



Universidade Federal da Paraíba
Centro de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação de Engenharia Mecânica
- Mestrado - Doutorado

**CONTROLE PASSIVO DE VIBRAÇÕES EM SISTEMA ESTRUTURAL
UTILIZANDO MOLAS SUPERELÁSTICAS: COMPARAÇÃO ENTRE
TÉCNICAS E ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DE VARIÁVEIS**

por

Yuri José Oliveira Moraes

*Tese de Doutorado apresentada à Universidade Federal da Paraíba como requisito para
obtenção do grau de Doutor*

YURI JOSÉ OLIVEIRA MORAES

**CONTROLE PASSIVO DE VIBRAÇÕES EM SISTEMA ESTRUTURAL
UTILIZANDO MOLAS SUPERELÁSTICAS: COMPARAÇÃO ENTRE
TÉCNICAS E ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DE VARIÁVEIS**

Tese de doutorado apresentada ao curso de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal da Paraíba, em cumprimento às exigências para obtenção do Grau de Doutor.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Cavalcanti Rodrigues

Coorientador: Prof. Dr. Antonio Almeida Silva

**CONTROLE PASSIVO DE VIBRAÇÕES EM SISTEMA ESTRUTURAL
UTILIZANDO MOLAS SUPERELÁSTICAS: COMPARAÇÃO ENTRE
TÉCNICAS E ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DE VARIÁVEIS**

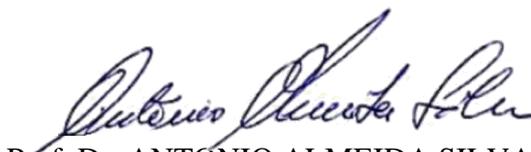
por

YURI JOSÉ OLIVEIRA MORAES

Tese aprovada em 25 de Junho de 2021



Prof. Dr. MARCELO CAVALCANTI RODRIGUES
Orientador – UFPB



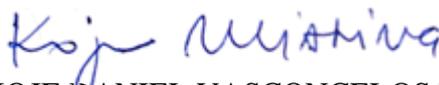
Prof. Dr. ANTONIO ALMEIDA SILVA
Coorientador – UFCG



Prof. Dr. ABEL CAVALCANTE LIMA FILHO
Examinador Interno – UFPB



Prof. Dr. RODINEI MEDEIROS GOMES
Examinador Interno – UFPB



Prof. Dr. KOJE DANIEL VASCONCELOS MISHINA
Examinador Externo – UFPB



Prof. Dr. CARLOS JOSÉ DE ARAÚJO
Examinador Externo – UFCG

Catálogo na publicação
Seção de Catalogação e Classificação

M828c Moraes, Yuri José Oliveira.

Controle passivo de vibrações em sistema estrutural utilizando molas superelásticas : comparação entre técnicas e análise da influência de variáveis / Yuri José Oliveira Moraes. - João Pessoa, 2021.

254 f. : il.

Orientação: Marcelo Cavalcanti Rodrigues.

Coorientação: Antonio Almeida Silva.

Tese (Doutorado) - UFPB/CT.

1. Controle de Vibrações em Estruturas. 2. Absorvedor de Massa Sintonizada. 3. Ligas com Memória de Forma. 4. Isolamento de Base. I. Rodrigues, Marcelo Cavalcanti. II. Silva, Antonio Almeida. III. Título.

UFPB/BC

CDU 621(043)

DEDICATÓRIA

À DEUS & MÃE.

AGRADECIMENTOS

Ao Criador, pela saúde e sabedoria que me destes para trilhar o caminho das pedras de forma a nunca machucar os pés.

A toda minha família pelo apoio imensurável, companheirismo e pelo sentimento de confiança em meu trabalho.

Aos Professores Drs. Marcelo Cavalcanti Rodrigues e Antonio Almeida Silva, pela confiança, pelo conhecimento compartilhado e pelo exemplo de orientação e docência que irei levar para minha vida profissional.

Aos meus amigos de trabalho pelo suporte técnico e apoio.

Aos Professores presentes na banca por participarem deste trabalho de pesquisa, no âmbito de avaliadores, contribuindo com discussões e críticas construtivas.

A Universidade Federal da Paraíba (UFPB) e ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica (PPGEM), a Universidade Federal de Campina Grande (UFCG) e a Unidade Acadêmica de Engenharia Mecânica (UAEM) pelo fornecimento do ambiente de trabalho e insumos laboratoriais.

Ao Laboratório de Integridade e Inspeção (LabII) e (GPii) da UFPB, ao Laboratório de Vibrações e Instrumentação (LVI) e ao Laboratório Multidisciplinar de Materiais e Estruturas Ativas (LaMMEA) da UFCG, pelo suporte ao projeto, pela disponibilidade de estrutura, equipamentos, e recursos em geral, dando viabilidade ao estudo.

Ao órgão de fomento CNPq pelo apoio e financiamento a pesquisa científica na forma de concessão de bolsa de estudos e custeio dos insumos utilizados.

Por fim, a todos que participaram direta ou indiretamente deste projeto.

*“A ciência é a
forma que Deus encontrou de
permanecer no anonimato.”*

Adaptado de Albert Einstein.

CONTROLE PASSIVO DE VIBRAÇÕES EM SISTEMA ESTRUTURAL UTILIZANDO MOLAS SUPERELÁSTICAS: COMPARAÇÃO ENTRE TÉCNICAS E ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DE VARIÁVEIS

RESUMO

A crescente preocupação com a eficiência e confiabilidade da aplicação e uso de sistemas estruturais tem levado pesquisadores de todo o mundo a buscar técnicas de controle dos efeitos vibracionais em estruturas civis. Este é o caso de edifícios esbeltos, flexíveis e de alta vulnerabilidade a terremotos, ventos laterais e impactos. Dentre os métodos disponíveis o controle passivo se destaca devido a seu baixo custo, pouca manutenção, e não necessidade de fonte de energia externa. Desta forma, este trabalho tem o objetivo de projetar e testar atenuadores de molas helicoidais fabricadas com fios de uma Liga com Memória de Forma (LMF), Superelástica (SE) de NiTiNOL, para aplicação no controle de vibrações de um protótipo simulador de edifício de 3GDL's, na disposição de um Dispositivo de Recentragem e Isolamento de Vibrações (DRIV). O intuito é avaliar a influência de variáveis como o *offset* (ponto zero do deslocamento) e as amplitudes de deformação dos elementos associadas as excitações, e comparar com outras técnicas, como o contraventamento lateral e o Absorvedor de Massa Sintonizada (AMS). Concluiu-se que os comprimentos dos atenuadores tiveram influência direta no controle, com os mais curtos apresentando maior eficiência de atuação, pois geram maior histerese e dissipam até 29 vezes mais energia mecânica, além de reduzir a quantidade de material empregada. O efeito do autoaquecimento foi desprezível neste estudo pois o gradiente de temperatura se mostrou inferior a 10 °C, como também o *offset* que não teve influência significativa no processo de controle. Em termos de amplitudes observadas na análise modal experimental, o AMS foi a técnica mais eficiente permitindo reduções de até 74%, em vibração livre. Na vibração sísmica e forçada o DRIV se mostrou a mais eficaz dentre as técnicas, reduzindo a resposta em cerca de 80% quando analisado dois sinais de sismos. Assim, a originalidade desta pesquisa está na proposta de comparação entre as técnicas de controle passivo e a otimização dos atenuadores LMF pela calibração nos sistemas, a partir de um algoritmo desenvolvido em ambiente computacional.

Palavras-chave: Controle de Vibrações em Estruturas, Absorvedor de Massa Sintonizada, Ligas com Memória de Forma, Isolamento de Base.

**PASSIVE CONTROL VIBRATION OF STRUCTURAL SYSTEM USING
SUPERELASTIC SPRINGS: COMPARISON BETWEEN TECHNIQUES AND
ANALYSIS OF THE VARIABLES INFLUENCE**

ABSTRACT

The growing concern with the efficiency and reliability of the application and use of structural systems has led researchers around the world to seek techniques to control vibrational effects in civil structures. This is the case for narrow, flexible buildings that are highly vulnerable to earthquakes, crosswinds, and impacts. Among the available methods, passive control stands out for its low cost, low maintenance and does not require an external source of energy. Thus, this work aims to design and test attenuators of coil springs manufactured with Shape Memory Alloy (SMA), Superelastic (SE) of NiTiNOL. These devices will be applied in a 3DOF building simulator prototype for vibration control. The system functions as a Vibration Isolation Recentering Device (VIRD). The objective is to evaluate the influence of variables such as displacement (zero points of displacement) and strain amplitudes of the elements associated with excitations. Also, compare them to other techniques such as side bracing and Tuned Mass Dampers (TMD). It was concluded that the length of the attenuator directly influences the control, with smaller ones showing greater efficiency. This generates more hysteresis and dissipates up to 29 times more mechanical energy. In addition to reducing the amount of material used. The effect of self-heating was negligible in this study, as the temperature gradient was less than 10°C, as well as the offset, which had no significant influence on the control process. In terms of amplitudes observed in the experimental modal analysis, TMD was the most efficient technique allowing reductions of up to 74% in free vibration. In seismic and forced vibration, VIRD proved to be the most effective among the techniques, reducing the response by about 80% in the analysis of two seismic signals. Thus, the originality of this research lies in the proposal to compare passive control techniques. In addition to the optimization of SMA attenuators by calibrating systems from an algorithm developed in a computational environment.

