicialmente que a resposta é dada na forma $\{x(t)\} = \{X\}e^{i\Omega t}$, admitindo que Ω pode ser complexo e que não há excitação. Fazendo algumas manipulações e substituindo estas informações na equação (11), tem-se (EWINS, 2000):

$$([K] + i[H] - \Omega^2[M])\{X\}e^{i\Omega t} = 0 \quad (12)$$

Analogamente ao caso do sistema não amortecido, as únicas soluções não triviais para este problema são as que satisfazem $\det|[K] + i[H] - \Omega^2[M]| = 0$. Este problema complexo de autovalores possui uma solução na forma de duas matrizes contendo autovalores e autovetores. Neste caso, entretanto, ambas as matrizes são complexas, e o j -ésimo autovalor é escrito na forma (EWINS, 2000):

$$\lambda_j = fn_j^2(1 + i\eta_j) \quad (13)$$

onde λ_j é o j -ésimo autovalor e η_j é o fator de perda de amortecimento para este modo.

A solução deste problema de autovalores possui as mesmas propriedades de ortogonalidade que a solução do sistema não amortecido, sendo definida pelas equações:

$$[\Psi]^T [M] [\Psi] = [m_j] \quad (14)$$

$$[\Psi]^T [K + iH] [\Psi] = [k_j] \quad (15)$$

Novamente, os parâmetros de massa e rigidez modais (agora complexos) dependem de normalização de seus vetores dos modos de vibrar, obedecendo à relação:

$$\lambda_j = fn_j^2 = \frac{k_j}{m_j} \quad (16)$$

Consequentemente, os autovetores normalizados pela massa são definidos da mesma forma que para o caso do sistema não amortecido (EWINS, 2000):

$$\{\phi\}_j = \frac{1}{\sqrt{m_j}} \{\psi\}_j \quad (17)$$

Na prática, é comum que haja excitação e respostas forçadas. Esta consideração altera a equação (12), já que o vetor de forças não é mais nulo. A equação de movimento no domínio da frequência, deste caso, é dada por (EWINS, 2000):

$$([K] + i[H] - \Omega^2 [M])\{X\}e^{i\Omega t} = \{F\}e^{i\Omega t} \quad (18)$$

Pela propriedade de ortogonalidade, é possível provar que a matriz função resposta em frequência é dada por:

$$[\alpha(\Omega)] = [\Phi] \begin{bmatrix} \ddots & & & \\ & \lambda_j - \Omega^2 & & \\ & & \ddots & \\ & & & \ddots \end{bmatrix}^{-1} [\Phi]^T \quad (19)$$

Desta equação matricial, pode-se extrair a resposta no domínio da frequência na k-ésima coordenada, associada a uma força aplicada na s-ésima coordenada generalizada. Esta FRF é expressa na forma de uma série (ESPÍNDOLA, 1986; EWINS, 2000):

$$\alpha_{ks}(\Omega) = \sum_{j=1}^n \frac{(\phi_{kj})(\phi_{sj})}{\lambda_j - \Omega^2 + i\eta_j \lambda_j} \quad (20)$$

O produto do numerador da equação (20) é chamado de constante modal, definido como:

$${}^j A_{ks} = (\phi_{kj})(\phi_{sj}) \quad (21)$$

Finalmente, esta função, denominada receptância, é definida por (ESPÍNDOLA, 1986; EWINS, 2000):

$$\alpha_{ks}(\Omega) = \sum_{j=1}^n \frac{{}^j A_{ks}}{\lambda_j - \Omega^2 + i\eta_j \lambda_j} \quad (22)$$

3.1.3 Extração de parâmetros modais

Após a obtenção de FRFs medidas experimentalmente em diferentes pontos de uma estrutura, é possível utilizar estes dados de forma combinada para determinar os parâmetros modais da mesma, que são as frequências naturais, os fatores de perda de amortecimento e os modos de vibrar. Neste trabalho, foi utilizado o método dos resíduos globais de ajuste de curvas para obter os modos de vibrar da viga estudada, cujos resultados estão apresentados na seção 5.2. Os conceitos e equacionamento do referido método podem ser encontrados em Ewins (2000).

3.2 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

O método dos elementos finitos (MEF) é um método numérico aproximado, utilizado, entre outras aplicações, para resolver problemas cuja solução pela mecânica do contínuo é demasiadamente complexa ou até mesmo inviável.

O método consiste em subdividir um domínio complexo de volume V em partes finitas de geometria simples como segmentos de retas, triângulos, quadriláteros, tetraedros, etc., de volume V_i . O método dos elementos finitos busca por soluções para as equações integrais referentes a estes volumes V_i , cujo somatório será o valor da integral estendida a todo o domínio. Este somatório mantém a coerência entre os elementos utilizados para discretizar o domínio, recebendo o nome de superposição (AZEVEDO, 2003).

Nos problemas de elementos finitos há, portanto, uma malha com n pontos nodais, onde n depende da discretização utilizada para caracterizar o domínio. Para a resolução dos problemas de dinâmica das estruturas, são montadas as matrizes de massa, amortecimento e rigidez dos elementos, que contém informações acerca da distribuição destas grandezas na estrutura em estudo. Através de combinações lineares das soluções nodais e de funções de interpolação, determinam-se soluções aproximadas para os elementos (RIBEIRO, 2004).

3.2.1 Elementos isoparamétricos

Chamam-se de elementos finitos isoparamétricos aqueles que utilizam as mesmas funções de interpolação para as coordenadas nodais e para as variáveis. Nestes elementos, as funções de forma são definidas nas coordenadas de referência, fazendo com que sua diferenciação em relação às coordenadas físicas não seja simples. Desta diferenciação surge a matriz jacobiana, que relaciona as coordenadas físicas com as coordenadas de referência. O determinante da matriz jacobiana é chamado de jacobiano, sendo um fator de escala que descreve o comprimento, área ou volume físicos associados com o comprimento, área ou volume de referência, dependendo do número de dimensões do problema (COOK et al., 2002).

O jacobiano desempenha um papel importante na avaliação da validade do mapeamento. A exigência fundamental é de que todo ponto no elemento de referência deva ser mapeado no interior do elemento físico, e vice-versa. Quando um ponto interior em coordenadas de referência é mapeado em um ponto exterior nas coordenadas físicas, o jacobiano torna-se negativo. Se vários pontos em coordenadas de referência são mapeados em um único ponto nas coordenadas físicas, o jacobiano torna-se zero naquele ponto. Portanto, é importante manter o formato do elemento de modo que o jacobiano seja positivo em qualquer lugar do mesmo.

3.2.2 Modelagem de trincas por elementos finitos

É comum que se utilizem elementos finitos singulares – aqueles que possuem jacobiano nulo – para modelar malhas com trincas. Os elementos singulares *quarter-points*, sugeridos independentemente por Henshell e Shaw (1975) e Barsoum (1976), ganharam popularidade entre os pesquisadores por serem simples e proporcionarem resultados precisos com malhas relativamente grosseiras.

Destaca-se, entretanto, que este tipo de modelagem é útil quando se deseja determinar tensões e deformações em regiões próximas a uma trinca, além de outros parâmetros típicos de problemas de mecânica da fratura – como o fator de intensidade de tensões ou a integral J, por exemplo. Quando o intuito é determinar variações globais sobre o comportamento dinâmico de estruturas, ao invés de variações locais no campo de tensões na vizinhança da trinca, este tipo específico de modelagem não se faz necessário. O trabalho de Chati et al. (1997) traz um comparativo de valores de frequências naturais de vigas trincadas, calculadas com o uso de elementos singulares *quarter-points* e com elementos não-singulares. Os resultados demonstram que os valores das frequências obtidas pelas duas malhas são bastante próximos. Esta verificação também pode ser feita facilmente através da modelagem de dois sólidos em softwares de elementos finitos, um com a malha contendo elementos singulares e o outro sem os mesmos.

Desta forma, neste trabalho optou-se por utilizar apenas elementos não-singulares, já que a inclusão de um ponto de singularidade pode aumentar o tempo das simulações – os softwares comerciais normalmente disparam uma janela de

pergunta ao usuário, para certificar se o ponto de singularidade realmente deve ser introduzido – sem que haja uma melhora evidente nos resultados. Detalhes mais específicos sobre o modelo e a malha utilizados podem ser encontrados na seção 4.2.

3.3 OTIMIZAÇÃO

Otimização é o processo que busca minimizar ou maximizar uma função, escolhendo sistematicamente os valores de variáveis reais ou inteiras pertencentes a um conjunto viável. Os parágrafos a seguir apresentam como o processo de otimização pode ser descrito matematicamente (ARORA, 2004).

O objetivo de um problema de otimização é encontrar um vetor $\mathbf{z} = (z_1, z_2, \dots, z_n)$ que minimize ou maximize a função objetivo $f(\mathbf{z})$, dada por:

$$f(\mathbf{z}) = f(z_1, z_2, \dots, z_n) \quad (23)$$

estando o problema sujeito a p restrições de igualdade

$$h_j(\mathbf{z}) = h_j(z_1, z_2, \dots, z_n) = 0, (j = 1, \dots, p) \quad (24)$$

e a m restrições de desigualdade

$$g_i(\mathbf{z}) = g_i(z_1, z_2, \dots, z_n) \leq 0, (i = 1, \dots, m) \quad (25)$$

Otimizar é, portanto, o processo de buscar por uma solução que melhor represente a solução ótima da função objetivo, de forma iterativa. Dá-se o nome de conjunto viável S ao conjunto de variáveis de projeto que satisfazem todas as restrições. O conjunto viável é expresso por (ARORA, 2004):

$$S = \{\mathbf{x} | \mathbf{x} \in B^n; h_j(\mathbf{z}) = 0, (j = 1, \dots, p); g_i(\mathbf{z}) \leq 0, (i = 1, \dots, m)\} \quad (26)$$

onde B é o conjunto dos números reais para variáveis contínuas, ou o conjunto de valores discretos para variáveis discretas. Ao conjunto de variáveis que viola ao menos uma das restrições do problema, dá-se o nome de conjunto inviável.

Problemas de otimização podem ser lineares ou não lineares, dependendo da natureza da função objetivo e das restrições de igualdade e desigualdade. Quando um problema tem mais de um objetivo, ele é denominado de multiobjetivo. Diversas técnicas de otimização estão bem documentadas na literatura, apresentando vantagens e desvantagens dependendo do problema a ser abordado. Entre estas técnicas, destaca-se a dos algoritmos genéticos (AG), empregada neste trabalho e descrita brevemente na próxima seção.

3.3.1 Algoritmos genéticos

Os AG são uma técnica de otimização estocástica, baseada na teoria da evolução natural de Darwin. Os mesmos foram propostos na década de 1970 por John Holland (HOLLAND, 1992). Basicamente, uma população inicial é definida aleatoriamente, com possíveis candidatos para resolver o problema. No problema inverso de identificação de trincas do presente estudo, cada candidato foi composto por duas variáveis: posição e profundidade da trinca. Depois que esta primeira geração é testada, os candidatos mais aptos são mantidos para a próxima geração – algumas vezes chamados de “filhos de elitismo”, ou, em inglês, “champions” ou “elite count”. O restante da geração sofre mutação ou “crossover”, e, então, tem-se uma nova geração a ser testada. O processo continua até que, virtualmente, encontra-se o melhor indivíduo: uma combinação de posição e profundidade de trinca que esteja em melhor concordância com dados obtidos experimentalmente.

Esta técnica de otimização foi utilizada porque ela aumenta as chances de encontrar o mínimo global da função. A função objetivo declarada possui mínimos locais e, caso a solução convirja para um destes, uma falsa trinca poderia ser identificada, isto é, parâmetros incorretos do dano seriam apontados como a solução. Mais detalhes sobre como o algoritmo foi implementado para resolver o problema inverso de identificação de trincas são apresentados na seção 4.3.

3.4 TRANSFORMADA WAVELET

Em análise e processamento de sinais, é comum que se faça uso de sistemas de transformadas matemáticas que permitam o mapeamento de uma função de um domínio para outro. Este tipo de ferramenta é especialmente útil quando o domínio para o qual a função foi transportada permite a ampliação e visualização de detalhes relevantes, que antes não estavam evidentes. No século XIX, Fourier propôs a representação de sinais periódicos através da soma de senos e cossenos. Esta ideia deu origem à conhecida transformada de Fourier (TF), que utiliza a combinação de diferentes funções ortogonais para estabelecer uma relação direta de sinais entre os domínios do tempo e da frequência (BARBOSA, 2001).

Baseado nos conceitos da FT, surgiu, no século XX, a transformada wavelet (TW). Esta transformada também utiliza a combinação de funções ortogonais para mapear funções de um domínio para outro, conhecido como “domínio wavelet”. As funções ortogonais utilizadas no sistema wavelet são chamadas de funções de escala β e funções wavelets γ . É relevante apontar o fato de que as funções de escala e wavelet são comumente definidas utilizando-se as letras gregas ϕ e ψ , respectivamente. Entretanto, esta notação foi aqui evitada para não causar confusões com os modos de vibrar normalizados e os autovetores, previamente definidos na seção 3.1.

Repara-se que as funções senos e cossenos, utilizadas na TF, são locais no domínio da frequência e globais no domínio do tempo – uma onda contínua no tempo possui apenas uma frequência. Já as funções ortogonais utilizadas na TW são locais em ambos os domínios, tempo e frequência. Esta diferença faz com que a TW permita uma melhor representação de detalhes de sinais que ocorram em um breve intervalo de tempo ou de frequência (PRESEZNIAK, 2007).

A TW pode ser contínua ou discreta, a depender do tipo do sinal analisado. No contexto da presente pesquisa, é possível aplicar a TW sobre os modos de vibrar obtidos experimentalmente de vigas danificadas – um sinal discreto, portanto. Como as trincas provocam descontinuidades nos modos de vibrar de estruturas, a ideia é ampliar esta descontinuidade em um domínio wavelet, de forma a possibilitar a identificação da posição das mesmas.

Entre os sistemas de wavelet discretos mais utilizados, destacam-se o de Haar, Symmlet, Coiflet, Daubechies e Cohen-Daubechies-Feauveau. Neste trabalho, seguindo a metodologia proposta por Presezniak et al. (2007), foi utilizado o sistema wavelet discreto de Daubechies, apresentado brevemente na seção seguinte. Caso um maior aprofundamento sobre a teoria e o uso da TW seja desejado, indica-se Stark (2005).

3.4.1 Sistema wavelet de Daubechies

O sistema wavelet de Daubechies é uma generalização do sistema wavelet de Haar, através da introdução de uma grandeza chamada de momento M , que é a quantidade de vezes que uma função pode ser derivada. Assim, este sistema wavelet pode representar exatamente um polinômio de grau $M - 1$ (DAUBECHIES, 1992).

Daubechies (1988) utilizou um conjunto de funções com coeficientes de filtro determinados a partir de restrições, de forma a garantir a generalização do sistema utilizado por Haar (1910). Nove famílias de funções são definidas no sistema proposto por Daubechies, identificadas por um número N . Para cada uma destas famílias, diferentes coeficientes de filtro h_k são determinados. Para a família N , é necessário definir $2N$ coeficientes de filtro. Estes coeficientes são necessários para a determinação da função de escala de Daubechies, dada por:

$$\beta(t) = \sqrt{2} \sum_{k=0}^{2N-1} h_k \beta(2t - k) \quad (27)$$

onde $\beta(t)$ é a função de escala de Daubechies, N é a família considerada e h_k são os coeficientes de filtro utilizados. Quando considera-se a primeira família, isto é, $N = 1$, tem-se o sistema wavelet de Haar.