Keywords: Vibrations Control in Structures, Tuned Mass Damper, Shape Memory Alloys, Base Insulation.

TRABALHOS ACADÊMICOS PUBLICADOS

- MORAES, Y. J. O., SILVA, A. A., RODRIGUES, M. C., 2017, “Atenuação de Vibração em Estrutura Predial com 2GDL Submetida a Excitação de Base Utilizando Absorvedores LMF”, In: *I Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica – SiPGEM*, Campina Grande – PB.**
- MORAES, Y. J. O., SILVA, A. A., REIS, R. P. B., RODRIGUES, M. C., 2017, “Atenuação Passiva de Vibrações em Estrutura do Tipo Pórtico Sujeita a Excitação Sísmica Utilizando Minimolas Superelásticas de NiTiNOL”, In: *13º Congresso Ibero-americano de Engenharia Mecânica – CIBEM*, Lisboa.**
- MORAES, Y. J. O., SILVA, A. A., RODRIGUES, M. C., LIMA, A. G. B., DOS REIS, R. P., DA SILVA, P. C. S., 2018, “Dynamical Analysis Applied to Passive Control of Vibrations in a Structural Model Incorporating SMA-SE Coil Springs”, In: *Advances in Materials Science and Engineering*, vol. 2018, Article ID 2025839.**
- DOS REIS, RÔMULO P. B., DA SILVA, PAULO C. S., OLIVEIRA, A. G., MORAES, Y. J. O., SILVA, A. A., DE ARAUJO, CARLOS J., 2018, “Minimolas de Ligas de memória de forma Superelásticas aplicadas em estruturas da construção civil e mecânica: uma metodologia para análise do comportamento termomecânico”, In: *23º Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais – CBECiMat*.**
- MORAES, Y. J. O., SILVA, A. A., RODRIGUES, M. C., DOS REIS, RÔMULO P. B., MOREIRA, I., 2019, “Análise Dinâmica Aplicada ao Controle de Vibrações em Protótipo de Edifício Incorporando Molas LMF Superelásticas”, In: *Revista Principia, IFPB*, João Pessoa, DOI: 10.18265/1517-0306, vol. 1, nº 45, PP. 90-101.**
- MORAES, Y. J. O., LUSTOSA, C. H. A., NETO, J. E. O., OLIVEIRA, A. G., RODRIGUES, M. C., SILVA, A. A., 2019, “Implementação de Um Sistema de Controle Passivo de Vibrações em Pórtico de Edifício: Viabilidade de Dispositivo com Minimolas LMF SE Associadas a TMD”, In: *III Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica – SiPGEM*, Campina Grande – PB.**
- LUSTOSA, C. H. A., MORAES, Y. J. O., SILVA, A. A., RODRIGUES, M. C., FONSECA Jr, A. W. N., DANTAS DE SÁ, M. R., DUARTE, R., 2019, “Optimization of Passive Vibration Control System Applied In Structural Model Incorporating SMA-SE Coil Springs Associated with TMD”, In: *25th ABCM International Congress of Mechanical Engineering – COBEM*.**
- FRANÇA, G. L. T., MORAES, Y. J. O., SILVA, A. A., RODRIGUES, M. C., FERNANDES, E. C. R., 2020, “Analysis and Design of Base Insulators Applied to the Helipad of the Hospital Structure”, In: *XLI Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering*, In: *Proceedings of the Ibero-Latin American Congress of Computational Methods in Engineering – CILAMCE*, ABMEC, v. 1. p. 1-7.**

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Número de aplicações de sistemas de isolamento de base convencionais em edifícios submetidos a abalos sísmicos. Fonte: Forni, 2005.....	28
Figura 2 – (a) Ponte de Coal-Brookdale, na Inglaterra; (b) União viga-pilar de perfil laminado tipo “I”; (c) Torre Eiffel, em Paris. Fonte: Ching <i>et al.</i> (2015) e Leet <i>et al.</i> (2010).....	33
Figura 3 – (a) Evolução das edificações mais altas do mundo; (b) Edifício Burj Khalifa, em Dubai, Emirados Árabes. Fonte: Ching <i>et al.</i> (2015) e Tutikian <i>et al.</i> (2011).....	34
Figura 4 – (a) Ponte Golden Gate nos EUA; (b) Museu Oscar Niemeyer, em Curitiba; (c) Museu de artes de São Paulo (MASP); (d) Torre Space Needle, em Seattle, EUA. Fonte: Engenharia e Construção (2012), Dabldy (2017); SciELO (2013) e Chatelin (2005).	35
Figura 5 – (a) Esquema de formação de um terremoto; (b) Leitura de amplitude de um terremoto por um sísmógrafo. Fonte: Adaptado Pereira <i>et al.</i> (2008) e Lindeburg <i>et al.</i> (2008).....	37
Figura 6 – Acelerações de base adquiridas durante abalos sísmicos. (a) Terremoto de Port Hueneme, 1957; (b) Terremoto de El centro, 1940; (c) Terremoto ocorrido na Cidade do México, 1964. Fonte: Adaptada de Saavedra (1991).....	39
Figura 7 – Piores sismos ocorridos no mundo desde início do século XX. Fonte: USGS (2008). ...	39
Figura 8 – Mapa de sismicidade do território brasileiro. Fonte: Adaptado de Berrocal (1984) apud Miranda (2010).	40
Figura 9 – Zonas sísmicas do território brasileiro. Fonte: NBR 15421 (2006).	41
Figura 10 – Esboço de estrutura predial evidenciando as forças horizontais distribuídas nos pavimentos da edificação sob sismo. Fonte: Adaptado de Leet <i>et al.</i> (2010).....	43
Figura 11 – Tipos de comportamento de materiais aplicados em sistemas sismo-resistente. (a) Material com comportamento elástico linear; (b) Material com comportamento elástico-plástico perfeito; (c) Material com comportamento não-linear. Fonte: Parisenti (2011).....	44
Figura 12 – Gráfico de aceleração no tempo para estruturas com 1GDL submetidas ao terremoto de El Centro em 1940. Fonte: Adaptado de Lindeburg e McMullin (2008).	46
Figura 13 – (a) Ponte Tacoma-Narrows em colapso estrutural devido a ação de vento lateral, EUA, 1940; (b) <i>Spoilers</i> para desprendimento aleatório da massa de ar na superfície da estrutura. Fonte: Adaptado de Leet <i>et al.</i> (2010).....	48
Figura 14 – Mapa de risco de terremotos na costa oeste dos EUA e colapsos em estruturas oriundos do sismo de Northridge em 1994. Fonte: Adaptado de Internacional El Pais (2019).....	48
Figura 15 – (a) Colapso de viaduto em Kobe, Japão; (b) Colapso em condomínio residencial, em Taiwan, China, depois de tremor de 7,7 graus. Fonte: Nóbrega <i>et al.</i> (2016) e Leet <i>et al.</i> (2010)...	50
Figura 16 – Métodos e dispositivos de controle. Fonte: Adaptado de Moutinho (2007).	50
Figura 17 – Aplicação de sistema de controle passivo do tipo AMS. (a) Aplicação de AMS em ponte estaiada, na Normandia, França; (b) AMS utilizado na ponte de Akashi Kaikyo, no Japão. Fonte: Caetano (2007) e Kitagawa (2004).....	52
Figura 18 – Aplicação de sistema de controle passivo do tipo TLD. Movimentação de pessoas na ponte estaiada de Toda, no Japão (a); (b) Reservatórios de água no interior do tabuleiro da ponte de Toda. Fonte: Nakamura & Fujino (2002).....	53
Figura 19 – Amortecedores viscosos reais. (a) Amortecedores viscosos instalados no estádio de baseball em Seattle, EUA; (b) Amortecedor do tipo <i>chevron damper</i> instalado em pórtico estrutural. Fonte: Adaptada de Moutinho (2007).	55
Figura 20 – Esquema de um dissipador do tipo amortecedor viscoso. Fonte: Adaptada de Constantinou (2000) e Constantinou <i>et al.</i> (1993).....	55

Figura 21 – Dissipadores AVE’s aplicados em ponte. Fonte: Adaptada de Moliner <i>et al.</i> (2012)...	56
Figura 22 – Dissipadores passivos friccionais. (a) Elementos constituintes; (b) Amortecedores friccionais da VSL; (c) Amortecedores friccionais adaptados a um edifício. Fonte: Adaptado de <i>Vorspann System Losinger</i> (2014); VSL <i>International Ltd</i> (2002) e Liao <i>et al.</i> (2004).	57
Figura 23 – Dissipadores passivos histeréticos. (a) Amortecedores de placas triangulares de baixa espessura.; (b) Amortecedores de placas triangulares de alta espessura. Fonte: Li <i>et al.</i> (2014) e Scholl (1990).....	58
Figura 24 – Sistema com amortecimento histerético por LMF. (a) Vista geral da montagem; (b) Detalhe do anel LMF SE e conexões em aço; (c) Esticador e célula de carga; (d) Conexão olhal e LVDT. Fonte: Adaptado de Nan <i>et al.</i> (2016).	59
Figura 25 – Tipos de isoladores de base. (a) LRB evidenciando borracha com núcleo de chumbo; (b) HDRB evidenciando estrutura interna intercalada; (c) HDRB submetido a 260% de deformação horizontal. Fonte: Adaptado de Fib (2005); Alga (2018) e Giuliani (2002).	60
Figura 26 – Efeito da frequência natural no isolamento de base para variações de amortecimento. (a) Resposta de aceleração; (b) Resposta de deslocamento. Fonte: Figueiredo (2007).	61
Figura 27 – Sistema estrutural excitado pela base. (a) Deslocamento da estrutura sem aplicação de isolamento de base; (b) Deslocamento da estrutura com aplicação de isolamento de base. Fonte: Figueiredo (2007).....	61
Figura 28 – Faixa de frequências típicas de abalos sísmicos com alta energia vibracional em comparação com sistemas sem/com isolamento de base. Fonte: Guerreiro, 2006.	62
Figura 29 – Mecanismos isoladores de vibração de base. (a) Mola LMF de tração/compressão; (b) Molas LMF de tração e pré-deformadas, 1 – Mesa vibratória, 2 – Guias, 3 – Molas, 4 – LVDT’s, 5 – Acelerômetros. Fonte: Peng <i>et al.</i> , 2016 e Huang <i>et al.</i> , 2014.....	62
Figura 30 – Sistema de controle ativo. Fonte: Adaptado de Dorf & Bishop (2001).	63
Figura 31 – Sistema AMD. (a) Edifício Kyobashi Center, no Japão; (b) Servomotores do AMD com 4 ton.; (c) Servomotores de AMD com 1 ton. Fonte: Kobori <i>et al.</i> (1991).	64
Figura 32 – Sistema de controle por cabos ativados. (a) Protótipo de edifício de 3GDL com atuador eletro-hidráulico no piso; (b) Esquema de acoplamento. Fonte: Giraldo <i>et al.</i> (2004).	65
Figura 33 – Atuadores semiativos funcionais em estruturas. (a) Material eletromagnético; (b) Material piezoelétrico. Fonte: Adaptado de Aguiar (2011) e Gonçalves (2016).	67
Figura 34 – Amortecedores AVS’s. (a) Edifício Instituto Kajima, no Japão; (b) Atuadores hidráulicos comandados eletricamente. Fonte: Kobori <i>et al.</i> (1993).	68
Figura 35 – Amortecedor de orifício variável. (a) Esquema de funcionamento do sistema semiativo; (b) Cilindro hidráulico interligado a diagonal do pórtico Fonte: Kurata <i>et al.</i> (1999).	68
Figura 36 – Amortecedor HMD. (a) Edifício Shinjuku Park Tower, no Japão; (b) HMD do tipo “V”. Fonte: Koibe <i>et al.</i> (1994).	69
Figura 37 – Representação dos dois efeitos de uma LMF. (a) Efeito memória de forma (ME); (b) Efeito da superelasticidade (SE). Fonte: Moraes <i>et al.</i> (2018).....	71
Figura 38 – Representação da alteração da estrutura cristalina pela variação de temperatura e tensão mecânica em uma LMF. Fonte: Adaptado de Ramos (2018).	72
Figura 39 – Curva de variação do percentual da fração Martensítica em função da temperatura. Fonte: Adaptado de Leo (2007).....	73
Figura 40 – Curva clássica de uma LMF destacando as tensões críticas de transformações de fases cristalinas. Fonte: Adaptado de Lagoudas (2008) apud Moraes (2017).....	75
Figura 41 – Processo de fabricação de molas helicoidais LMF. (a) Conformação com uso de fuso e torno mecânico; (b) Aplicação de forno em tratamento térmico para <i>shape setting</i> . Fonte: Adaptado de Oliveira (2017) e Liu <i>et al.</i> (2019).....	77

- Figura 42 – Molas helicoidais LMF SE para aplicação no controle vibracional. (a) Molas comerciais individuais e duplas com 7 e 12 mm de *Lu*; (b) Mola LMF SE; (c) Mola de tração com 2 mm de fio. Fonte: Adaptado de Moraes (2017); Huang *et al.* (2014) e Liu *et al.* (2019).....78
- Figura 43 – Ensaaios de tração aplicados na caracterização de molas LMF. (a) Teste quase-estático com molas de NiTi; (b) Testes dinâmicos com molas NiTi; (c) Testes dinâmicos com molas de tração/compressão em dispositivo; (d) Ensaio de tração em amortecedor com fios LMF. Fonte: Adaptado de Liu *et al.* (2019); Moraes (2017); Speicher *et al.* (2009) e Morais *et al.* (2017).....78
- Figura 44 – Ensaaios de caracterização aplicados em molas LMF NiTi SE; (a) Gráfico DSC de uma amostra de mola (b) Gráfico quase-estático das molas sob tração. Fonte: Moraes *et al.* (2018).....79
- Figura 45 – Curvas típicas (Deslocamento/Tempo) de molas LMF de tração obtidas por ensaio experimental. (a) Ensaio dinâmico com variação cíclica de 10% de deformação; (b) Histórico de carregamento. Fonte: Adaptado de Reis (2018) e Huang *et al.* (2014).....79
- Figura 46 – Curvas (Força/Deslocamento) em molas LMF. (a) Teste dinâmico e *offset* de 300%; (b) Teste quase-estático e variação 90 mm; Fonte: Adaptado de Reis (2018) e Huang *et al.* (2014). ...80
- Figura 47 – Publicações científicas com citação as LMF's nas áreas da engenharia e estruturas prediais, de 1990 a 2019. Fonte: Adaptado de Zareie *et al.* (2020).81
- Figura 48 – Aplicação de molas LMF ME em atuadores TVR. Fonte: Adaptado de Wu & Schetky (2000) e Stoeckel & Waram (1992) apud Jani *et al.* (2013).81
- Figura 49 – Aplicações de LMF's em sistemas da indústria automotiva. Fonte: Stoeckel (1990); Butera (2008) e Johnson *et al.* (2004) apud Jani *et al.* (2013).82
- Figura 50 – Aplicações de LMF's em sistemas da indústria aeronáutica. Fonte: Bil *et al.* (2013) e Hartl & Lagoudas (2007) apud Jani *et al.* (2013).83
- Figura 51 – Aplicações de LMF's em sistemas da indústria robótica. Fonte: Kheirikhah *et al.* (2011) e Furuya & Shimada (1991) apud Jani *et al.* (2013).....84
- Figura 52 – Curvas de resposta de sistema submetido a terremoto e controlado por isolamento de base, comparando molas comuns e LMF. (a) Curvas (Deslocamento x Tempo); (b) Curvas de histerese (Força x Deslocamento). Fonte: Liu *et al.* (2019).....85
- Figura 53 – Sistemas aplicados no controle vibracional sísmico de estruturas civis. (a) Tendões LMF SE aplicados como reforço estrutural em pórticos; (b) Barras LMF SE aplicadas em uniões vigapilares e em placa de ancoragem. Fonte: Menna *et al.* (2015) e Song *et al.* (2006).....86
- Figura 54 – Esquema de acoplamento e calibração de elementos atenuadores LMF em pórtico submetido a sismo. (a) Estrutura de 2GDL sob *Shake Table*; (b) Calibração das molas LMF com paquímetro; (c) *Offset* em dispositivo de contraventamento. Fonte: Adaptado de Moraes (2017)...87
- Figura 55 – Pórtico de edifício com (n) GDL's. Fonte: Autoria Própria.90
- Figura 56 – Sistema massa-mola-amortecedor de um modelo com (n) GDL's. Fonte: Adaptado de Chaves (2010).91
- Figura 57 – Sistemas estruturais de 3GDL. (a) Modelo físico do pórtico; (b) Estrutura de pré-moldados de concreto com três pavimentos. Fonte: Adaptado de Moutinho (2007) e Central Premoldados Ltda. (2017).93
- Figura 58 – Esquematização dos modos de vibrar de uma estrutura de três pavimentos com 3GDL. Fonte: Adaptado de Moutinho (2007).96
- Figura 59 – Representação de sistema estrutural de 3GDL sob excitação permanente de base. (a) Diagrama de massas concentradas; (b) DCL do sistema. Fonte: Autoria Própria.....97
- Figura 60 – Representação de sistemas massa-mola aplicadas na rigidez equivalente. (a) Associação de molas em paralelo; (b) Associação de molas em série. Fonte: Adaptado de Rao (2008).100
- Figura 61 – Sistema para dedução de rigidez equivalente com variação do tipo de união. (a) Sistema 1GDL mono-engastada; (b) União articulada; (c) União rígida. Fonte: Adaptado de Rao (2008).100