A partir dos coeficientes h_k , pode-se determinar os coeficientes g_k , necessários ao cálculo da função wavelet de Daubechies. Estes coeficientes são relacionados pela seguinte equação (STARK, 2005):

$$g_k = (-1)^k h_{1-k} \quad (28)$$

Assim, determina-se a função wavelet de Daubechies, dada por:

$$\gamma(t) = \sqrt{2} \sum_{k=0}^{2N-1} g_k \gamma(2t - k) \quad (29)$$

Estando em posse das funções de escala e funções wavelet, tem-se a base ortogonal necessária para aplicar a TW discreta sobre um sinal (STARK, 2005).

3.4.2 Análise multiresolução

Os coeficientes g_k e h_k podem ser utilizados para realizar a filtragem de um sinal através da TW discreta. A utilização de bancos de filtros em análises wavelet permite a visualização do sinal em diferentes níveis de resolução – conceito conhecido como análise multiresolução. Nesses diferentes níveis de resolução, é possível obter, a partir de uma solução conhecida, outras soluções com diferentes graus de detalhamento ou refinamento. A título de curiosidade, aponta-se que esta técnica é vastamente empregada para tratamento e compressão de imagens (STARK, 2005).

Do ponto de vista matemático, a análise multiresolução parte de funções de escala $\beta_{j,k}$, que formam uma base do sub-espço V_j . Sobre estas funções, podem ser realizadas operações de dilatação j e translação k , dadas da seguinte forma:

$$\beta_{j,k}(x) = 2^{j/2} \beta(2^j x - k), \quad \text{com } j \text{ e } k \in Z \quad (30)$$

Assim, se uma função $h(x)$ está definida em V_j , então $h(2x)$ estará definida em um subespaço V_{j+1} , que é um subespaço de ordem superior.

De forma similar, as funções wavelet $\gamma_{j,k}$ formam um subespaço W_j . Operando dilatações j e translações k sobre estas funções, é possível formar novos subespaços, da seguinte forma:

$$\gamma_{j,k}(x) = 2^{j/2} \gamma(2^j x - k), \quad \text{com } j \text{ e } k \in \mathbb{Z} \quad (31)$$

Estes subespaços formam uma base ortonormalizada a um dado nível de resolução j . É interessante notar que, em cada nível de resolução, diferentes detalhes do sinal tornam-se mais explícitos, facilitando a identificação de singularidades do mesmo.

No contexto do presente trabalho, e seguindo a metodologia proposta por Presezniak et al. (2007), o objetivo é filtrar o sinal (modo de vibrar de uma viga danificada) até que um detalhe (descontinuidade do modo provocada por uma trinca) se torne evidente o bastante para ser identificado. Destaca-se que o tamanho do filtro do sistema Daubechies é sempre superior a dois, o que faz com que, a cada vez que o sinal é filtrado para um subespaço de ordem superior, o tamanho do sinal seja reduzido para menos da metade. Em outras palavras, menos da metade da quantidade de pontos estará disponível para análise a cada vez que se aumenta a ordem do subespaço.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

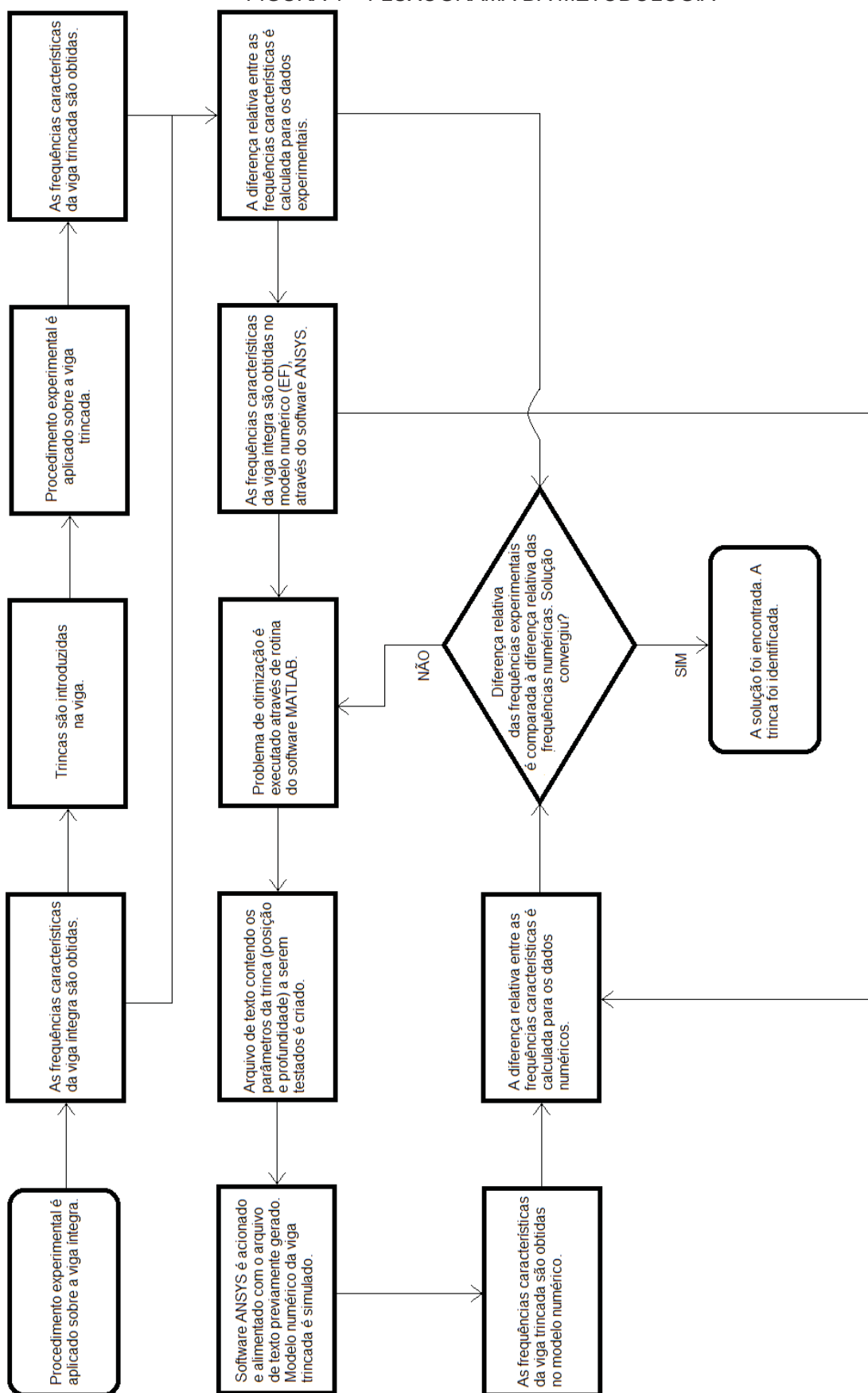
Uma trinca, dependendo da sua localização e profundidade, provoca um padrão único de redução das frequências naturais de uma viga, isto é, afeta cada uma das frequências naturais de forma diferente. Conhecendo-se este padrão de reduções, é possível resolver o problema inverso – determinar qual combinação de localização e profundidade de trinca leva aos valores conhecidos de frequências naturais. Baseado neste fato, desenvolveu-se o método apresentado neste trabalho, chamado de “Método 1”, que se divide em três partes:

- um procedimento experimental baseado em uma AMO para obter as frequências de ressonância da viga antes e depois do dano. Com estes valores, é traçado o padrão de reduções sobre os valores das frequências naturais. É importante notar que, quando um acelerômetro é instalado em uma viga supostamente íntegra, automaticamente ocorrerá a aquisição de dados sobre a viga “sem danos”. Se estes dados forem adquiridos periodicamente, são esperadas alterações sobre os valores das frequências de ressonância se trincas surgirem. Por outro lado, se os valores permanecerem os mesmos, há a indicação que a viga continua no seu estado íntegro;
- um modelo numérico-computacional, criado com o método dos elementos finitos, capaz de simular os efeitos de trincas em diferentes posições e profundidades. Este modelo computacional da estrutura deve ser preparado antes da aplicação do método. O mesmo modelo poderia ser utilizado para monitorar a integridade de estruturas similares, como, por exemplo, componentes de máquinas iguais (embora os dados experimentais adquiridos para cada uma delas deverão ser ligeiramente diferentes, devido a pequenas diferenças construtivas);
- um problema de otimização, cuja função objetivo visa a diminuir o erro entre o padrão de alterações obtido experimental e numericamente. Quando esta diferença for suficientemente pequena, o algoritmo de otimização terá identificado a trinca, isto é, terá determinado, com exatidão aceitável, qual a profundidade e a localização da mesma.

Cada uma destas partes é detalhada nas seções seguintes. O procedimento experimental e o modelo numérico computacional são apresentados por primeiro – seções 4.1 e 4.2, respectivamente –, definindo os parâmetros obtidos em cada um destes passos. Posteriormente, o problema de otimização proposto é apresentado na

seção 4.3, apontando como os dados experimentais e numéricos são utilizados. Com o objetivo de facilitar o entendimento da metodologia aplicada, a Figura 1 apresenta um fluxograma contendo os passos do processo.

FIGURA 1 – FLUXOGRAMA DA METODOLOGIA



FONTE: o autor (2017).

O método apresentado foi aplicado sobre uma viga de aço SAE 1020, com 720 mm de comprimento e seção transversal quadrada, com 22,23 mm de lado. Este aço tem um módulo de elasticidade $E = 205 \text{ GPa}$, com um coeficiente de Poisson $\nu = 0,29$ e uma densidade de $\rho = 7860 \text{ kg/m}^3$. Ao todo, 6 diferentes situações foram avaliadas, considerando a viga na situação íntegra e em cinco estágios de dano diferentes, conforme apresentado na tabela 1.

TABELA 1 – CASOS ESTUDADOS

CASO	Posição da trinca x_t (mm)	Profundidade da trinca a (mm)
0 (viga íntegra, sem trincas)	-	-
1 ($a/h = 5 \%$)	220	1,1
2 ($a/h = 10 \%$)	220	2,2
3 ($a/h = 20 \%$)	220	4,4
4 ($a/h = 50 \%$)	220	11,1
5 (duas trincas: $a_1/h = 50 \%$ e $a_2/h = 25 \%$)	220 e 590	11,1 e 5,5

FONTE: o autor (2017).

Na seção 4.4, apresenta-se sucintamente o método para identificação de trincas em vigas proposto previamente pelo mesmo grupo de pesquisa (PRESEZNIAK et al., 2007), aqui chamado de “Método 2”. Este método foi replicado no presente trabalho, para a mesma viga estudada, possibilitando uma comparação direta entre os resultados obtidos através do Método 1.

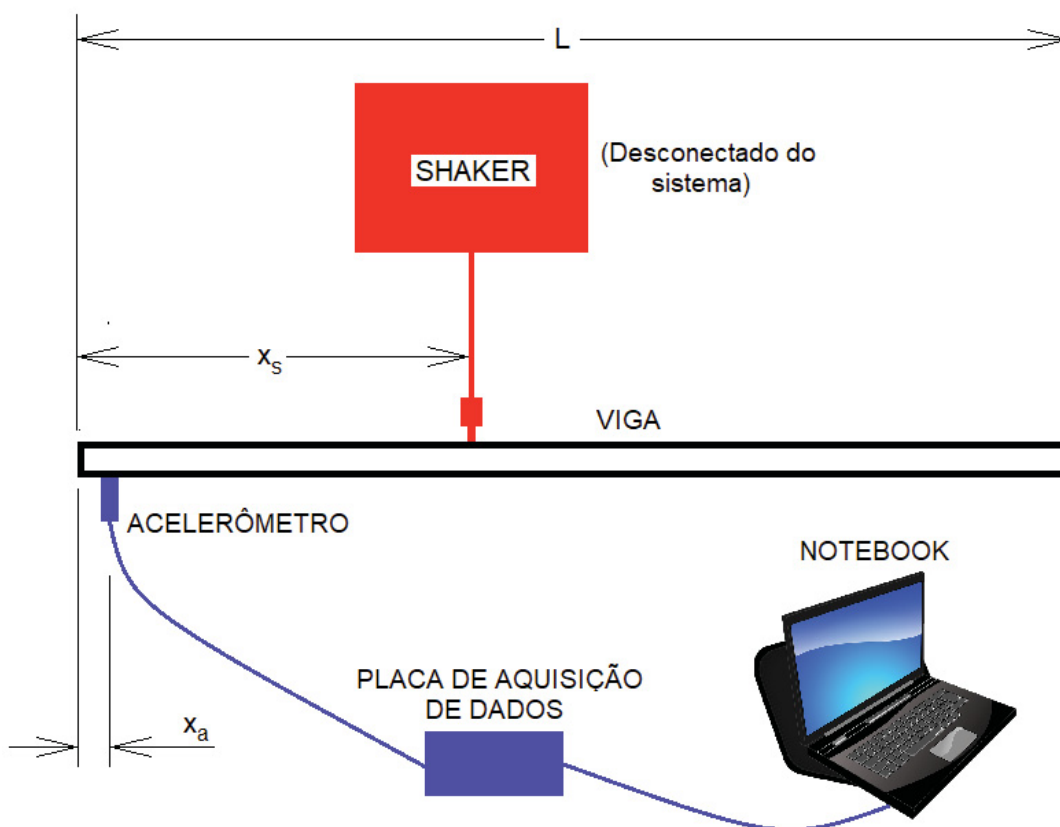
4.1 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O procedimento experimental, baseado em uma AMO, visa a identificar quais são as frequências de ressonância da viga nas condições intacta e com dano. O primeiro passo do método proposto é, portanto, determinar qual o número de frequências características a ser monitorado. Vale ressaltar que, do ponto de vista experimental, à medida que as frequências de ressonância assumem valores mais elevados, aumenta-se também a dificuldade na aquisição experimental, pois é necessário um equipamento com maior capacidade de processamento de dados. Como há a intenção de identificar duas trincas sobre a viga testada, foi feito o

monitoramento das cinco primeiras frequências características da mesma, conforme discutido na seção 2.1.

Na etapa experimental, um único acelerômetro uniaxial, utilizado para captar o sinal de aceleração (resposta), foi posicionado em $x_a/L = 0,02$, onde x_a é a posição do acelerômetro e L é o comprimento da viga. Para excitar a estrutura, foi utilizado um “shaker”, posicionado em $x_s/L = 0,39$, onde x_s é a posição do “shaker”. Estas localizações de acelerômetro e “shaker” foram escolhidas atentando-se para que não coincidisse com qualquer nó de algum dos 5 primeiros modos de vibrar da estrutura, o que faria com que a informação sobre a frequência característica correspondente fosse perdida. A viga foi ensaiada em uma condição livre-livre, e o “shaker” foi configurado para provocar uma excitação aleatória sobre a viga (ruído branco). Destaca-se que o sinal de excitação do “shaker” não foi utilizado para determinar o comportamento da estrutura – a AMO utiliza apenas os dados de resposta. A Figura 2 apresenta um esquema do sistema de medição utilizado.