Figura 62 – Placa retangular suportada por quatro colunas com conexões vigas-pilares rígidas. Fonte: Adaptado de Rao (2008).	101
Figura 63 – Modelo massa-mola-amortecedor de um sistema simplificado com 1GDL.	104
Figura 64 – Laço de histerese em ciclo completo. Fonte: Adaptado de Rao (2008).	105
Figura 65 – Análise modal em sistemas mecânicos por excitação permanente de <i>shaker</i> eletromagnético. (a) Excitação em fuselagem de asa de aeronave; (b) Excitação em carroceria de veículo. Fonte: Adaptado de Modal Shop (2019).	106
Figura 66 – Mesas vibratórias aplicadas na análise modal de sistemas estruturais por excitação permanente de base. (a) Aplicação em teste de vida útil de perfis de concreto pré-fabricados (b) Mesa unidirecional; (c) Mesa bidirecional. Fonte: Adaptado de Martin Eng. (2019) e Quanser (2019).	106
Figura 67 – Análise modal em sistemas mecânicos por excitação transiente. (a) Sinal de resposta transiente para uma entrada do tipo degrau; (b) Montagem de calibração de um martelo de impacto. Fonte: Adaptado de Moutinho (2007) e Modal Shop (2019).	107
Figura 68 – Diagrama da sequência de análise modal em sistema estrutural por excitação permanente (<i>Shaker</i>) e transiente (Martelo de Impacto). Fonte: Adaptado de Modal Shop (2019).	108
Figura 69 – Sinais da função impulso. (a) Representação da função impulso unitário; (b) Resposta normalizada de um sistema de 2ª ordem. Fonte: Adaptado de Felício (2010).	109
Figura 70 – Resposta no tempo de sistemas típicos com 1GDL sob vibração livre e amortecidos. (a) Resposta para $\xi = 0,067$; (b) Resposta para: $\xi = 0,310$. Fonte: Adaptado de Silva (2009).	110
Figura 71 – Aplicação da Transformada de Fourier em degrau unitário. (a) Função no domínio do tempo; (b) Função no domínio da frequência. Fonte: Adaptado de Santos (2011).	111
Figura 72 – FRF obtida pelo diagrama de Bode de um sistema com 3GDL a partir da FT do sistema. Fonte: Adaptado de Moutinho (2007).	113
Figura 73 – Função resposta em frequência do tipo inércia para um sistema com 1GDL, obtidas pelo diagrama de Bode, em magnitude e fase. Fonte: Adaptado de Silva (2009).	114
Figura 74 – Dimensões geométricas de mola helicoidal. Fonte: Adaptado de Liu <i>et al.</i> (2019). ...	115
Figura 75 – Representação de mola helicoidal com carga axial e DCL dos esforços gerados. Fonte: Adaptado de An <i>et al.</i> (2012).	116
Figura 76 – Representação da distribuição da tensão cisalhante de uma mola helicoidal LMF submetida a carregamento axial. (a) Distribuição vista na seção transversal do fio; (b) Simulação numérica com campo de tensão. Fonte: Adaptado de Rao & Srinivasa (2013) e Saleeb <i>et al.</i> (2013).	117
Figura 77 – Representação esquemática dos parâmetros das diagonais da estrutura com 3GDL. (a) Diagonais estáticas; (b) Diagonais deslocadas para o 1º modo de vibrar. Fonte: Autoria Própria.	120
Figura 78 – Representação do sistema AMS com dispositivo secundário. (a) Configuração do AMS e molas; (b) Parâmetros dimensionais do dispositivo estático; (c) Parâmetros dimensionais do dispositivo deformado. Fonte: Autoria Própria.	122
Figura 79 – Representação do sistema DRIV, evidenciando a atuação de forças quando submetido a um impulso de martelo, em vibração livre. Fonte: Autoria Própria.	126
Figura 80 – Representação do sistema DRIV, evidenciando a atuação de forças quando submetido a um sinal aleatório, em vibração sísmica. Fonte: Autoria Própria.	127
Figura 81 – Representação do sistema DRIV, evidenciando a atuação de forças quando submetido a um sinal harmônico, em vibração forçada. Fonte: Autoria Própria.	127
Figura 82 – Representação esquemática da concepção do sistema DRIV. (a) Aplicação do par mínimo de molas helicoidais associadas em série; (b) Ilustração do comportamento dinâmico das molas quando o DRIV está sob excitação. Fonte: Autoria Própria.	131

Figura 83 – Fluxograma esquemático da sequência operacional empregada na metodologia do projeto. Fonte: Autoria Própria.....	133
Figura 84 – Detalhamento do fluxograma esquemático da sequência operacional empregada na definição dos requisitos de projeto. Fonte: Autoria Própria.....	134
Figura 85 – Detalhamento do fluxograma esquemático da sequência operacional empregada na definição das especificações de projeto. Fonte: Autoria Própria.	137
Figura 86 – Desenho CAD do pórtico de edifício de 3GDL. (a) Vistas principais da estrutura; (b) Isométrica do modelo. Fonte: Autoria Própria.	140
Figura 87 – Malha da simulação numérica gerada pelo <i>Ansys</i> ®. (a) Malha completa da estrutura; (b) Detalhe do refino da malha nas colunas. Fonte: Autoria Própria.....	142
Figura 88 – Modelo estrutural com montagem final dos componentes. (a) Detalhes de componentes usados na construção do modelo; (b) Vista frontal; (c) Isométrica. Fonte: Autoria Própria.	143
Figura 89 – Fabricação dos atenuadores do tipo mola helicoidal LMF. (a) Arame Sandinox NiTi com bitola 0,9 mm; (b) Conformação com uso de fuso e torno; (c) Fusos com 100 mm de comprimento útil e molas fixadas por abraçadeiras. Fonte: Autoria Própria.	145
Figura 90 – Tratamento térmico dos atenuadores para shape setting. (a) Forno elétrico usado no recozimento das molas; (b) Fusos com molas inseridas no forno; (c) Atenuadores finalizados pós-tratamento térmico. Fonte: Autoria Própria.	145
Figura 91 – Tipos de elementos atenuadores aplicados nos sistemas de controle com a representação da escala real do comprimento útil (<i>Lu</i>). Fonte: Autoria Própria.	146
Figura 92 – Dispositivos e elementos mecânicos aplicados no sistema de contraventamento lateral. (a) Vista frontal com atenuadores LMF de maior eficiência (<i>MN</i>); (b) Vista do segundo piso e medição de <i>offset</i> para atenuadores LMF (<i>M5</i>). Fonte: Autoria Própria.....	147
Figura 93 – Dispositivos e elementos mecânicos aplicados no sistema AMS. (a) Vista frontal e detalhamento do AMS simples; (b) AMS e dispositivo secundário. Fonte: Autoria Própria.	148
Figura 94 – Dispositivos e elementos mecânicos aplicados no sistema de controle de isolamento de base DRIV. Fonte: Autoria Própria.	149
Figura 95 – Setup para caracterização térmica dos atenuadores pelo processo RET. (a) Base com elemento fixado por solda elétrica; (b) Bancada aplicada no ensaio, com a utilização de fonte, módulo para banho, aquisitor e PC. Fonte: Autoria Própria.	150
Figura 96 – Exemplos de montagens dos testes experimentais dos elementos de mola LMF em máquina de ensaio de tração aplicados na caracterização quase-estática. Fonte: Autoria Própria.	151
Figura 97 – Exemplo de montagem do teste experimental do elemento de mola de AÇO sob <i>Shake Table</i> aplicado na caracterização quase-estática. Fonte: Autoria Própria.	152
Figura 98 – Exemplo de montagem dos testes experimentais dos elementos de mola LMF sob <i>Shake Table</i> aplicado na caracterização dinâmica. Fonte: Autoria Própria.	153
Figura 99 – Fluxograma esquemático da sequência operacional empregada pelo algoritmo utilizado no projeto e calibração dos elementos atenuadores no DRIV. Fonte: Autoria Própria.	155
Figura 100 – Exemplo de montagem dos testes experimentais da estrutura para medição da rigidez equivalente sem/com a incorporação dos sistemas de controle. (a) Sistema de contraventamento lateral; (b) Sistema AMS; (c) Sistema DRIV. Fonte: Autoria Própria.....	156
Figura 101 – Setup para caracterização e calibração da rigidez equivalente do DRIV com molas LMF (<i>M5</i>) e 300% de <i>offset</i> . (a) Medição do dispositivo com 01 par de molas; (b) Medição do dispositivo com 04 pares de molas. Fonte: Autoria Própria.....	157
Figura 102 – Representação da sequência do processo experimental de excitação, captura e análise dos sinais dos sistemas em vibração livre, na etapa (<i>A</i>). Fonte: Autoria Própria.	160