FIGURA 2 – SISTEMA DE MEDIÇÃO UTILIZADO

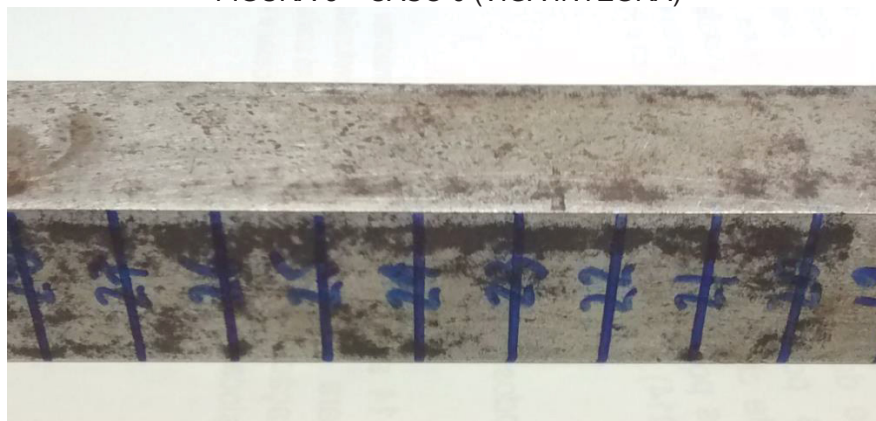


FONTE: o autor (2017).

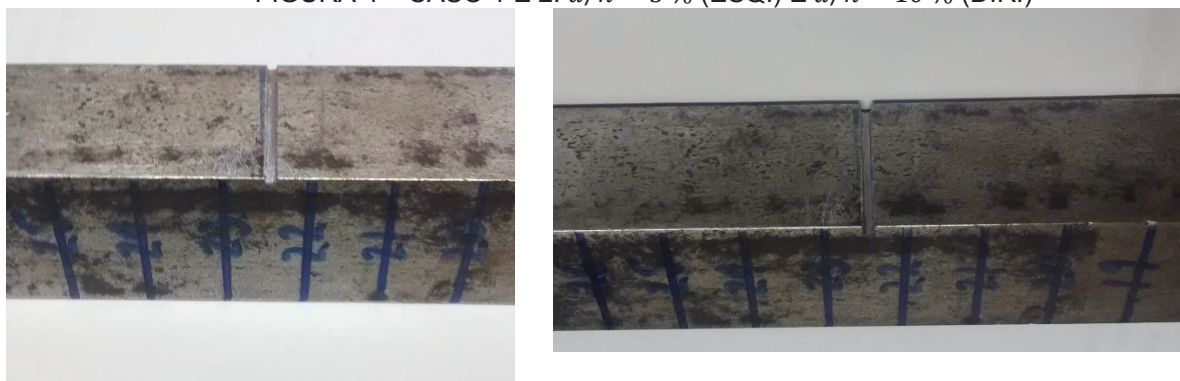
O acelerômetro PCB Piezotronics® (modelo 352C68) foi conectado a uma placa de aquisição interfaceada a um computador. No software associado à placa, pode-se selecionar a aquisição de 1800 valores em frequência a cada medição. Primeiramente, foram obtidos dados da viga na condição intacta. Este passo é de fundamental importância para o nível de detalhamento que se está buscando: testes foram feitos em corpos de provas na condição intacta, mas as pequenas diferenças entre os corpos teoricamente idênticos (aproximadamente 0,1% de variação sobre os valores das frequências de ressonância) já são da mesma ordem de grandeza das alterações provocadas por trincas de pequenas profundidades – ver tabela 3 para mais resultados. Este efeito pode prejudicar a identificação do dano pelo método proposto, já que uma trinca falsa poderia ser acusada. Destaca-se, portanto, que a viga a ser utilizada deve ser preliminarmente avaliada, isto é, sua curva de aceleração em frequência deve ser medida logo de saída.

Posteriormente, entalhes com 0,5 mm de largura foram introduzidos, utilizando-se uma serra fina, para simular trincas abertas na viga. A cada aumento de trinca, uma nova medição, nas mesmas condições, foi efetuada. O procedimento de se utilizar cortes com serras ou eletrodos para simular trincas é bem documentado na literatura, como, por exemplo, nos trabalhos de Rizos et al. (1990), Owolabi et al. (2003), Law e Lu (2005), Xiang et al. (2007), Srinivasarao et al. (2010), Gillich and Praisach (2014), Mungla et al. (2016) e Orhan et al. (2016). Com as curvas de aceleração em frequência, determinaram-se as cinco frequências de pico da viga – chamadas aqui de frequências de ressonância. As figuras 3 a 6 ilustram a viga nas 6 diferentes situações (cabe-se destacar que as marcações introduzidas manualmente na viga não correspondem ao comprimento da mesma em centímetros).

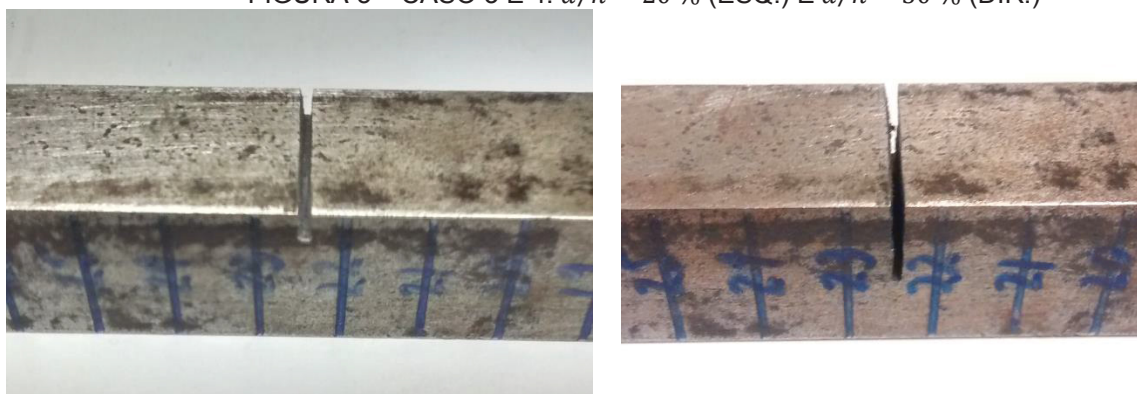
FIGURA 3 – CASO 0 (VIGA ÍNTEGRA)



FONTE: o autor (2017).

FIGURA 4 – CASO 1 E 2: $a/h = 5\%$ (ESQ.) E $a/h = 10\%$ (DIR.)

FONTE: o autor (2017).

FIGURA 5 – CASO 3 E 4: $a/h = 20\%$ (ESQ.) E $a/h = 50\%$ (DIR.)

FONTE: o autor (2017).

FIGURA 6 – CASO 5: $a_1/h = 50\%$ E $a_2/h = 25\%$ 

FONTE: o autor (2017).

Como já exposto, o software associado à placa e instalado no computador – RT Photon Pro, versão 6.3307 – apresentara a opção de se adquirir 1800 valores em frequência em cada medição, independentemente da banda de frequência

selecionada para a aquisição de dados. Por conta disso, cada medição foi feita em três diferentes bandas de frequência, de forma a possibilitar a melhor resolução possível para cada frequência de ressonância analisada. As três bandas de frequência de medição foram: de 0 até 300,00 Hz (incremento de 0,16667 Hz); de 0 até 1318,26 Hz (incremento de 0,73242 Hz); de 0 até 4500 Hz (incremento de 2,5 Hz). Desta forma, foi possível obter dados mais precisos sobre a primeira frequência de ressonância da viga (localizada na primeira faixa de medição), dados com uma precisão intermediária sobre a segunda e terceira frequências de ressonância (compreendidas entre 281,25 e 1318,26 Hz) e dados menos precisos em relação à quarta e à quinta frequências de ressonância (compreendidas entre 1318,6 e 4500 Hz). Uma janela Hanning foi utilizada para adquirir os dados de aceleração da estrutura. Os resultados das medições realizadas podem ser visualizados na seção 5.1.

Como era de se esperar, as frequências de ressonância sofreram decréscimos após a presença das trincas. A alteração percentual provocada pela trinca sobre a i -ésima frequência de ressonância obtida experimentalmente é dada por:

$$ED_i = 100 \left(1 - \frac{fe_i^c}{fe_i^l} \right) \quad (32)$$

onde ED é a variação percentual da frequência de ressonância dos dados experimentais, fe^c é a frequência de ressonância da viga trincada e fe^l é a frequência de ressonância da viga íntegra, obtidas experimentalmente. Como a frequência de ressonância da viga danificada, fe^c , é sempre inferior à frequência natural da viga íntegra, fe^l , ED sempre assume um valor positivo.

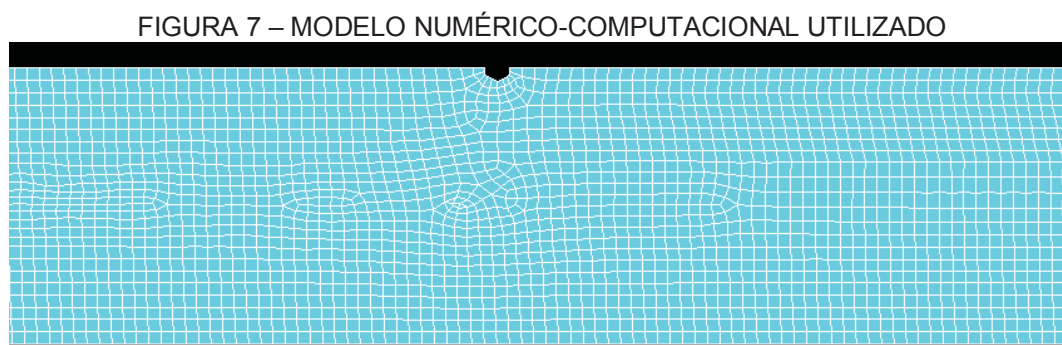
4.2 MODELO NUMÉRICO-COMPUTACIONAL

Um modelo computacional parametrizado da viga foi criado utilizando-se o software de elementos finitos ANSYS APDL 14.5. Considerando que apenas as frequências características associadas com a flexão no plano perpendicular ao eixo de abertura e fechamento da trinca foram obtidas experimentalmente, optou-se por utilizar um modelo bidimensional em estado plano de tensões (corte longitudinal da

viga). Este modelo conduz aos mesmos resultados de um tridimensional no sistema estudado, a um custo computacional menor. Elementos isoparamétricos planos de 8 nós foram selecionados e a malha foi refinada até fornecer precisão suficiente, da mesma ordem de grandeza das diferenças observadas sobre as frequências naturais nos dados da AMO. A malha utilizada era composta por aproximadamente 16560 elementos (este número tem pequenas variações de acordo com a posição e a profundidade da trinca simulada). Cada iteração demorou em torno de 20 segundos para ser executada, utilizando-se um computador com um processador i5 quad-core com 4 gigabytes de memória RAM. Em média, levou-se aproximadamente 90 minutos para o problema de otimização ser resolvido (este tempo aumentou em algumas horas no problema de identificação de duas trincas), mas foi verificado que o tempo poderia ser menor se um computador mais poderoso fosse utilizado.

A condição de contorno livre-livre foi utilizada no modelo numérico, para se fazer uma comparação direta com os dados experimentais. Isto é possível devido ao fato de que, quando uma análise modal é realizada, não há a necessidade de se inserir vetores de força sobre o modelo, o que causaria, hipoteticamente, um deslocamento infinito da viga. Os modos de vibrar também são calculados no modelo numérico. Embora seja possível notar que os mesmos são diretamente afetados pela presença de trincas (conforme apontado por vários trabalhos citados na seção 2.1), esta informação não foi utilizada, porque dados referentes aos modos de vibrar não foram adquiridos experimentalmente no Método 1.

A Figura 7 ilustra o modelo numérico-computacional 2D da viga com uma trinca passante.



FONTE: o autor (2017).

A eq. (1) é a equação que governa o movimento do sistema com múltiplos graus de liberdade da figura 2. Partindo desta equação, obtém-se um problema de

autovalores, resolvido nas rotinas de cálculo do software ANSYS para a obtenção das frequências naturais do modelo numérico. Se o sistema for não amortecido, $[C] = 0$, e o problema de autovalores generalizado é dado a partir da eq. (3). Para um modelo com amortecimento histerético e um grau de liberdade, a frequência natural e a frequência de ressonância, considerando o modelo de função resposta em frequência da aceleração (inertância), são dadas, respectivamente, por:

$$fn = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (33)$$

$$fr = fn \sqrt{1 - \eta^2} \quad (34)$$

onde fn é a frequência natural, fr é a frequência de ressonância, k é a rigidez, m é a massa e η é o fator de perda de amortecimento estrutural do sistema. A dedução da eq. (34) está exposta no Apêndice.

Considerando, sem perda de generalidade, o surgimento de uma alteração externa como uma trinca, que provoca uma modificação na rigidez do sistema, mas mantém a massa e o amortecimento praticamente constantes, é possível calcular a diferença percentual entre as frequências de ressonância devido a esta alteração, da seguinte forma:

$$D_r = 100 \left(1 - \frac{fr_1}{fr_2} \right) = 100 \left(1 - \frac{\sqrt{\frac{k_1(1 - \eta^2)}{m}}}{\sqrt{\frac{k_2(1 - \eta^2)}{m}}} \right) = 100 \left(1 - \sqrt{\frac{k_1}{k_2}} \right) \quad (35)$$

onde D_r é a diferença percentual entre frequências de ressonância de um sistema amortecido antes e depois da alteração, k_1 é a rigidez do sistema no estado 1 (antes da alteração) e k_2 é a rigidez do sistema no estado 2 (depois da alteração).

Se uma alteração é provocada de modo a modificar a rigidez de um sistema com um grau de liberdade sem amortecimento, mas mantendo a sua massa constante, é possível calcular a diferença percentual entre as frequências naturais antes e depois da alteração, da seguinte forma:

$$D_n = 100 \left(1 - \frac{fn_1}{fn_2} \right) = 100 \left(1 - \frac{\sqrt{\frac{k_1}{m}}}{\sqrt{\frac{k_2}{m}}} \right) = 100 \left(1 - \sqrt{\frac{k_1}{k_2}} \right) \quad (36)$$

onde D_n é a diferença percentual entre as frequências naturais de um sistema não amortecido antes e depois da alteração. Conforme a eq. (35) e a eq. (36), repara-se que a diferença percentual provocada por uma alteração apenas na rigidez sobre as frequências características (natural e de ressonância) independe se o sistema é amortecido ou não amortecido, isto é, $D_r = D_n$.

O raciocínio apresentado para um sistema com um grau de liberdade pode ser estendido, cuidadosamente, para um sistema com múltiplos graus de liberdade, como a viga em estudo. Assim, neste trabalho, a hipótese adotada é de que a trinca provoca alterações somente na matriz de rigidez do sistema, ficando as matrizes de massa e amortecimento invariantes com o surgimento da mesma. Esta hipótese pode ser justificada pelas seguintes considerações: o surgimento de uma trinca provoca uma alteração desprezível na massa da estrutura, pois não há perda de material; pequenas trincas provocam efeitos desprezíveis sobre o amortecimento do sistema; trincas abertas, como no caso do presente estudo, reduzem o atrito entre as duas áreas de contato das trincas, reduzindo a perda de energia e mantendo o amortecimento do sistema constante; mesmo que as trincas presentes não fossem abertas, o efeito do atrito seria desprezível para a aplicação estudada, que considera um problema de flexão pura ausente de não-linearidades – a perda de energia do sistema gerada pelo atrito das faces da trinca pode se tornar significativa para um caso onde exista rotação, como em um eixo.

Por conta deste efeito – a diferença percentual entre as frequências de ressonância obtidas no sistema amortecido são iguais às diferenças percentuais obtidas entre as frequências naturais no sistema não-amortecido –, foi possível considerar o sistema como não amortecido no modelo numérico utilizado. Esta escolha é especialmente conveniente, já que evita a necessidade de se estimar o amortecimento da estrutura, além de agilizar os cálculos durante o problema de otimização, descrito na seção 4.3.

Primeiramente, fez-se uma simulação da viga intacta, de modo a obter as frequências naturais numéricas da estrutura íntegra. Em seguida, introduziram-se

trincas modeladas com o formato de um pentágono – associação de um retângulo e um triângulo isósceles – com uma largura parametrizada de acordo com o comprimento da viga (0,5 mm neste estudo). Embora esta geometria tenha sido escolhida com o objetivo de dar realismo à simulação, os resultados do trabalho de Orhan et al. (2016) mostraram que as frequências naturais calculadas em modelos numéricos são insensíveis a diferentes formatos geométricos de trincas.

O dano foi inserido no modelo variando-se os parâmetros x_t e a , posição e profundidade da trinca, respectivamente, e as frequências naturais foram recalculadas. A alteração provocada pela trinca sobre a i -ésima frequência natural do modelo numérico é dada por:

$$ND_i = 100 \left(1 - \frac{fn_i^C}{fn_i^I} \right) \quad (37)$$

onde ND é a variação percentual da frequência natural do modelo numérico, fn^C é a frequência natural da viga trincada do modelo numérico e fn^I é a frequência natural da viga íntegra do modelo numérico. Como a frequência natural da viga danificada, fn^C , é sempre inferior à frequência natural da viga íntegra, fn^I , ND sempre assume um valor positivo.

4.3 PROBLEMA DE OTIMIZAÇÃO

Partindo das hipóteses assumidas e conhecendo-se as diferenças percentuais que trincas provocam sobre os dados experimentais e sobre o modelo numérico – ED_i e ND_i , respectivamente –, foi proposto um problema de otimização com o objetivo de identificar as trincas. Como o padrão de redução das frequências naturais gerado por uma trinca é único, a depender da posição e profundidade da mesma, o presente trabalho adapta a ideia proposta por Owolabi et al. (2003) de identificar trincas através de uma forma gráfica para a ideia de solucionar um problema de otimização, eliminando os erros advindos de interpolações lineares para determinar pontos faltantes nos gráficos e dando mais velocidade à solução. A otimização proposta visa a aproximar o padrão de alterações provocado por trincas no modelo numérico-

computacional ao padrão obtido experimentalmente, isto é, minimizar a diferença entre ambos. Desta forma, definiu-se a função objetivo f a ser minimizada, qual seja:

$$f = \sum_{i=1}^N \sqrt{(ED_i - ND_i)^2} \quad (38)$$

onde N é o número de frequências características utilizadas na identificação da trinca. Foram impostas, na identificação de uma única trinca, restrições aos parâmetros buscados no problema (posição x_t e profundidade a da trinca), da seguinte forma:

$$0 \leq x_t \leq L \quad (39)$$

$$0 \leq a \leq 0.9h \quad (40)$$

Quando o problema de otimização for resolvido com o objetivo de identificar duas trincas, quatro restrições devem ser impostas, a saber:

$$0 \leq x_{t_1} \leq L \quad (41)$$

$$0 \leq x_{t_2} \leq L \quad (42)$$

$$0 \leq a_1 \leq 0.9h \quad (43)$$

$$0 \leq a_2 \leq 0.9h \quad (44)$$

onde x_{t_1} , x_{t_2} , a_1 e a_2 são as posições e profundidades das trincas 1 e 2, respectivamente.

O problema inverso foi resolvido utilizando-se algoritmos genéticos (AG), conforme descrito na seção 3.3. O uso deste método é conveniente, já que a função objetivo definida pode ter mais do que um mínimo local e, caso a solução venha a convergir para um destes mínimos, falsas posições e profundidades de trinca seriam identificadas. Ao contrário, a otimização com um método global como os AG aumenta a probabilidade de determinação do mínimo global da função – que leva à identificação correta dos parâmetros do dano. Além disso, seu uso já é consagrado na literatura, conforme nos trabalhos de Mungla et al. (2015) e Hou e Lu (2016).

A população inicial foi selecionada como 15 vezes o número de variáveis. Quando a otimização foi executada com o intuito de identificar uma única trinca, dois

parâmetros estavam sendo buscados (x_t e a), e a população inicial foi definida em 30 indivíduos. Quando a otimização foi executada com o intuito de identificar duas trincas, quatro parâmetros estavam sendo buscados (x_{t_1} , x_{t_2} , a_1 e a_2), e a população inicial foi definida em 60 indivíduos. Após a seleção da população inicial, o algoritmo progride com seleção natural, mutação e “crossover”, e uma nova população é definida.

A otimização é interrompida quando a função objetivo f assume um valor menor do que o de uma tolerância pré-estabelecida, ou quando o número máximo de iterações é alcançado. A tolerância foi definida em 10^{-6} , porque as variações nos parâmetros de trinca quando a função objetivo f é menor do que isto são desprezíveis para propósitos de identificação – a posição da trinca identificada começa a variar na ordem de 0,01 mm e a profundidade da trinca identificada varia na ordem de 10^{-4} mm. O número máximo de iterações é definido como 100 vezes o número de variáveis – 200 iterações para o problema da trinca única e 400 iterações para o problema da trinca dupla. A probabilidade de “crossover” foi ajustada como 0,9 e os três melhores indivíduos foram selecionados de uma geração para outra (MEHRJOO et al., 2014; KHAJI e MEHRJOO, 2014; EROGLU e TUFECKI, 2016).

Para resolver o problema de otimização, foi desenvolvida uma rotina no ambiente de programação MATLAB. Em uma das linhas de programação, aciona-se o software ANSYS, que começa a rodar em *batch mode*, isto é, sem intervenção manual (não há interatividade entre o software e o usuário neste modo de operação). O software ANSYS, por sua vez, usa como dados de entrada uma segunda rotina previamente preparada, que permite o cálculo numérico-computacional das frequências naturais de vigas para diferentes posições e profundidades de trincas. Após o cálculo destes parâmetros, os mesmos são exportados para um arquivo de texto que é lido novamente pelo MATLAB, permitindo que a otimização continue. Todo este processo ocorre de forma automática, mostrando-se uma alternativa apropriada, eficiente e poderosa para a solução do problema inverso de identificação da trinca.

4.4 MÉTODO 2

Nesta seção, um método baseado em um trabalho desenvolvido anteriormente dentro do mesmo grupo de pesquisa é apresentado sucintamente. Uma descrição

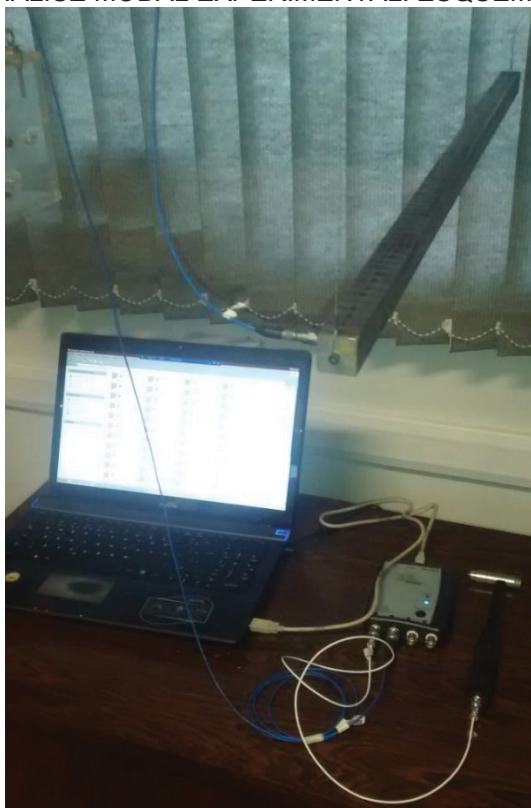
completa das premissas e detalhes da metodologia pode ser encontrada em Presezniak (2007) e Presezniak et al. (2007).

Para a aplicação desta metodologia, é necessário obter os modos de vibrar da estrutura em estudo. Para tal, foram efetuadas análises modais experimentais da viga para todos os casos estudados, conforme a tabela 1.

4.4.1 Análise modal experimental

A viga em estudo foi dividida em 72 partes iguais, de aproximadamente 1 cm cada. Sobre cada uma destas partes foi efetuada uma medição da FRF inertância, com condições de contorno livre-livre, utilizando-se um martelo piezoelétrico PCB Piezotronics® modelo 086C04 e um acelerômetro PCB Piezotronics® modelo 352C68 (o mesmo utilizado na AMO do Método 1). Tanto o martelo como o acelerômetro estavam conectados à uma placa externa, interfaceada, por sua vez, a um notebook através de um cabo USB. Durante as medições, 1800 valores foram adquiridos dentro da faixa de frequência de 0 a 1318,26 Hz, com um incremento de 0,73242 Hz. Por conta da faixa de frequência utilizada na medição, foi possível reconstruir os três primeiros modos de vibrar da viga estudada, conforme descrito na seção 3.1.3. Os resultados são apresentados na seção 5.2. A Figura 8 ilustra o procedimento experimental adotado.

FIGURA 8 – ANÁLISE MODAL EXPERIMENTAL: ESQUEMA DE MEDIÇÃO



FONTE: o autor (2017).

4.4.2 Aplicação da transformada wavelet

Primeiramente, modelos numérico-computacionais da viga íntegra e trincada foram elaborados computacionalmente, conforme descrito na seção 4.2 (foi utilizado o mesmo modelo empregado no Método 1). Após a solução do problema característico de autovalores, o modelo calcula as frequências naturais e os modos de vibrar associados das vigas nas duas situações. Destaca-se que o modelo numérico empregado no presente trabalho se diferencia do modelo numérico empregado no trabalho de Presezniak et al. (2007). Naquela ocasião, os pesquisadores criaram um modelo da viga danificada através de 250 elementos finitos, utilizando elementos de viga de Timoshenko. Dois elementos de viga de Euler-Bernoulli foram utilizados nos elementos adjacentes à trinca, modelada como uma mola torcional. De forma similar, o cálculo do problema de autovalores advindo da equação característica possibilitou a determinação das frequências naturais e modos de vibrar associados do modelo numérico da viga danificada naquela ocasião.

Estando em posse das curvas dos modos de vibrar dos modelos numéricos, aplicou-se a TW sobre as mesmas. Esta etapa é importante para validar o algoritmo desenvolvido da transformada wavelet, isto é, verificar se o mesmo está funcionando corretamente. A justificativa para a realização deste teste é o fato de que os dados numéricos não estão contaminados com erros experimentais – apenas pequenos erros numéricos de arredondamento estão presentes. Quando a TW é aplicada sobre as curvas dos modos de vibrar obtidos experimentalmente, existe a possibilidade de que a descontinuidade da curva não seja apontada de maneira adequada, se a mesma for da mesma ordem de grandeza dos erros experimentais presentes (STARK, 2005).

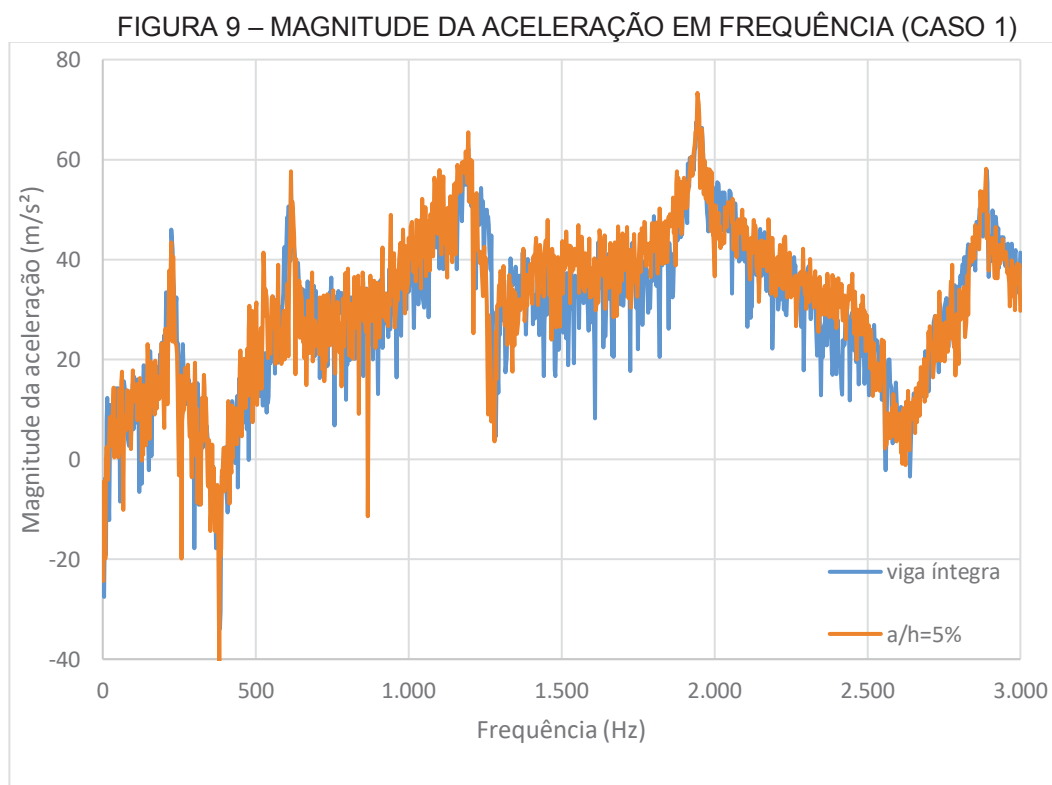
O conceito de análise multiresolução foi empregado, como recomendado em Presezniak et al. (2007) e apresentado na seção 3.4.2. Os três primeiros níveis da TW de Daubechies foram aplicados sobre as curvas dos três primeiros modos de vibrar de todos os casos estudados. Os resultados são apresentados na seção 5.2.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção, são apresentados os resultados obtidos através dos dois métodos de identificação de trinca utilizados, bem como as discussões pertinentes a cada um deles. Os resultados do Método 1 são expostos na seção 5.1, enquanto os resultados obtidos através do Método 2 constam da seção 5.2. A seção 5.3 traz uma comparação entre as duas metodologias empregadas.

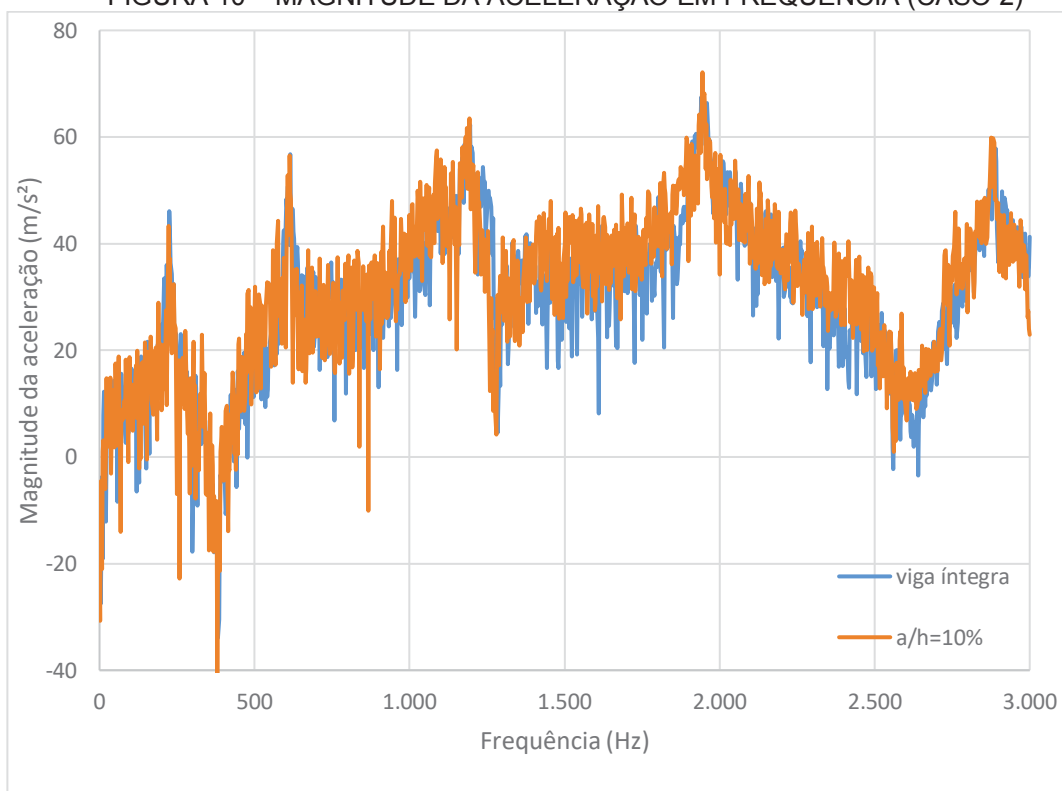
5.1 RESULTADOS DO MÉTODO 1

Para ilustrar os sinais adquiridos pelo procedimento experimental adotado no Método 1, são apresentadas nas Figuras 9 a 13 os gráficos da aceleração no domínio da frequência, comparando os resultados obtidos para a viga íntegra com os 5 outros casos estudados. É possível observar, nessas figuras, os picos correspondentes às primeiras cinco frequências de ressonância em todos os gráficos.