Figura 103 – Exemplo de montagem dos testes experimentais da estrutura sob vibração livre aplicando os sistemas de controle. Fonte: Autoria Própria.	161
Figura 104 – Sinais padrões de sismos gerados na plataforma <i>Shake Table II Controll</i> ®. (a) Abalo de Northridge em cm; (b) Abalo de Mendocino em cm. Fonte <i>Shake Table II Controll</i> ®.	162
Figura 105 – Representação da sequência do processo experimental de excitação, captura e análise dos sinais dos sistemas em vibração sísmica, na etapa (B). Fonte: Autoria Própria.	162
Figura 106 – Exemplo de montagem dos testes experimentais da estrutura sob vibração sísmica aplicando os sistemas de controle. Fonte: Autoria Própria.	163
Figura 107 – Representação da sequência do processo experimental de excitação, captura e análise dos sinais dos sistemas sob vibração forçada, na etapa (C). Fonte: Autoria Própria.	164
Figura 108 – Exemplo de montagem dos testes experimentais da estrutura sob vibração forçada de base aplicando os sistemas de controle. Fonte: Autoria Própria.	165
Figura 109 – Modos de vibração analíticos da estrutura. Fonte: Autoria Própria.	168
Figura 110 – Funções resposta em frequência (FRF's) analíticas da estrutura de 3GDL obtidas a partir dos vetores modais e matriz dinâmica do sistema sem controle. Fonte: Autoria Própria.	169
Figura 111 – Análise modal da estrutura, obtidos pela simulação numérica. (a) 1° Modo de vibração; (b) 2° Modo de vibração; (b) 3° Modo de vibração. Fonte: Autoria Própria.	170
Figura 112 – Curva da caracterização térmica das molas LMF via RET. Fonte: Autoria Própria.	172
Figura 113 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M3) sem <i>offset</i> , obtidas na caracterização quase-estática aplicada na máquina de tração. Fonte: Autoria Própria.	173
Figura 114 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M3) com <i>offset</i> de 300%, obtidas na caracterização quase-estática aplicada na máquina de ensaio de tração. Fonte: Autoria Própria.	174
Figura 115 – Gráfico Força/Deformação do atenuador de AÇO (A5) sem <i>offset</i> , obtidas na caracterização quase-estática aplicada na <i>Shake Table</i> . Fonte: Autoria Própria.	175
Figura 116 – Gráfico de resposta da energia dissipada pelo atenuador LMF (M3) e resíduo da mola AÇO (A5), obtidas na caracterização quase-estática. Fonte: Autoria Própria.	175
Figura 117 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M1) com <i>offset</i> de 300%, obtidas na caracterização dinâmica aplicada na <i>Shake Table</i> . Fonte: Autoria Própria.	176
Figura 118 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M3) com <i>offset</i> de 300%, obtidas na caracterização dinâmica aplicada na <i>Shake Table</i> . Fonte: Autoria Própria.	176
Figura 119 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M5) com <i>offset</i> de 300%, obtidas na caracterização dinâmica aplicada na <i>Shake Table</i> . Fonte: Autoria Própria.	177
Figura 120 – Gráfico Força/Deformação do atenuador de AÇO (A5) sem <i>offset</i> , obtidas na caracterização dinâmica aplicada na <i>Shake Table</i> . Fonte: Autoria Própria.	178
Figura 121 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M5) com <i>offset</i> de 300%, obtidas na caracterização sísmica do abalo Northridge, aplicada na <i>Shake Table</i> . Fonte: Autoria Própria.	179
Figura 122 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M5) com <i>offset</i> de 300%, obtidas na caracterização sísmica do abalo Mendocino, aplicada na <i>Shake Table</i> . Fonte: Autoria Própria.	179
Figura 123 – Gráfico de energia dissipada pelos atenuadores LMF e valores residuais do AÇO, obtidas na caracterização dinâmica. Fonte: Autoria Própria.	181
Figura 124 – Gráfico de resposta do fator de amortecimento histerético, fator de perda, calculados para os elementos atenuadores. Fonte: Autoria Própria.	181
Figura 125 – Gráfico de medição experimental da rigidez equivalente para o sistema de controle de contraventamento. Fonte: Autoria Própria.	182
Figura 126 – Gráfico de medição experimental da rigidez equivalente para o sistema de controle de absorvedor de massa sintonizada com dispositivo secundário. Fonte: Autoria Própria.	183

Figura 127 – Gráfico de medição experimental da rigidez equivalente para o sistema de controle de isolamento de base aplicado no DRIV. Fonte: Autoria Própria.	183
Figura 128 – Curvas de medição da rigidez equivalente experimental do sistema de controle DRIV para todas as condições de aplicação dos atenuadores. Fonte: Autoria Própria.	184
Figura 129 – Sinais padrões de abalos sísmicos gerados pela plataforma <i>Shake Table II Controll</i> ®. (a) Abalo de Northridge em g; (b) Abalo de Mendocino em g. Fonte: <i>Shake Table II</i>	188
Figura 130 – Gráfico de resposta da deformação dos atenuadores em função da aceleração sob vibração sísmica, obtida pelo algoritmo aplicado no DRIV. Fonte: Autoria Própria.	189
Figura 131 – Gráfico de resposta da deformação dos atenuadores em função do deslocamento de base sob vibração forçada, obtida pelo algoritmo aplicado no DRIV. Fonte: Autoria Própria.	190
Figura 132 – Gráfico da excitação da força de impulso do martelo de impacto na estrutura com contraventamento e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.	191
Figura 133 – Gráfico de resposta no domínio do tempo para a estrutura com contraventamento e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.	192
Figura 134 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com contraventamento e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.	193
Figura 135 – Gráfico da excitação da força de impulso do martelo de impacto na estrutura com AMS e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.	194
Figura 136 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com AMS e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.	195
Figura 137 – Gráfico comparativo em frequência para a estrutura sem atenuadores e com o melhor caso AMS, sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.	195
Figura 138 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com contraventamento e sob vibração forçada, com medição nos três pisos. Fonte: Autoria Própria.	197
Figura 139 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com contraventamento e sob vibração forçada, com medição no 1º Piso. Fonte: Autoria Própria.	198
Figura 140 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com contraventamento e sob vibração forçada, com medição no 2º Piso. Fonte: Autoria Própria.	199
Figura 141 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com contraventamento e sob vibração forçada, com medição no 3º Piso. Fonte: Autoria Própria.	200
Figura 142 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com AMS e sob vibração forçada, com medição no 1º Piso. Fonte: Autoria Própria.	201
Figura 143 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com AMS e sob vibração forçada, com medição no 2º Piso. Fonte: Autoria Própria.	202
Figura 144 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com AMS e sob vibração forçada, com medição no 3º Piso. Fonte: Autoria Própria.	202
Figura 145 – Gráfico comparativo em frequência para a estrutura sem atenuadores e com o melhor caso AMS sob vibração forçada, com medição no 1º Piso. Fonte: Autoria Própria.	203
Figura 146 – Gráfico de resposta no domínio do tempo para a estrutura com DRIV e sob vibração sísmica no abalo Northridge. Fonte: Autoria Própria.	205
Figura 147 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com DRIV e sob vibração sísmica no abalo Northridge. Fonte: Autoria Própria.	206
Figura 148 – Gráfico de resposta no domínio do tempo para a estrutura com DRIV e sob vibração sísmica no abalo Mendocino. Fonte: Autoria Própria.	207
Figura 149 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com DRIV e sob vibração sísmica no abalo Mendocino. Fonte: Autoria Própria.	207

Figura 150 – Funções resposta em frequência (FRF's) analíticas da estrutura de 4GDL obtidas a partir dos vetores modais e matriz dinâmica do sistema sem controle. Fonte: Autoria Própria.	208
Figura 151 – Espectrograma do sistema DRIV com molas de AÇO (A5) sob vibração forçada de base e medição no 3º Piso da estrutura. Fonte: Autoria Própria.	209
Figura 152 – Espectrograma do sistema DRIV com molas de LMF (M5) sob vibração forçada de base e medição no 3º Piso da estrutura. Fonte: Autoria Própria.	210
Figura 153 – Gráfico de resposta da energia total dissipada e quantidade de dispositivos incorporados nas técnicas de controle aplicados aos sistemas de 3GDL. Fonte: Autoria Própria.	214
Figura 154 – Gráfico de resposta da massa total média dos atenuadores LMF mais eficientes incorporados nas técnicas de controle aplicados aos sistemas de 3GDL. Fonte: Autoria Própria.	215
Figura 155 – Gráfico de resposta da energia total dissipada e quantidade de dispositivos incorporados nas técnicas de controle aplicados ao sistema de 4GDL. Fonte: Autoria Própria.	216
Figura 156 – Gráfico de resposta da massa total média dos atenuadores LMF mais eficientes incorporados nas técnicas de controle aplicados ao sistema de 4GDL. Fonte: Autoria Própria.	217
Figura 157 – Gráfico de resposta da redução de amplitudes máximas pelo número de espiras ativas LMF calculados para as técnicas de controle nos sistemas de 3GDL. Fonte: Autoria Própria.	218
Figura 158 – Gráfico de resposta da redução de amplitudes máximas pelo número de espiras ativas LMF calculados para as técnicas de controle no sistema de 4GDL. Fonte: Autoria Própria.	219