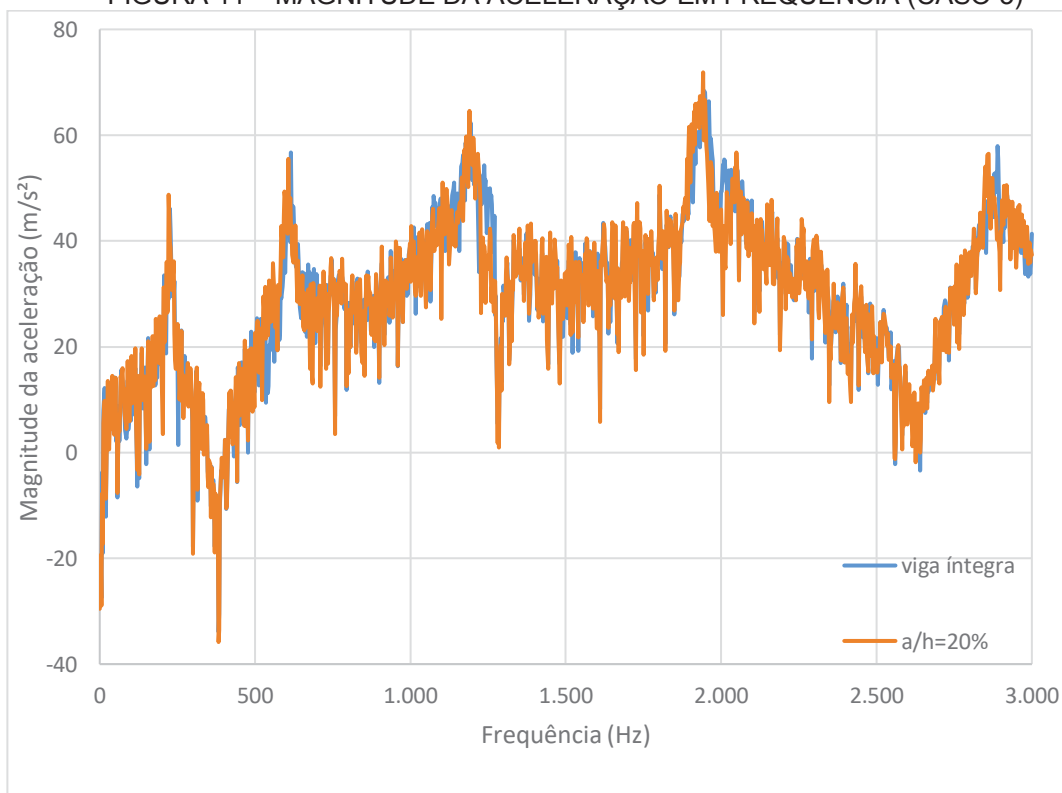
FONTE: o autor (2017).

FIGURA 10 – MAGNITUDE DA ACELERAÇÃO EM FREQUÊNCIA (CASO 2)



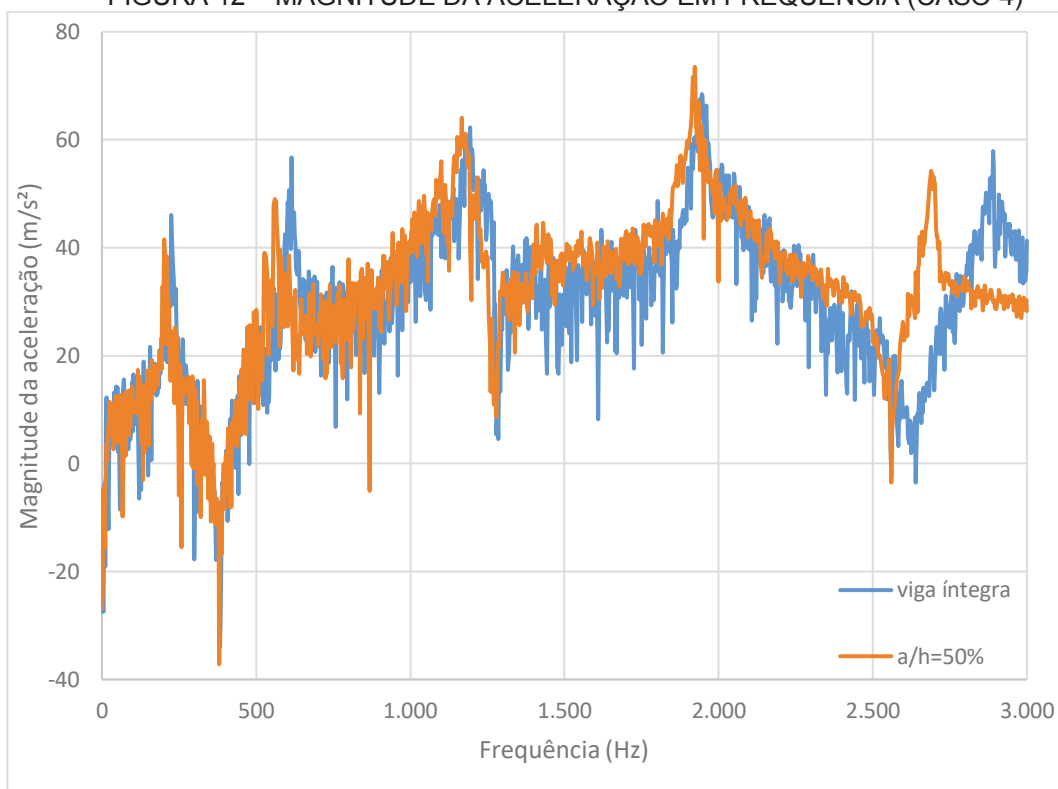
FONTE: o autor (2017).

FIGURA 11 – MAGNITUDE DA ACELERAÇÃO EM FREQUÊNCIA (CASO 3)



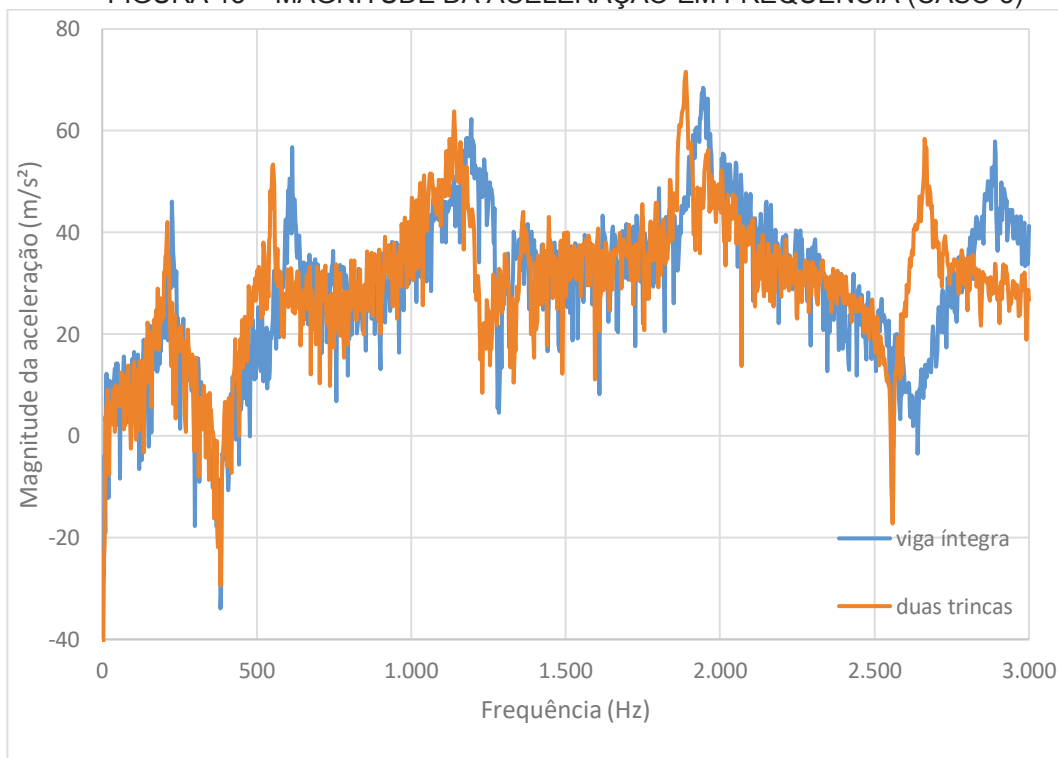
FONTE: o autor (2017).

FIGURA 12 – MAGNITUDE DA ACELERAÇÃO EM FREQUÊNCIA (CASO 4)



FONTE: o autor (2017).

FIGURA 13 – MAGNITUDE DA ACELERAÇÃO EM FREQUÊNCIA (CASO 5)



FONTE: o autor (2017).

As figuras anteriores mostram, de forma gráfica, os valores das cinco frequências de ressonância obtidos experimentalmente para a viga íntegra e com as diferentes trincas. Os mesmos valores são apresentados na tabela 2, com a precisão permitida pelas três bandas de frequência de medição, descritas na seção 4.1. Já tabela 3 apresenta a diferença experimental ED calculada de acordo com a eq. (32), relacionando os Casos 1 a 5 com a viga íntegra.

TABELA 2 – COMPARAÇÃO ENTRE AS FREQUÊNCIAS DE RESSONÂNCIA DA VIGA PARA CADA CASO (RESULTADOS EXPERIMENTAIS)

Caso 0: sem trincas	$fe_1^l(\text{Hz})$	$fe_2^l(\text{Hz})$	$fe_3^l(\text{Hz})$	$fe_4^l(\text{Hz})$	$fe_5^l(\text{Hz})$
	224,1667	614,5020	1193,8477	1945,0	2890,0
Caso 1: $a/h = 5\%$	$fe_1^c(\text{Hz})$	$fe_2^c(\text{Hz})$	$fe_3^c(\text{Hz})$	$fe_4^c(\text{Hz})$	$fe_5^c(\text{Hz})$
$a = 1,1 \text{ mm}$ $x_c = 220 \text{ mm}$	224,0000	613,7695	1193,8477	1945,0	2887,5
Caso 2: $a/h = 10\%$					
$a = 2,2 \text{ mm}$ $x_c = 220 \text{ mm}$	223,6667	612,3047	1192,3828	1945,0	2882,5
Caso 3: $a/h = 20\%$					
$a = 4,4 \text{ mm}$ $x_c = 220 \text{ mm}$	222,5000	606,4453	1189,4531	1942,5	2860,0
Caso 4: $a/h = 50\%$					
$a = 11,1 \text{ mm}$ $x_c = 220 \text{ mm}$	210,5	560,3027	1166,7480	1922,5	2690,0
Caso 5 (duas trincas):					
$a_1/h = 50\%$ $a_2/h = 25\%$					
$a_1 = 11,1 \text{ mm}$ $x_{c_1} = 220 \text{ mm}$ $a_2 = 5,5 \text{ mm}$ $x_{c_2} = 590 \text{ mm}$	209,6667	553,7109	1141,1133	1890,0	2662,5

FONTE: o autor (2017).

TABELA 3 – DIFERENÇA PERCENTUAL CALCULADA PARA CADA CASO

Caso	Diferença experimental (%)				
	ED_1	ED_2	ED_3	ED_4	ED_5
1	0,07436	0,11920	0	0	0,08650
2	0,22305	0,35757	0,12270	0	0,25952
3	0,74351	1,31109	0,36810	0,01285	1,03806
4	6,09667	8,82004	2,26995	1,15681	6,92042
5	6,46840	9,89274	4,41718	2,82776	7,87197

FONTE: o autor (2017).

Como era de se esperar, à medida que a profundidade da trinca aumenta, foram medidos decréscimos mais significativos sobre os valores das frequências de ressonância da viga.

Os valores das frequências naturais da viga íntegra foram calculados no modelo numérico, conforme apresentado na tabela 4. Os valores das frequências naturais da viga danificada do modelo numérico não são apresentados, pois os mesmos variam a cada iteração da otimização.

TABELA 4 – FREQUÊNCIAS NATURAIS DA VIGA ÍNTEGRA (RESULTADOS NUMÉRICOS)

Viga íntegra	$fn_1^I(\text{Hz})$	$fn_2^I(\text{Hz})$	$fn_3^I(\text{Hz})$	$fn_4^I(\text{Hz})$	$fn_5^I(\text{Hz})$
	225,50	617,75	1200,30	1961,20	2889,00

FONTE: o autor (2017).

Observa-se que há boa concordância entre os valores obtidos no Caso 0 da tabela 2 e os valores da tabela 4, indicando que o modelo numérico-computacional é coerente e calibrado. Lembra-se que uma pequena diferença entre estes valores é esperada, visto que a comparação está sendo feita entre frequências de ressonância e frequências naturais.

O algoritmo de otimização foi rodado para os 5 casos, conforme os dados apresentados nas tabelas 3 e 4. Os resultados encontrados para as posições e profundidades das trincas encontradas, bem como para os erros percentuais (em módulo) em relação à trinca real, são apresentados nas tabelas 5 a 9. É importante ressaltar que, em algumas vezes, a solução do problema de otimização pode levar a uma trinca localizada em $L - x_t$ ao invés de uma trinca localizada em x_t , por causa da

simetria das condições de contorno (ambas as trincas provocam as mesmas alterações sobre as frequências naturais de uma viga livre-livre).

TABELA 5 – TRINCA IDENTIFICADA PARA O CASO 1

Caso 1: $a/h = 5\%$		
Trinca real	Trinca identificada	Erro (%)
$a = 1,1\text{ mm}$	$a = 1,16\text{ mm}$	5,45
$x_t = 220\text{ mm}$	$x_t = 228,6\text{ mm}$	3,91

FONTE: o autor (2017).

TABELA 6 – TRINCA IDENTIFICADA PARA O CASO 2

Caso 2: $a/h = 10\%$		
Trinca real	Trinca identificada	Erro (%)
$a = 2,2\text{ mm}$	$a = 2,22\text{ mm}$	0,91
$x_t = 220\text{ mm}$	$x_t = 213,5\text{ mm}$	2,96

FONTE: o autor (2017).

TABELA 7 – TRINCA IDENTIFICADA PARA O CASO 3

Caso 3: $a/h = 20\%$		
Trinca real	Trinca identificada	Erro (%)
$a = 4,5\text{ mm}$	$a = 4,69\text{ mm}$	4,22
$x_t = 220\text{ mm}$	$x_t = 217,0\text{ mm}$	1,36

FONTE: o autor (2017).

TABELA 8 – TRINCA IDENTIFICADA PARA O CASO 4

Caso 4: $a/h = 50\%$		
Trinca real	Trinca identificada	Erro (%)
$a = 11,1\text{ mm}$	$a = 11,31\text{ mm}$	1,89
$x_t = 220\text{ mm}$	$x_t = 219,0\text{ mm}$	0,46

FONTE: o autor (2017).

TABELA 9 – TRINCAS IDENTIFICADAS PARA O CASO 5

Caso 5 (duas trincas): $a/h = 50\%$ e $a/h = 25\%$		
Trinca real	Trinca identificada	Erro (%)
$a = 11,1\text{ mm}$	$a = 10,96\text{ mm}$	1,26
$x_t = 220\text{ mm}$	$x_t = 219,7\text{ mm}$	0,14
Trinca real	Trinca identificada	Erro (%)
$a = 5,6\text{ mm}$	$a = 6,02\text{ mm}$	7,50
$x_t = 590\text{ mm}$	$x_t = 597,0\text{ mm}$	1,17

FONTE: o autor (2017).

Analisando os resultados, percebe-se que o método proposto é capaz de identificar os parâmetros de uma trinca com uma exatidão aceitável para muitas aplicações de engenharia, permitindo uma intervenção de manutenção antes que a profundidade da trinca alcance um valor inaceitável pré-determinado. O maior erro obtido foi de 7,50%, correspondente a 0,42 mm na profundidade da trinca 2, para o caso da trinca dupla. Neste caso (identificação de trincas duplas), é provável que o controle de um número maior de frequências naturais leve a resultados mais exatos.

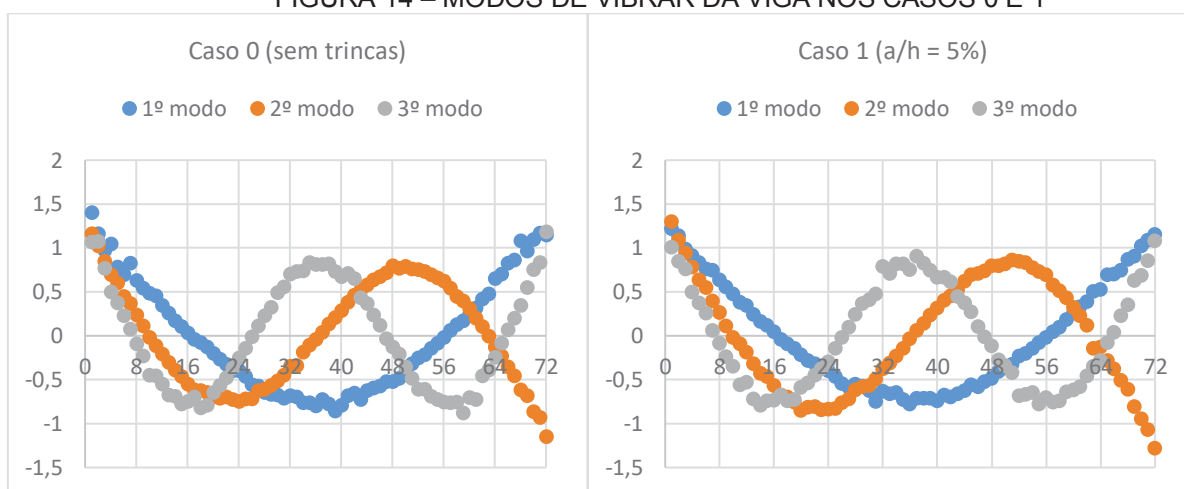
Outra questão a ser analisada é o fato de que, com o equipamento utilizado no procedimento experimental, não seria possível identificar trincas com profundidades inferiores a 5% da altura da viga. Isto porque a resolução do sistema de aquisição de dados não permite detectar a variação entre as frequências de ressonância da viga na condição intacta e com uma pequena trinca. Este efeito pode ser ilustrado através da análise da 3ª e 4ª frequências naturais obtidas no Caso 1 (ver tabela 2). Embora a trinca tenha provocado reduções sobre estas frequências, as mesmas foram sutis demais para serem captadas pelo sistema de medição utilizado (ainda assim, foi possível identificar esta trinca com o padrão de reduções obtido sobre as frequências características).

Verifica-se, portanto, que a aplicabilidade do método proposto para a identificação de trincas de pequenas profundidades ($a/h < 10\%$) fica condicionada à resolução do equipamento utilizado. De um ponto de vista prático, se for desejável identificar trincas em estágios ainda mais incipientes ($a/h = 2\%$, por exemplo), seria necessário utilizar um sistema que permitisse este nível de detalhamento, isto é, um sistema que fizesse a aquisição de mais valores na mesma faixa de frequência.

5.2 RESULTADOS DO MÉTODO 2

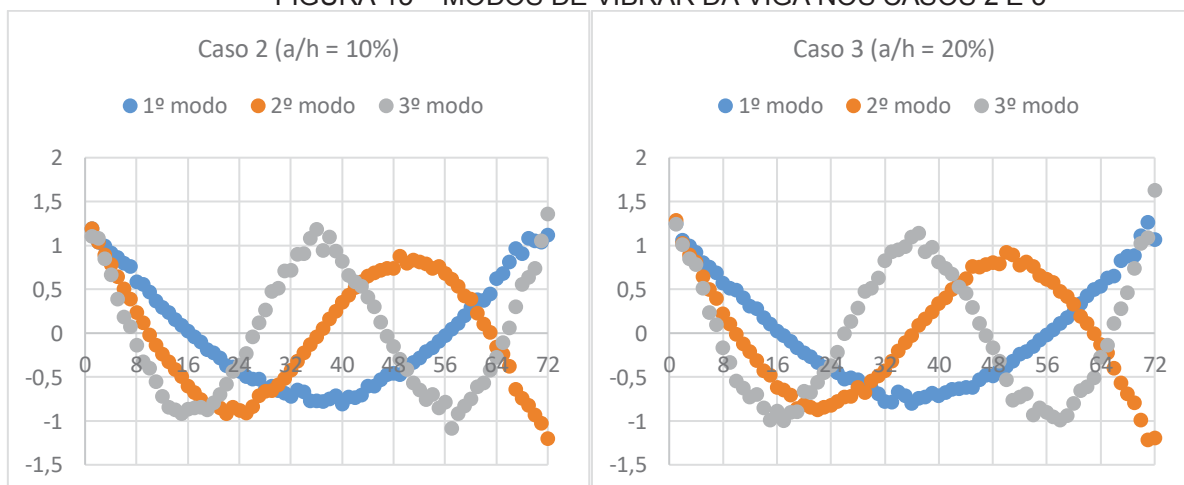
As Figuras 14 a 16 abaixo apresentam os deslocamentos relativos dos 72 pontos medidos de acordo com a AME apresentada na seção 4.4.1, constituindo os modos de vibrar para a viga íntegra e com os diferentes estágios de dano. Em seguida, os valores desses deslocamentos relativos foram armazenados em vetores, para aplicação da TW.

FIGURA 14 – MODOS DE VIBRAR DA VIGA NOS CASOS 0 E 1



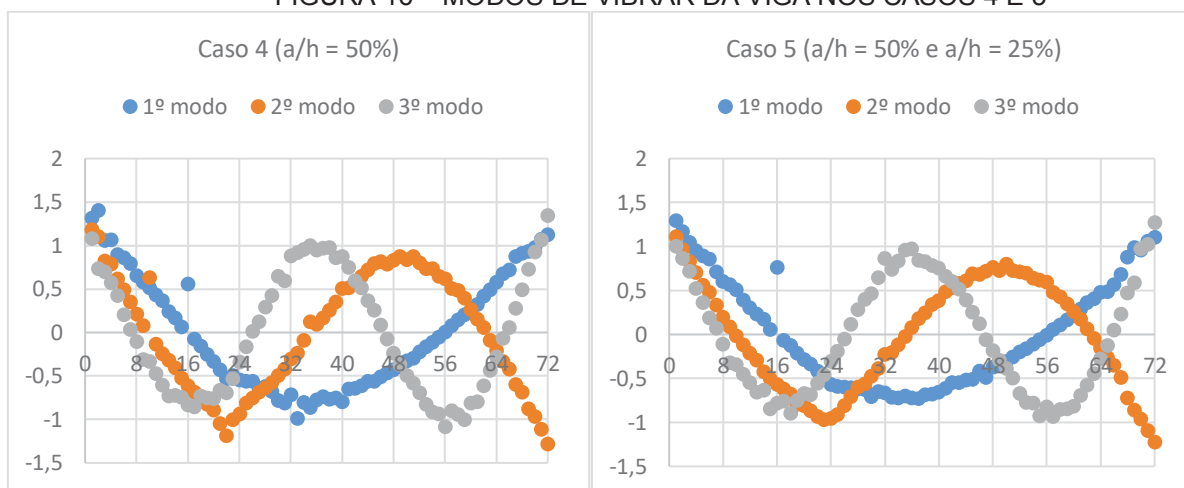
FONTE: o autor (2017).

FIGURA 15 – MODOS DE VIBRAR DA VIGA NOS CASOS 2 E 3



FONTE: o autor (2017).

FIGURA 16 – MODOS DE VIBRAR DA VIGA NOS CASOS 4 E 5

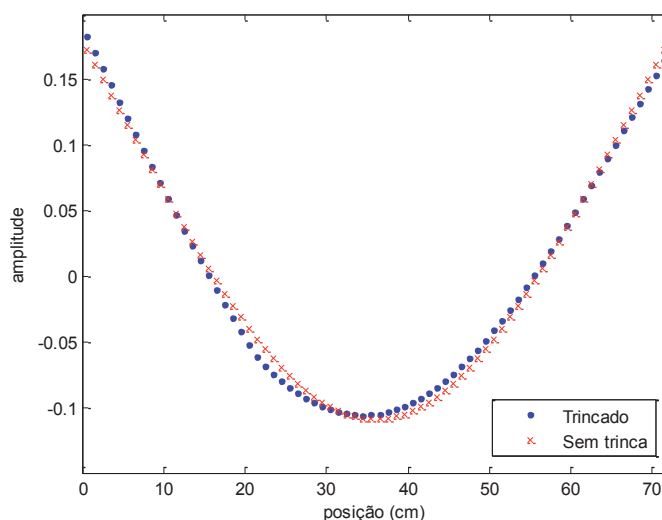


FONTE: o autor (2017).

Repara-se que é possível observar claramente as curvas dos três primeiros modos de vibrar característicos das vigas. Isso ocorre apesar da existência de erros experimentais que causam desvios visíveis em vários pontos de medição.

Conforme explicado na seção 4.4.2, o primeiro modo de vibrar do modelo numérico da viga foi calculado para duas situações: viga íntegra e danificada. Para poder efetuar uma comparação direta com os modos de vibrar obtidos experimentalmente, 72 nós igualmente espaçados na viga computacional foram analisados, condizentes com os pontos de medição adotados na AME. A Figura 17 apresenta a amplitude dos deslocamentos nodais normalizados pela matriz de massa (modo de vibrar), em relação à posição dos nós para ambas as situações.

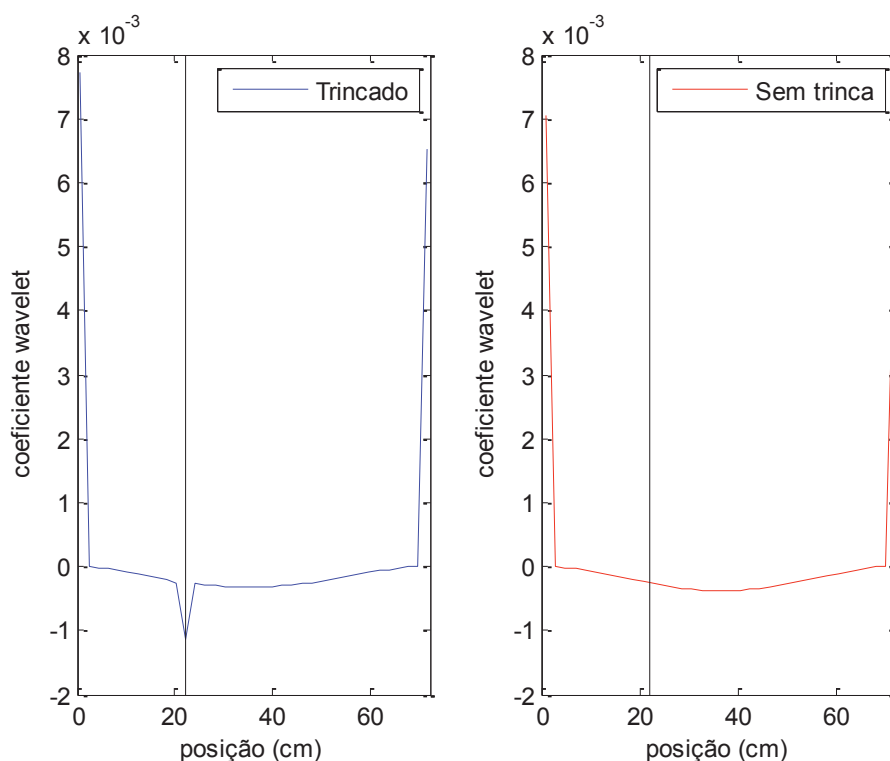
FIGURA 17 – PRIMEIRO MODO DE VIBRAR DA VIGA ÍNTEGRA E DANIFICADA DO MODELO NUMÉRICO-COMPUTACIONAL



FONTE: o autor (2017).

Percebe-se que a trinca provoca alteração sobre o modo de vibrar da estrutura, embora, apenas pela análise visual da curva, não seja possível prever onde a trinca está localizada. Em seguida, o primeiro nível da TW de Daubechies foi aplicada sobre estas duas curvas, conforme ilustrado na Figura 18 (a reta vertical aponta a posição onde a trinca foi introduzida no modelo numérico, $x_t = 22,0 \text{ cm}$).

FIGURA 18 – TRANSFORMADA WAVELET APLICADA SOBRE OS MODOS DE VIBRAR GERADOS NUMERICAMENTE

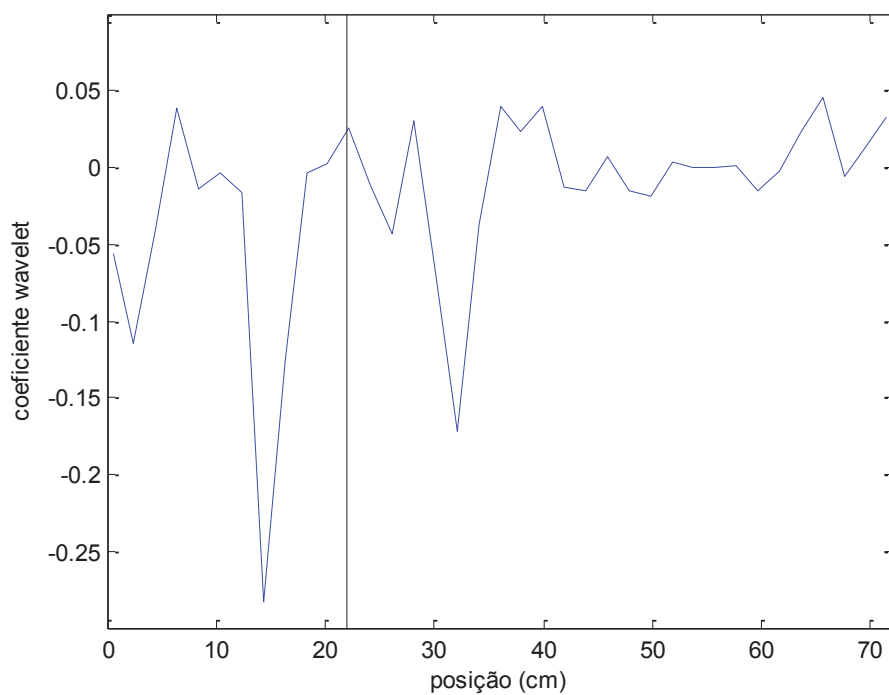


FONTE: o autor (2017).