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Resumo dos recentes avanços das aplicações das LMF’s em sistemas de engenharia. Fonte: Autoria Própria.....	88
Tabela 2 – FT’s e FRF’s empregadas na análise dinâmica. Fonte: Adaptado de Silva (2009).....	112
Tabela 3 – Componentes utilizados na construção do sistema estrutural. Fonte: Autoria Própria.	143
Tabela 4 – Componentes dos pavimentos da estrutura. Fonte: Autoria Própria.....	144
Tabela 5 – Parâmetros dimensionais e físicos dos atenuadores. Fonte: Autoria Própria.....	146
Tabela 6 – Componentes usados na construção do dispositivo AMS. Fonte: Autoria Própria.	148
Tabela 7 – Testes aplicados à análise modal experimental. Fonte: Autoria Própria.	158
Tabela 8 – Características da mesa vibratória <i>Quanser® Shake Table II</i> . Fonte: Autoria Própria.	161
Tabela 9 – Parâmetros físicos analíticos da estrutura. Fonte: Autoria Própria.....	167
Tabela 10 – Frequências e vetores modais analíticos da estrutura. Fonte: Autoria Própria.	168
Tabela 11 – Deslocamentos e frequências naturais da estrutura. Fonte: Autoria Própria.....	170
Tabela 12 – Rigidez equivalente do sistema DRIV. Fonte: Autoria Própria.....	185
Tabela 13 – Parâmetros calculados pela formulação matemática e algoritmos desenvolvidos aplicados aos sistemas de controle. Fonte: Autoria Própria.....	186
Tabela 14 – Período de atenuação da amplitude de aceleração para a estrutura com contraventamento e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.....	193
Tabela 15 – Parâmetros calculados pelo algoritmo aplicado ao AMS. Fonte: Autoria Própria.	194
Tabela 16 – Acelerância obtida pelas respostas em frequência para a estrutura sem atenuadores e com melhor caso AMS, sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.....	196
Tabela 17 – Parâmetros calculados pela formulação matemática e algoritmo para a obtenção dos alongamentos dos pisos da estrutura com contraventamento. Fonte: Autoria Própria.	197
Tabela 18 – Fatores e coeficientes de amortecimento viscoso equivalente experimentais da estrutura sem/com os elementos atenuadores, obtidas pelas FRF’s lineares. Fonte: Autoria Própria.	201
Tabela 19 – Transmissibilidade de deslocamento obtida pelas respostas em frequência para a estrutura com AMS, sob vibração forçada. Fonte: Autoria Própria.	203
Tabela 20 – Transmissibilidade de deslocamento obtida pelas respostas em frequência para a estrutura sem controle e com melhor caso AMS, sob vibração forçada. Fonte: Autoria Própria. ..	204

LISTA DE SÍMBOLOS

U\$\$ – Dólar Americano
 ® – Registro comercial
 a.C – Antes de Cristo
 d.C – Depois de Cristo
 M – Vetor Magnitude
 \log_{10} – Logaritmo de Base Dez
 A – Vetor Amplitude ou Área de Seção Transversal Circular
 A_0 – Vetor de Amplitude em Terremoto Padrão
 g – Aceleração da Gravidade ou Medida de Aceleração
 F_x – Força Sísmica de Direção Horizontal e Esforços de Torção
 w_x – Peso Próprio na Direção Horizontal
 H – Força Horizontal Total ou Histerese Mecânica
 W ou P – Carga ou Peso Total de um Corpo ou Estrutura
 C_s – Coeficiente de Resposta Sísmica
 I – Fator de Importância ou Utilização de uma Estrutura
 a_{gs0} – Aceleração Espectral Para o Período de 0 segundo
 a_g – Aceleração Sísmica
 C_a ou C_v – Fator de Amplificação Sísmica do Solo
 a_{gs1} – Aceleração Espectral Para o Período de 1 segundo
 T – Período Fundamental de Vibração
 R – Coeficiente de Modificação da Resposta
 C_{vx} – Coeficiente de Distribuição Vertical Entre as Elevações
 h_x – Altura Relativa a Base
 k – Coeficiente Função do Período Fundamental de Vibração
 Ω_0 – Coeficiente de Sobre Resistência
 C_d – Coeficiente de Amplificação dos Deslocamentos
 h_{sx} – Altura Relativa a Duas Elevações
 δ_x – Deslocamentos Absolutos
 δ_{xe} – Deslocamentos Aplicados na Análise Estática
 ξ – Fator de amortecimento Viscoso Equivalente
 S_a – Amplitude de Aceleração
 Mw – Escala de Magnitude de Momento de Abalos Sísmicos
 ζ – Fração de Martensita
 M_s – Temperatura Inicial de Transformação Martensítica
 M_f – Temperatura Final de Transformação Martensítica
 A_s – Temperatura Inicial de Transformação Austenítica
 A_f – Temperatura Final de Transformação Austenítica
 σ_{M_s} – Tensão Inicial de Transformação Martensítica
 σ_{M_f} – Tensão Final de Transformação Martensítica
 σ_{A_s} – Tensão Inicial de Transformação Austenítica
 σ_{A_f} – Tensão Final de Transformação Austenítica
 E_d – Energia Dissipada em um Laço de Histerese
 ϵ_{Ms} – Deformação Máxima Reversível
 $\Delta\sigma$ – Variação de Tensão ao Longo do Eixo de Tensões
 H_σ – Histerese da Transformação de Fase em Tensão
 x ; \dot{x} ; \ddot{x} – Posição, Velocidade e Aceleração Linear de um Corpo
 m – Massa ou Inércia de um Corpo ou Sistema
 c – Constante de Amortecimento Viscoso
 c_c – Constante de Amortecimento Crítico
 k – Rigidez ou Constante Elástica de um Corpo
 j – Variação *j-ésima* ou Número Imaginário
 i – Variação *i-ésima* ou Número Imaginário
 n – Número de Par Adicional de Molas no DRIV ou Variação *n-ésima*
 $x(t)$ – Função de Saída no Tempo

$y(t)$ – Função de Entrada no Tempo
 s – Variável da Transformada de Laplace
 $X(s)$ – Função de Saída em Laplace
 $Y(s)$ – Função de Entrada em Laplace
 $H(s)$ – Relação Saída/Entrada em Laplace
 t – Tempo
 t_0 – Instante de Tempo Inicial
 E_c – Energia Cinética
 I – Momento de Inércia
 m_{eq} – Massa Equivalente de um Sistema
 m_n – Massa *n-ésima* de um Sistema
 m_j – Massa *j-ésima* de um Sistema
 k_n – Rigidez *n-ésima* de um Sistema
 k_j – Rigidez *j-ésima* de um Sistema
 k_i – Rigidez Complexa
 k_p – Constante Elástica ou Rigidez de Elementos Associados em Paralelo
 k_s – Constante Elástica ou Rigidez de Elementos Associados em Série
 k_{eq} – Rigidez Equivalente de um Sistema
 δ_{st} – Deflexão Estática
 δ_n – Deflexão *n-ésima* de um Sistema
 I_c – Momento de Inércia de Área de uma Coluna
 I_b – Momento de Inércia de Área de uma Viga
 E – Módulo de Elasticidade Longitudinal ou Módulo de Young
 E_i – Módulo de Elasticidade Complexo
 G – Módulo de Elasticidade Transversal
 l_n – Comprimento *n-ésimo* de um Sistema
 l – Comprimento de uma Seção ou Cota da Coluna do Modelo Estrutural
 F – Força Aplicada
 r – Raio de uma Seção Circular
 b – Largura de uma Seção ou Altura do Ponto de Estaio Estático do AMS
 h – Espessura de uma Seção ou Constante de Amortecimento Histerético
 $x_{máx}$ – Deflexão Máxima Sofrida em uma Haste
 ϵ_0 – Deformação Mecânica Inicial
 σ_0 – Tensão Mecânica Inicial
 S ou ϵ – Deformação Mecânica
 σ – Tensão Mecânica
 ω – Velocidade Angular ou Frequência de excitação (rad/s)
 f – Frequência Circular (Hz)
 ϕ – Ângulo de Fase
 E' – Módulo de Armazenamento
 E'' – Módulo de Perda
 β – Fator de Perda ou Fator de Amortecimento Histerético
 x – Posição ou Deslocamento de um Corpo ou Altura do Ponto de Estaio no AMS
 X – Amplitude de Deslocamento Máxima
 c_h – Relação da Constante de Amortecimento Viscoso com o Histerético
 δ_{log} – Decremento Logarítmico
 P_u – Sobressinal
 T_p – Tempo de Pico do Sinal
 T_s – Tempo de Subida do Sinal
 T_a – Tempo de Assentamento do Sinal
 δ – Deslocamento Linear ou Função Delta de Dirac
 a – Constante Numérica
 v – Velocidade Linear
 v_0 – Velocidade Linear Inicial de um Corpo
 ω_n – Frequência Natural de Vibração (rad/s)
 f_n – Frequência Circular de Vibração (Hz)
 τ – Período Natural de Vibração ou Tensão de Cisalhamento
 ω_d ou f_d – Velocidade Angular Amortecida ou Frequência Natural Amortecida