Observando o gráfico da esquerda (viga trincada), percebe-se uma clara descontinuidade na posição onde a trinca foi introduzida, permitindo a localização da mesma com exatidão razoável já neste nível de resolução. Repara-se também que esta descontinuidade não consta no gráfico à direita, como era de se esperar.

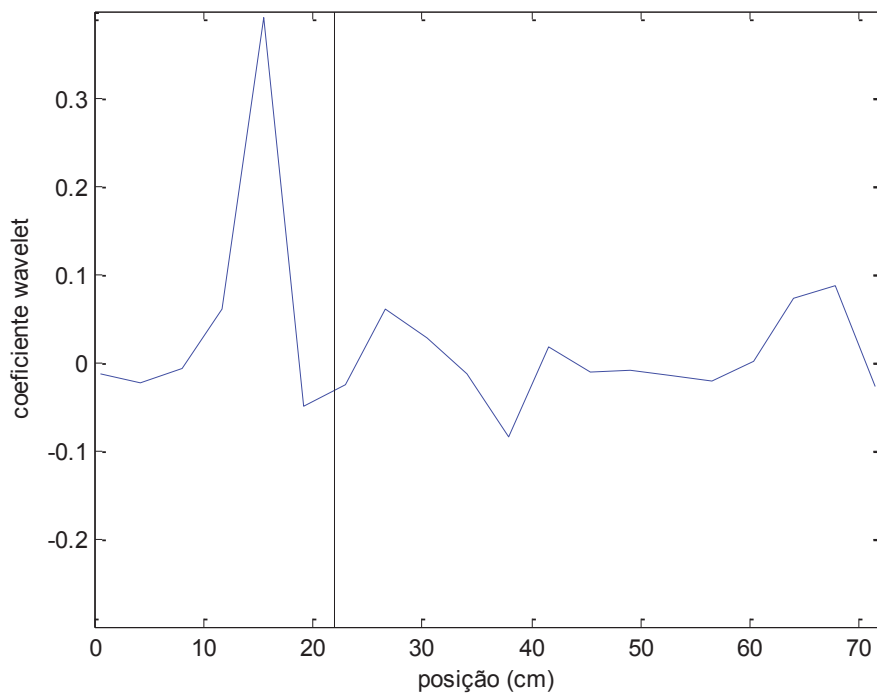
Estes resultados validam a rotina criada com o algoritmo para a aplicação da TW, mostrando que a mesma funciona corretamente. Por fim, a mesma rotina foi aplicada sobre os modos de vibrar obtidos experimentalmente. As Figuras 19 e 20 ilustram a aplicação da mesma, com o primeiro e segundo nível da TW de Daubechies aplicada sobre o primeiro modo de vibrar do Caso 4 ($a/h = 50\%$), respectivamente. A reta vertical aponta a posição onde a trinca estava localizada.

FIGURA 19 – NÍVEL 1 DA TW APLICADA SOBRE O PRIMEIRO MODO DE VIBRAR DO CASO 4



FONTE: o autor (2017).

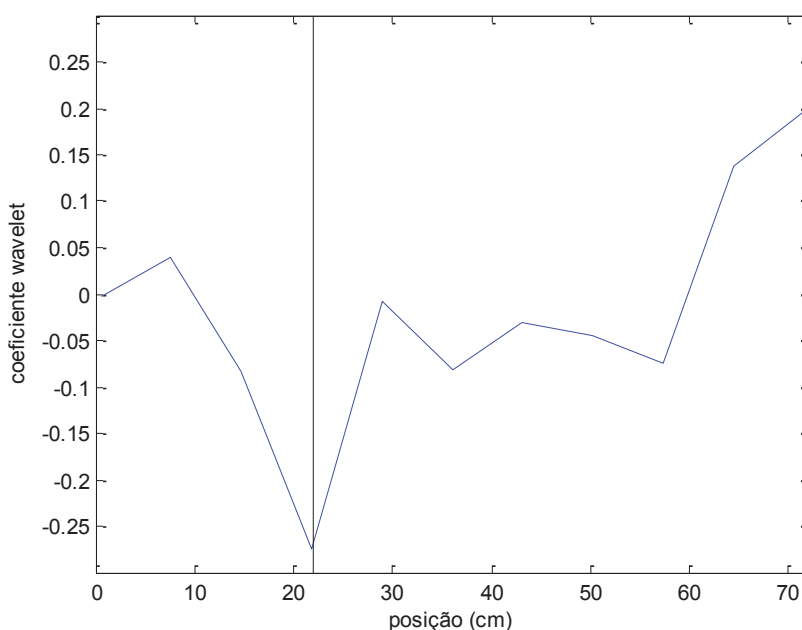
FIGURA 20 – NÍVEL 2 DA TW APLICADA SOBRE O PRIMEIRO MODO DE VIBRAR DO CASO 4



FONTE: o autor (2017).

Nestas duas primeiras aproximações, não foi possível identificar a trinca, devido aos erros experimentais presentes no modo de vibrar medido. Aplicando-se o terceiro nível da TW, obteve-se o gráfico ilustrado na Figura 21:

FIGURA 21 – NÍVEL 3 DA TW APLICADA SOBRE O PRIMEIRO MODO DE VIBRAR DO CASO 4



FONTE: o autor (2017).

Observando o gráfico, percebe-se a amplificação dos coeficientes de detalhes wavelet na região da trinca, indicando que o método pode ser utilizado para identificar trincas em vigas. Nas demais situações – Casos 1, 2, 3 e 5 – não foi possível identificar a trinca utilizando-se a TW em nenhum modo de vibrar, em nenhum nível de detalhamento. Esta dificuldade deve-se ao fato de que os erros experimentais presentes são da mesma ordem de grandeza ou até mesmo maiores do que as descontinuidades provocadas pelas trincas sobre os modos de vibrar da estrutura.

5.3 COMPARAÇÃO ENTRE OS DOIS MÉTODOS

Observando os resultados obtidos pelos dois métodos, percebe-se que o Método 1 apresentou vantagens significativas sobre o Método 2, considerando que o

objeto de estudo – a viga utilizada nos ensaios experimentais – era o mesmo para ambos.

Em primeiro lugar, o Método 1 foi capaz de identificar as trincas em todos os casos estudados, com uma exatidão razoável para aplicações de engenharia estrutural. O Método 2 identificou a trinca apenas no Caso 4, quando a profundidade da mesma já havia alcançado metade da altura da viga ($a/h = 50\%$). Esta profundidade é considerada inaceitável para muitas aplicações tecnológicas, visto que o dano já está num estágio muito avançado, colocando em risco a segurança operacional de estruturas. Também não foi possível identificar o dano pelo Método 2 quando a viga continha duas trincas (Caso 5).

Esta dificuldade encontrada para a identificação do dano através do Método 2 deve-se aos erros experimentais inerentes às medições. O Método 1 também é suscetível aos erros advindos dos procedimentos experimentais, porém, em menor intensidade. Isto ocorre pela própria natureza dos métodos, conforme os dois motivos listados abaixo:

- O Método 2 faz uso de um martelo piezoelétrico que introduz erros experimentais por conta da ação humana, já que pequenos desvios horizontais e verticais em relação ao ponto de excitação estabelecido estão sempre presentes no ato de martelar;
- O Método 1 tende a sofrer pouca influência de erros sistemáticos. Como estes afetam as medições da viga tanto no estado íntegro como no estado danificado, seus efeitos são atenuados quando uma proporção entre os dois estados é calculada.

Em segundo lugar, o Método 2 possui pouca empregabilidade quando as estruturas monitoradas estão situadas em locais de difícil acesso ou quando as estruturas são numerosas, já que o mesmo depende da visita de um especialista *in situ* para a obtenção dos dados experimentais. Para obter os dados necessários à aplicação do Método 1, basta instalar um acelerômetro sobre a estrutura e adquirir os dados de forma operacional, o que possibilita um monitoramento remoto.

Analisando o tempo necessário para a aplicação das duas técnicas de SHM, o Método 2 dispensa a solução de um problema de otimização, que pode ser um processo moroso; em contrapartida, ele requer um maior tempo para a aquisição de dados, por conta da AME. Conseqüentemente, quando a estrutura monitorada é

pequena ou possui poucos pontos de medição para a determinação de seus modos de vibrar, o Método 2 leva vantagens neste aspecto. Por outro lado, quando a estrutura é grande ou necessita de muitos pontos de medição, o Método 1 consegue identificar as trincas de uma forma mais veloz. Para a viga estudada nesta pesquisa, ambos os métodos despenderam um tempo similar para serem aplicados: aproximadamente duas horas para cada caso, embora este valor não tenha sido determinado com a exatidão de um cronômetro.

Por último, comparando-se a quantidade de equipamentos necessários para a implementação das técnicas, o Método 1 também apresenta vantagens, pois o mesmo dispensa o uso de um martelo piezoelétrico – o que acarreta em maiores custos para a utilização do Método 2.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Nesta seção, são tecidas algumas considerações finais relevantes sobre a pesquisa desenvolvida.

6.1 CONCLUSÕES

Embora a literatura apresente uma vasta gama de possibilidades para resolver o problema inverso de identificar trincas em vigas, há dificuldades na implementação destas técnicas por parte da indústria. O presente trabalho apresentou um método para fazer esta identificação em condições operacionais, isto é, identificar pequenas trincas de forma remota (sem a necessidade de inspeção técnica no local para adquirir dados) e em tempo quase real, em vigas sujeitas a carregamentos quaisquer, minimizando o equipamento de medição utilizado a um único acelerômetro.

O método proposto combina um procedimento experimental baseado em uma AMO, um modelo numérico-computacional parametrizado da viga danificada – criado com o método dos elementos finitos – e um problema de otimização resolvido através dos algoritmos genéticos para determinar a posição e a profundidade de trincas, através do controle das frequências características da estrutura. A técnica foi testada em uma viga de aço com seção transversal quadrada, sobre a qual introduziram-se trincas de diferentes profundidades. Os resultados mostraram que o método é capaz de detectar trincas únicas e duplas com exatidão aceitável para muitas aplicações de engenharia estrutural.

Os resultados obtidos pelo método proposto, chamado de Método 1, foram comparados aos resultados obtidos através de outro método desenvolvido anteriormente pelo mesmo grupo de pesquisa, chamado de Método 2, que foi replicado neste trabalho. O Método 1 apresentou claras vantagens sobre o Método 2, já que identificou as trincas em todos os casos estudados, é menos suscetível a erros experimentais, possui maior aplicabilidade quando as estruturas a serem monitoradas são numerosas ou estão em locais de difícil acesso e necessita de menos equipamentos para ser aplicado, acarretando também em um custo menor.

Os limites à aplicação do método proposto foram também discutidos. Em síntese, tem-se que quão menores forem as trincas que se deseja identificar, maior deve ser a capacidade de aquisição de dados e a resolução do equipamento utilizado no domínio da frequência.

6.2 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Baseado nos passos descritos neste trabalho, nas conclusões obtidas e nas dificuldades percebidas durante o desenvolvimento do mesmo, algumas sugestões e recomendações para trabalhos futuros são aqui postuladas, conforme a lista a seguir:

- Um equipamento (*hardware*) dedicado poderia ser desenvolvido com o intuito de monitorar a integridade de vigas de forma automatizada e *on-line*, adotando, como algoritmo, o método proposto;
- O uso do método proposto poderia ser analisado em vigas com trincas fechadas, excitadas por seu uso operacional em aplicações *in situ*;
- Um modelo computacional e parametrizado da viga poderia ser desenvolvido e testado com o objetivo de permitir a inclusão de um número maior e indefinido de trincas, cujas profundidades poderiam ter como limite inferior $a = 0$, isto é, ausência daquela trinca;
- O método proposto poderia ser testado em estruturas com trincas não passantes;
- O método proposto poderia ser testado em estruturas mais complexas, como vigas com perfil em I, em L ou em T, tubos, vigas escalonadas, componentes reais de máquinas, treliças, estruturas tridimensionais e outras.

REFERÊNCIAS

- ALTUNISIK, A. C.; OKUR, F. Y.; KAHYA, V. Modal parameter identification and vibration based damage detection of a multiple cracked cantilever beam. **Engineering Failure Analysis**, v. 79, p. 154-170, 2017.
- ANDREAUS, U.; BARAGATTI, P. Cracked beam identification by numerically analyzing the nonlinear behaviour of the harmonically forced response. **Journal of Sound and Vibration**, v. 330, p. 721-742, 2011.
- ARORA, J. S. **Introduction to Optimum Design**. Elsevier, Second Edition, 2004.
- ATTAR, M. A transfer matrix method for free vibration analysis and crack identification of stepped beams with multiple edge cracks and different boundary conditions. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 57, p. 19-33, 2012.
- AZEVEDO, A. F. M. **Método dos Elementos Finitos**. Faculdade de Engenharia do Porto, 2003.
- BARBOSA, A. R. Wavelets no intervalo em elementos finitos. **Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas)**. Instituto Superior Técnico, Lisboa, 2001.
- BARSOUM, R. S. On the use of isoparametric finite elements in linear fracture mechanics. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 10, p. 551-564, 1976.
- BOVSUNOVSKY A.; SURACE, C. Non-linearities in the vibrations of elastic structures with a closing crack: A state of the art review. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 62-63, p. 129-148, 2015.
- CAO, M.; XU, W.; OSTACHOWICZ, W.; SU, Z. Damage identification for beams in noisy conditions based on Teager energy operator-wavelet transform modal curvature. **Journal of Sound and Vibration**, v. 333, p. 1543-1553, 2014a.
- CAO, M.; RADZIENSKI, M.; XU, W.; OSTACHOWICZ, W. Identification of multiple damage in beams based on robust curvature mode shapes. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 46, p. 468-480, 2014b.
- CHATI, M.; RAND, R.; MUKHERJEE, S. Modal analysis of a cracked beam. **Journal of Sound and Vibration**, v. 207, p. 249-270, 1997.
- CHEN, B.; GUO, W.; LI, P.; XIE, W. Dynamic responses and vibration control of the transmission tower-line system: a state-of-the-art review. **The Scientific World Journal**, v. 14, 2014.
- CHIQUITO, P. R. Prognóstico de danos em estruturas simples: implementação numérica-experimental. **Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica)**. Universidade Federal do Paraná, 2012.

CHOUYAKH, H.; AZRAR, L.; ALNEFAIE, K.; AKOURRI, O. Vibration and multi-crack identification of Timoshenko beams under moving mass using the differential quadrature method. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 120, p. 1-11, 2017.

COOK, R. D.; MALKUS, D. S.; PLESHA, M. E.; WITT, R. J. **Concepts and Applications of Finite Element Analysis**. John Wiley & Sons, 4th ed. University of Wisconsin-Madison, 2002.

DAUBECHIES, I. Orthonormal bases of compactly supported wavelets. **Pure and Applied Mathematics**, v. 41, p. 909-996, 1988.

DAUBECHIES, I. **Ten lectures on wavelets**. Society for Industrial and Applied Mathematics. Philadelphia, PA, EUA, 1992.

DIMAROGONAS, A. D. Vibration of cracked structures: a state of art review. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 55, p. 831-857, 1996.