A_i – Amplitude Máxima de Entrada ou Área de um Impulso Unitário
 A_0 – Amplitude Máxima de Saída
 x_0 – Sinal de Saída, Posição ou Deslocamento Inicial de um Corpo
 \mathcal{L} – Simbologia da Transformada de Laplace
 \Re – Parte Real de Número Complexo
 \Im – Parte Imaginária de Número Complexo
 ω_{an} – Frequência Antirresonante
 n_a – Número de Antirresonâncias
 Δt – Gradiente de Tempo
 F_s – Taxa de Amostragem
 X_i – Constante Arbitrária
 \vec{X} – Vetor de Formas Modais
 \mathbb{R} – Conjunto de Números Reais
 Δ – Matriz de Coeficientes Distância entre Espirais de Mola Helicoidal
 λ – Relação de Autovalores
 $[D]$ – Matriz Dinâmica
 $[I]$ – Matriz Identidade
 L_u – Comprimento Útil de Mola Helicoidal
 D – Diâmetro de Espira de Mola Helicoidal
 d – Diâmetro do Fio de Mola Helicoidal
 C – Índice de Mola Helicoidal
 k_w – Fator Wahl para Solicitação Dinâmica
 k_s – Fator Wahl para Solicitação Estática
 δ_e – Distância entre Espirais de Mola Helicoidal
 θ – Ângulo de Inclinação de Espira de Mola Helicoidal
 θ_i – Ângulo de Inclinação Inicial de Espira da Mola ou Ângulo de Inclinação do Estaio Estático no AMS
 θ_f – Ângulo de Inclinação Final de Espira da Mola ou Ângulo de Inclinação do Estaio Deformado no AMS
 F_c – Força Cisalhante
 F_a – Força Axial
 T_r – Torque Aplicado
 M – Momento Fletor
 Δ_D – Relação de Diâmetros
 D_i – Diâmetro Inicial de Espira de Mola Helicoidal
 D_f – Diâmetro Final de Espira de Mola Helicoidal
 $\tau_{m\acute{a}x}$ – Tensão Cisalhante Máxima
 N_m – Número de Espiras Ativas em Mola Helicoidal
 k_m – Rigidez de uma Única Mola Helicoidal
 E_M – Modulo de Elasticidade Martensítico
 E_A – Modulo de Elasticidade Austenítico
 ν – Coeficiente de Poisson do Material
 V – Volume de Material
 V_m – Volume de Material Efetivo de uma Mola Helicoidal
 l_m – Comprimento Efetivo de Fio que Forma uma Mola Helicoidal
 A_m – Área Efetiva da Seção de Fio que Forma uma Mola Helicoidal
 m_h – Massa Efetiva de Molas Helicoidal
 ρ – Densidade ou Massa Específica
 m_E – Massa dos Componentes e do Modelo Estrutural
 D_j – Diagonal Estática de Modelo Estrutural
 D_{ji}' – Diagonal Deslocada de Modelo Estrutural em Modo de Vibrar Específico
 P – Cota do Piso do Modelo Estrutural
 X_{ji} – Deslocamento de Pisos do Modelo Estrutural em Modo de Vibrar Específico
 Y – Amplitude de Pico da Excitação de Base
 T_{dji} – Transmissibilidade de Deslocamento de Pisos com relação à Base e Modo de Vibrar
 Δ_{ji} – Elongação Máxima dos Pisos ou Elementos Atenuadores
 m_{AMS} – Inércia do Absorvedor de Massa Sintonizada
 ω_{nAMS} – Frequência Natural do Absorvedor de Massa Sintonizada
 k_{AMS} – Rigidez do Absorvedor de Massa Sintonizada

$D_{m_{AMS}}$ – Diâmetro da Inércia do Absorvedor de Massa Sintonizada
 l_{AMS} – Comprimento Total do Absorvedor de Massa Sintonizada
 l_i – Ponto de engaste do estaio no Absorvedor de Massa Sintonizada
 a_i – Largura do Ponto de Estaio Estático do AMS até a Cantoneira da Coluna
 c_i – Comprimento do Estaio Estático do AMS
 y – Ponto de Engaste do Estaio das Molas Deformadas no AMS
 α – Ângulo de Inclinação do Pêndulo Deformado
 Δ_b – Variação de Altura do Ponto de Estaio Deformado no AMS
 c_f – Comprimento do Estaio Deformado no AMS
 $\Delta_{m_{AMS}}$ – Elongação Máxima das Molas nos Estaios do Dispositivo Secundário do AMS
 μ – Coeficiente de Atrito Cinético
 $F_{Imáx}$ – Força Máxima Aplicada na Base da Estrutura Por Impulso de Martelo
 $F_{Smáx}$ – Força Máxima Aplicada na Base da Estrutura Por Excitação Sísmica
 $a_{máx}$ – Aceleração Máxima de um Abalo Sísmico
 $F_{Ymáx}$ – Força Máxima Aplicada na Base da Estrutura Por Excitação Permanente
 F_T – Força Transmitida ao Modelo Estrutural Pela Excitação
 F_{IT} – Força de Impulso Transmitida aos Elementos Atenuadores no DRIV
 F_{ST} – Força Sísmica Transmitida aos Elementos Atenuadores no DRIV
 F_{YT} – Força Permanente Transmitida aos Elementos Atenuadores no DRIV
 F_{eq_m} – Força Equivalente Imposta aos Elementos Atenuadores no DRIV
 k_{eq_m} – Rigidez equivalente dos Elementos Atenuadores no DRIV
 Δ_m – Deslocamento Efetivo de uma Única Mola e Deslocamento Medido em Uma Mola
 Δ_E – Deslocamento Efetivo do DRIV
 ε_m – Deformação Eficiente Imposta a uma Única Mola
 ε_{Im} – Deformação Eficiente Imposta a uma Única Mola Para Impulso de Martelo
 ε_{sm} – Deformação Eficiente Imposta a uma Única Mola Para Excitação Sísmica
 ε_{Ym} – Deformação Eficiente Imposta a uma Única Mola Para Excitação Permanente
 $\varepsilon_{máx}$ – Limite de Deformação Máxima Reversível de uma Única Mola
 $\varepsilon_{mín}$ – Limite de Deformação Mínima de uma Única Mola
 N_f – Número de Espiras Ativas do Fuso Mecânico Padrão
 L_{uf} – Comprimento Útil do Fuso Mecânico Padrão
 CD_m – Coeficiente Dimensional de Mola
 N_{mP} – Número de Espiras Eficientes por Piso
 M_N – Mola LMF com Número de Espiras Eficientes Calculadas no Algoritmo
 R^2 – Coeficiente de Correlação Linear

LISTA DE ABREVIATURAS

o Abreviaturas e termos em português:

LMF – Liga com Memória de Forma
 UFPB – Universidade Federal da Paraíba
 CT – Centro de Tecnologia
 PPGEM – Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica
 UFCG – Universidade Federal de Campina Grande
 CCT – Centro de Ciência e Tecnologia
 UAEM – Unidade Acadêmica de Engenharia Mecânica
 LabII – Laboratório de Integridade e Inspeção
 GPii – Grupo de Pesquisa em Integridade e Inspeção
 LVI – Laboratório de Vibrações e Instrumentação
 LaMMEA – Laboratório Multidisciplinar de Materiais e Estruturas Ativas
 CNPq – Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico
 SE – Efeito de Superelasticidade
 GDL – Grau de Liberdade
 DRIV – Dispositivo de Recentragem e Isolamento de Vibrações
 AMS – Absorvedor de Massa Sintonizada
 SiPGEM – Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
 CIBEM – Congresso Ibero-americano de Engenharia Mecânica
 CBECiMat – Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais
 IFPB – Instituto Federal da Paraíba
 LMF SE – Liga com Memória de Forma com Efeito Superelástico
 LMF ME – Liga com Memória de Forma com Efeito Memória
 ABCM – Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas
 COBEM – Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica
 CILAMCE – Congresso Ibero-Latino-Americano de Métodos Computacionais e Engenharia
 ABMEC – Associação Brasileira de Métodos Computacionais
 LMF NiTi SE – Liga com Memória de Forma Superelástica de Níquel e Titânio
 EUA – Estados Unidos da América
 mph – Milhas por hora
 NBR – Norma Brasileira Regulamentadora
 ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas
 MASP – Museu de Artes de São Paulo
 ADV – Absorvedor Dinâmico de Vibração
 ALS – Absorvedor de Líquido Sintonizado
 MVE – Material Viscoelástico
 AVE – Amortecedor Viscoelástico
 M.T.S – Marca de Equipamento Tipo Atuador Hidráulico
 ADVA – Amortecedor Dinâmico de Vibrações Ativo
 Fe-C – Liga Ferro-Carbono
 NiTi-Cu – Liga Níquel-Titânio-Cobre
 NiTi-Nb – Liga Níquel-Titânio-Nióbio
 Cu-Al-Zn – Liga Cobre-Alumínio-Zinco
 Cu-Al-Ni – Liga Cobre-Alumínio-Níquel
 EMFS – Efeito Memória de Forma Simples
 EMFD – Efeito Memória de Forma Duplo
 RET – Resistência Elétrica em Função da Temperatura
 $Ni_{50\%}Ti_{50\%}$ – Liga Níquel-Titânio Equiatômica
 TVR – Atuador de Velocidade Termovariável
 FT – Função de Transferência
 EDO – Equação Diferencial Ordinária