DOUKA, E.; LOUTRIDIS, S. TROCHIDIS, A. Crack identification in beams using wavelet analysis. **International Journal of Solids and Structures**, v. 40, p. 3557-3569, 2003.

EBRAHIMKHANLOU, A.; SALAMONE, S. Acoustic emission source localization in thin metal plates: a single-sensor approach based on multimodal edge reflections. **Ultrasonics**, v. 78, p. 134-145, 2017.

EROGLU, U.; TUFECKI, E. Exact solution based finite element formulation of cracked beams for crack detection. **International Journal of Solids and Structures**, v. 96, p. 240-253, 2016.

ESPÍNDOLA, J. J. **Apostila de Dinâmica de Estruturas**. Programa de Pós-Graduação de Engenharia Mecânica. 1^a ed. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 1986.

EWINS, D. J. **Modal Testing: Theory, Practice and Application**. Research Studies Press LTD, Baldock, Hertfordshire, England, 2nd Edition, 2000.

FARRAR, C. R., LIEVEN, N. A. J.; BEMENT, M. T. **An Introduction to Damage Prognosis - Damage Prognosis for Aerospace, Civil and Mechanical Systems**. J. Wiley & Sons, 2005.

FERNÁNDEZ-SÁEZ, J.; MORASSI, A., PRESSACCO, M.; RUBIO, L. Unique determination of a single crack in a uniform simply supported beam in bending vibration. **Journal of Sound and Vibration**, v. 371, p. 94-109, 2016.

FERNÁNDEZ-SÁEZ, J.; NAVARRO, C. Fundamental frequency of cracked beams in bending vibrations: an analytical approach. **Journal of Sound and Vibration**, v. 256, p. 17-31, 2002.

FERNÁNDEZ-SÁEZ, J.; RUBIO, L.; NAVARRO, C. Approximate calculation of the fundamental frequency for bending vibrations of cracked beams. **Journal of Sound and Vibration**, v. 225, p. 345-352, 1999.

GILLICH, G. R.; PRAISACH, Z. I. Modal identification and damage detection in beam-like structures using the power spectrum and time–frequency analysis. **Signal Processing**, v. 96, p. 29-44, 2014.

GOBBATO, M.; CONTE, J. P.; KOSMATKA, J. B.; FARRAR, C. R. A reliability-based framework for fatigue damage prognosis of composite aircraft structures. **Probabilistic Engineering Mechanics**, v. 29, p. 176-188, 2012.

GOMES, H. M.; ALMEIDA, F. J. F. An analytical dynamic model for single-cracked beams including bending, axial stiffness, rotational inertia, shear deformation and coupling effects. **Applied Mathematical Modelling**, v. 38, p. 938-948, 2014.

GRECO, A.; PAU, A. Damage identification in Euler frames. **Computers and Structures**, v. 92-93, p. 328-336, 2012.

HAAR, A. Zur Theorie der orthogonalen Funktionensysteme. **Mathematische Annalen**, Berlin, v. 69, p. 331-371, 1910.

HADJILEONTIADIS, L. J.; DOUKA, E.; TROCHIDIS, A. Fractal dimension analysis for crack identification in beam structures. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 19, p. 659-674, 2005.

HAKIM, S. J. S.; ABDUL RAZAK, H.; RAVANFAR, S. A. Fault diagnosis on beam-like structures using artificial neural networks. **Measurement**, v. 76, p. 45-61, 2015.

HE, S.; NG, C. Guided wave-based identification of multiple cracks in beams using a Bayesian approach. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 84, p. 324-345, 2017.

HENSHELL, R. D.; SHAW, K. G. Crack tip elements are unnecessary. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 9, p. 495-507, 1975.

HOLLAND, J. H. **Adaptation in natural and artificial systems: an introductory analysis with applications to biology, control, and artificial intelligence**. MIT Press, 1992.

HOU, C.; LU, Y. Identification of cracks in thick beams with a cracked beam element model. **Journal of Sound and Vibration**, v. 385, p. 104-124, 2016.

HOU, C.; LU, Y. Experimental study of crack identification in thick beams with a cracked beam element model. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 143, Issue 6, 2017.

KANAPARTHI, S.; SEKHAR, V. R.; BADHULIKA, S. Flexible, eco-friendly and highly sensitive paper antenna based electromechanical sensor for wireless human motion

detection and structural health monitoring. **Extreme Mechanics Letter**, v. 9, p. 324-330, 2016.

KHAJI, N.; MEHRJOO, M. Crack detection in a beam with an arbitrary number of transverse cracks using genetic algorithms. **Journal of Mechanical Science and Technology**, v. 28, p. 823-836, 2014.

KHAVITA, S.; JOSEPH DANIEL, R.; SUMANGALA, K. High performance MEMS accelerometers for concrete SHM applications and comparison with COTS accelerometers. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 66-67, p. 410-424, 2016.

KHIEM, N. T.; TRAN, H. T. A procedure for multiple crack identification in beam-like structures from natural vibration mode. **Journal of Vibration and Control**, v. 20, p. 1417-1427, 2014.

LAW, S. S.; LU, Z. R. Crack identification in beam from dynamic responses. **Journal of Sound and Vibration**, v. 285, p. 967-987, 2005.

LEE, J. Identification of multiple cracks in a beam using natural frequencies. **Journal of Sound and Vibration**, v. 320, p. 482-490, 2009a.

LEE, J. Identification of multiple cracks in a beam using vibration amplitudes. **Journal of Sound and Vibration**, v. 326, p. 205-212, 2009b.

LOYA, J. A.; RUBIO, L.; FERNÁNDEZ-SÁEZ, J. Natural frequencies for bending vibrations of Timoshenko cracked beams. **Journal of Sound and Vibration**, v. 290, p. 640-653, 2006.

LU, X. B.; LIU, J. K.; LU, Z. R. A two-step approach for crack identification in beam. **Journal of Sound and Vibration**, v. 332, p. 282-293, 2013.

MAZANOGLU L.; SABUNCU, M. A frequency based algorithm for identification of single and double cracked beams via a statistical approach used in experiment. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 30, p. 168-185, 2012.

MEHRJOO, M.; KHAJI, N.; GHAFORY-ASHTIANY, M. New Timoshenko-cracked beam element and crack detection in beam-like structures using genetic algorithm. **Inverse Problem in Science and Engineering**, v. 22, p. 359-382, 2014.

MICHAELIS. **Dicionário Online**. Disponível em michaelis.uol.com.br. Acessado em 20/04/2017.

MOEZI, S. A.; ZAKERI, E.; ZARE, A.; NEDAEI, M. On the application of modified cuckoo optimization algorithm to the crack detection problem of cantilever Euler-Bernoulli beam. **Computers and Structures**, v. 157, p. 42-50, 2015.

MONTANARI, L.; SPAGNOLI, A.; BASU, B.; BRODERICK, B. On the effect of spatial sampling in damage detection of cracked beams by continuous wavelet transform. **Journal of Sound and Vibration**, v. 345, p. 233-249, 2015.

MUNGLA, M. J.; SHARMA, D. S.; TRIVEDI, R. R. Identification of a crack in clamped-clamped beam using frequency-based method and genetic algorithm. **Procedia Engineering**, v. 144, p. 1426-1434, 12th International Conference on Vibration Problems, 2016.

NEVES, A. C.; SIMÕES, F. M. F.; PINTO DA COSTA, A. Vibrations of cracked beams: Discrete mass and stiffness models. **Computers and Structures**, v. 168, p. 68-77, 2016.

NIKOLAKOPOULOS, P. G.; KATSAREAS, D. E.; PAPADOPOULOS, C. A. Crack identification in frame structures. **Computers and Structures**, v. 64, p. 389-406, 1997.

OLIVEIRA FILHO, M. V. M.; IPIÑA, J. E. P.; BAVASTRI, C. A. Analysis of sensor placement in beams for crack identification. **MecSol – Proceedings of the 6th International Symposium on Solid Mechanics**, p. 536-553, Joinville, 2017.

ORHAN, S.; LÜY, M.; DIRIKOLU, M. H.; ZORLU, G. M. The effect of crack geometry on the non-destructive fault detection in a composite beam. **International Journal of Acoustics and Vibration**, v. 21, p. 271-273, 2016.

OWOLABI, G. M.; SWAMIDAS, A. S. J.; SESHADRI, R. Crack detection in beams using changes in frequencies and amplitudes of frequency response functions. **Journal of Sound and Vibration**, v. 265, p. 1-22, 2003.

PANTELIOU, S. D.; CHONDROS, T.G.; ARGYRAKIS, V.C.; DIMAROGONAS, A. D. Damping factor as an indicator of crack severity. **Journal of Sound and Vibration**, v. 241, p. 235–245, 2001.

PRESEZNIAK, F. A.; BAVASTRI, C. A. ; IPINA, J. E. P. . Crack Identification In A Simple Structure: A Numerical Example And Physical Implementation. In: **COBEM - 19th International Congress of Mechanical Engineering**, Brasilia. Proceedings of COBEM 2007 - Copyright © 2007 by ABCM, 2007.

PRESEZNIAK, F. A. Identificação de danos e determinação da vida útil em estruturas usado transformada wavelet e conceitos de mecânica da fratura. **Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica e de Materiais)**. Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR, 2007.

RAO, S. S. **Vibrações Mecânicas**. 4^a Edição, Ed. Pearson, 2009.

RIBEIRO, F. L. B. **Introdução ao Método dos Elementos Finitos**. Programa de Engenharia Civil, Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Notas de Aula, 2004.

RIZOS, P. F.; ASPRAGATHOS, N.; DIMAROGONAS, A. D. Identification of crack location and magnitude in a cantilever beam from the vibration modes. **Journal of Sound and Vibration**, v. 138, p. 381-388, 1990.

SAEED, R. A.; GALYBIN, A. N.; POPOV, V. Crack identification in curvilinear beams by using ANN and ANFIS based on natural frequencies and frequency response functions. **Neural Computing and Applications**, v. 21, p. 1629-1645, 2012.

SNOWDON, J. C. **Vibration and shock in damped mechanical system**. 1st Edition. New York: J. Wiley, 1968.

SRINIVASARAO, D.; RAO, K. M.; RAJU, G. V. Crack identification on a beam by vibration measurement and wavelet analysis. **International Journal of Engineering Science and Technology**, v. 2, p. 907-912, 2010.

STARK, H. G. **Wavelets and Signal Processing**. 1^a Edição. Springer, 2005.

XIANG, J.; CHEN, X.; MO, Q.; HE, Z. Identification of crack in a rotor system based on wavelet finite element method. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 43, p. 1068-1081, 2007.

XU, Y. F.; ZHU, W. D.; LIU, J.; SHAO, Y. M. Identification of embedded horizontal cracks in beams using measured mode shapes. **Journal of Sound and Vibration**, v. 333, p. 6273-6294, 2014.

YAMUNA, P.; SAMBASIVARAO, K. Vibration analysis of beam with varying crack location. **International Journal of Engineering Research and General Science**, v. 2, 2014.

ZHANG, K.; YAN, X. Multi-cracks identification method for cantilever beam structure with variable cross-sections based on measured natural frequency changes. **Journal of Sound and Vibration**, v. 387, p. 53-65, 2017.

APÊNDICE – FREQUÊNCIA DE RESSONÂNCIA NO MODELO HISTERÉTICO

Neste apêndice, apresenta-se a dedução da equação da frequência de ressonância a partir do modelo de função resposta em frequência da aceleração (inertância) para um sistema com um grau de liberdade e amortecimento histerético (ver a eq. (34) empregada na seção 4.2). A inertância no domínio da frequência $S(\Omega)$ do modelo histerético com um grau de liberdade é dada por (EWINS, 2000):

$$S(\Omega) = -\frac{\Omega^2}{(k - \Omega^2 m) + i\eta k} \quad (\text{A.1})$$

onde Ω é a frequência, k e m são, respectivamente, a rigidez e a massa do sistema e η é fator de perda de amortecimento. Dividindo-se o numerador e o denominador da eq. (A.1) por k , tem-se:

$$S(\Omega) = -\frac{\Omega^2/k}{(1 - \Omega^2 m/k) + i\eta} \quad (\text{A.2})$$

Sabe-se que a frequência natural não amortecida fn do modelo histerético é dada por $fn = \sqrt{k/m}$ e, portanto, $k = fn^2 m$. Substituindo na eq. (A.2), tem-se:

$$S(\Omega) = -\frac{\frac{\Omega^2}{fn^2 m}}{(1 - \Omega^2 / fn^2) + i\eta} \quad (\text{A.3})$$

Após alguma manipulação algébrica sobre a eq. (A.3), chega-se em:

$$S(\Omega) = \frac{-\frac{(\Omega/fn)^2}{m} + \frac{(\Omega/fn)^4}{m}}{[1 - (\Omega/fn)^2]^2 + \eta^2} + i \frac{\frac{(\Omega/fn)^2 \eta}{m}}{[1 - (\Omega/fn)^2]^2 + \eta^2} \quad (\text{A.4})$$

Partindo da eq. (A.4), é possível determinar o módulo de $S(\Omega)$ da seguinte forma:

$$|S(\Omega)| = \sqrt{\text{Re}^2[S(\Omega)] + \text{Im}^2[S(\Omega)]} \quad (\text{A.5})$$

$$|S(\Omega)| = \sqrt{\left[\frac{-\frac{(\Omega/fn)^2}{m} + \frac{(\Omega/fn)^4}{m}}{[1 - (\Omega/fn)^2]^2 + \eta^2} \right]^2 + \left[\frac{\frac{(\Omega/fn)^2 \eta}{m}}{[1 - (\Omega/fn)^2]^2 + \eta^2} \right]^2} \quad (\text{A.6})$$

$$|S(\Omega)| = \sqrt{\frac{\frac{(\Omega/fn)^4}{m^2} [-1 + (\Omega/fn)^2]^2 + \frac{(\Omega/fn)^4}{m^2} \eta^2}{\{[1 - (\Omega/fn)^2]^2 + \eta^2\}^2}} \quad (\text{A.7})$$

$$|S(\Omega)| = \sqrt{\frac{\frac{(\Omega/fn)^4}{m^2} \{[1 - (\Omega/fn)^2]^2 + \eta^2\}}{\{[1 - (\Omega/fn)^2]^2 + \eta^2\}^2}} \quad (\text{A.8})$$

$$|S(\Omega)| = \frac{\Omega^2}{fn^2 m \sqrt{[1 - (\Omega/fn)^2]^2 + \eta^2}} \quad (\text{A.9})$$

Para obter o valor da frequência de ressonância (frequência de pico), é necessário derivar a eq. (A.9) por Ω e igualar a zero. A derivada $\frac{d|S(\Omega)|}{d\Omega}$ é dada por:

$$\frac{d|S(\Omega)|}{d\Omega} = \frac{2\Omega^3(1 - \Omega^2/fn^2)}{fn^4 m [(1 - \Omega^2/fn^2)^2 + \eta^2]^{3/2}} + \frac{2\Omega}{fn^2 m \sqrt{(1 - \Omega^2/fn^2)^2 + \eta^2}} \quad (\text{A.10})$$

Igualando-se a eq. (A.10) a zero, resolvendo-se para Ω e descartando-se a solução trivial $\Omega = 0$ e a solução negativa $\Omega < 0$, tem-se:

$$\Omega = fn \sqrt{1 + \eta^2} \quad (\text{A.11})$$

A eq. (A.11) apresenta a frequência de ressonância fr em função da frequência natural não amortecida e do fator de perda de amortecimento, conforme empregado na eq. (34) da seção 4.2. Finalmente, tem-se que $fr = fn \sqrt{1 + \eta^2}$. Com isso, conclui-se a dedução.