RLC – Resistência-Indutância-Capacitância
 MMA – Massa-Mola-Amortecedor
 LVDT – Transformador Diferencial Variável Linear

○ Abreviaturas e termos em inglês:

NiTiNOL – *Nickel Titanium Naval Ordnance Laboratory*
 SMA – *Shape Memory Alloy*
 DOF – *Degrees of Freedom*
 IECM – *Insulations Elements Calibration Mechanism*
 TMD – *Tuned Mass Damper*
 SMA SE – *Shape Memory Alloy Superelastic*
 ME – *Memory Effect*
 CAD – *Computer Aided Design*
 HDRB – *High Damping Bearing*
 LRB – *Lead Rubber Bearing*
 AMD – *Active Mass Damper*
 AVS – *Active Variable Stiffness*
 HMD – *Hybrid Mass Damper*
 WTC – *World Trade Center*
 VSL – *Vorspann System Losinger*
 ADAS – *Added Damping and Stiffness*
 TLD – *Tuned Liquid Damper*
 ASCE – *American Society of Civil Engineers*
 DSC – *Differential Scanning Calorimetry*
 DTA – *Differential Thermal Analysis*
 TMA – *Thermomechanical Analysis*
 DMA – *Dynamic-Mechanical Analysis*
 A.I – *Artificial Intelligence*
 FFT – *Fast Fourier Transform*
 FRF – *Frequency Response Function*
 PSD – *Power Spectral Density*
 IRF – *Impulse Response Function*

Offset – Pré-deformação inicial dos elementos atenuadores
Shake Table – Mesa Vibratória
Flutter – Fenômeno Aeroelástico
Spoiler – Elemento Mecânico Aplicado no Controle Aerodinâmico
Multilayer – Técnica de Controle de Vibração Multidirecional
Chevron Damper – Amortecedor Viscoso Horizontal
Feedback – Malha Fechada de Controle
Feedforward – Malha Aberta de Controle
Memory Effect – Efeito Memória
Dilatometry – Dilatometria ou Dilatação Linear
Drivebywire – Sistema de Controle Eletrônico
Chevrons – Dispositivos Isoladores de Vibração de Geometria Variável
Software – Conjunto de Componentes Lógicos de um Computador
Hardware – Equipamento Mecânico
Loss Factor – Fator de Perda Histerético
Loop – Laço ou Ciclo Completo
Overshoot – Sobressinal
Wavelet – Função Ondaleta
Sweep – Variação de Sinal pela Varredura de Frequência
Phase – Ângulo de Fase
Frequency – Frequência ou Velocidade Angular

SUMÁRIO

CAPÍTULO I. INTRODUÇÃO	27
1.1 Contexto e Motivação	27
1.2 Objetivo Geral.....	30
1.2.1 Objetivos Específicos	30
1.3 Organização do Trabalho	31
CAPÍTULO II. REVISÃO DA LITERATURA	32
2.1 Sistemas Estruturais.....	32
2.1.1 Contexto Histórico.....	32
2.1.2 Edificações Atuais	34
2.1.3 Tipos de Excitação em Estruturas de Engenharia e NBR 15421	35
2.1.4 Falhas em Estruturas de Engenharia.....	46
2.2 Métodos de Controle de Vibrações	50
2.2.1 Método de Controle Passivo.....	51
2.2.1.1 <i>Técnica de Controle Passivo com Absorvedores</i>	51
2.2.1.2 <i>Técnica de Controle Passivo com Dissipadores</i>	53
2.2.1.3 <i>Técnica de Controle Passivo com Isoladores</i>	59
2.2.2 Método de Controle Ativo.....	63
2.2.3 Método de Controle Semiativo ou Adaptativo	65
2.2.4 Método de Controle Híbrido.....	68
CAPÍTULO III. LIGAS COM MEMÓRIA DE FORMA (LMF's)	70
3.1 Conceitos e Fundamentos da LMF	70
3.2 Comportamento Termomecânico da LMF	71
3.2.1 Efeito Memória de Forma (ME).....	71
3.2.2 Superelasticidade (SE).....	74
3.2.2.1 <i>Concepção e Caracterização de Molas LMF SE</i>	76
3.3 Aplicações da LMF na Engenharia.....	80
3.3.1 Aplicações Industriais Típicas.....	81
3.3.2 Aplicações em Estruturas sob Ações Sísmicas.....	84

3.3.3 Estado da Arte	87
CAPÍTULO IV. MODELAGEM E PARÂMETROS DE PROJETO.....	90
4.1 Modelagem de Sistemas Dinâmicos	90
4.1.1 Representação Por Equações de Movimento.....	90
4.2 Sistemas Estruturais com 3GDL	92
4.2.1 Estrutura Sob Vibração Livre	93
4.2.2 Estrutura Sob Vibração Forçada.....	96
4.3 Caracterização de Parâmetros Estruturais.....	98
4.4 Análise Modal de Sistemas Estruturais	105
4.4.1 Análise no Domínio do Tempo	108
4.4.2 Análise no Domínio da Frequência	110
4.5 Projeto de Molas Helicoidais	114
4.6 Projeto dos Sistemas de Controle.....	119
4.6.1 Sistema de Contraventamento Lateral.....	119
4.6.2 Sistema AMS com Dispositivo Secundário.....	121
4.6.3 Sistema DRIV Para Isolamento de Base	125
CAPÍTULO V. MATERIAIS E MÉTODOS	132
5.1 Processo Metodológico	132
5.1.1 Projeto Conceitual e Requisitos de Projeto	134
5.1.2 Projeto Detalhado e Especificações de Projeto	137
5.2 Construção do Modelo CAD da Estrutura.....	140
5.2.1 Modelagem e Análise Modal da Estrutura	140
5.3 Estrutura, Sistemas de Controle e Elementos Atenuadores	142
5.3.1 Fabricação do Modelo Estrutural	142
5.3.2 Fabricação e Caracterização dos Atenuadores e Sistemas de Controle.....	144
5.3.3 Calibração dos Atenuadores nos Sistemas de Controle.....	153
5.3.4 Medição da Rigidez Experimental da Estrutura e Sistemas de Controle	155
5.4 Testes Dinâmicos e Coleta de Dados Experimentais	158
5.4.1 Análise Modal Experimental da Estrutura.....	158
5.4.1.1 Método da Vibração Livre.....	159
5.4.1.2 Método da Vibração Sísmica.....	161

5.4.1.3 Método da Vibração Forçada.....	163
5.5 Análise e Validação dos Resultados	165
5.5.1 Avaliação da Eficiência das Variáveis Funcionais	165
5.5.2 Comparação das Técnicas de Controle Passivo.....	166
CAPÍTULO VI. RESULTADOS E DISCUSSÕES	167
6.1 Resultados da Análise Modal do Sistema 3GDL Sem Atenuadores	167
6.1.1 Método Analítico	167
6.1.2 Método Numérico.....	169
6.2 Resultados da Caracterização dos Atenuadores e Sistemas de Controle	171
6.2.1 Caracterização Térmica dos Atenuadores.....	171
6.2.2 Caracterização Quase-Estática dos Atenuadores.....	172
6.2.3 Caracterização Dinâmica dos Atenuadores	175
6.2.4 Caracterização da Rigidez da Estrutura e Sistemas de Controle	182
6.2.5 Caracterização dos Parâmetros Analíticos dos Sistemas de Controle	185
6.2.6 Calibração dos Atenuadores no DRIV.....	187
6.3 Resultados da Análise Modal do Sistema 3GDL Com Atenuadores	190
6.3.1 Sistema sob Vibração Livre.....	190
6.3.2 Sistema sob Vibração Forçada.....	196
6.4 Resultados da Análise Modal do Sistema 4GDL Com Atenuadores	204
6.4.1 Sistema sob Vibração Sísmica.....	205
6.4.2 Sistema sob Vibração Forçada.....	207
6.5 Resultados das Análises e Validações dos Sistemas de Controle.....	210
6.5.1 Avaliação da Eficiência das Variáveis Funcionais	211
6.5.2 Comparação das Técnicas de Controle Passivo.....	214
CAPÍTULO VII. CONCLUSÕES.....	223
7.1 Considerações Finais da Tese	223
7.2 Sugestões Para Trabalhos Futuros.....	225
REFERÊNCIAS.....	227
ANEXOS.....	237
APÊNDICE	238

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1. Contexto e Motivação

Como descrito por Janke *et al.* (2005), nos sistemas estruturais projetados e construídos atualmente faz-se necessário mais do que apenas atender às necessidades de funcionalidade e capacidade de resistir a carregamentos estáticos/permanentes, têm-se também que levar em consideração os carregamentos dinâmicos/transientes provenientes de excitações externas, definidas como sobrecargas de projeto. Além disto, nos últimos anos vêm se observando um aumento crescente na demanda por estruturas estreitas e altas, e com alta adaptabilidade às mudanças de aplicação e conseqüentemente objetivando-se uma redução de massa estrutural por razões econômicas. Todos esses fatores citados podem tornar o trabalho dos engenheiros projetistas mais desafiador. Neste sentido o estudo do fenômeno físico associado as vibrações mecânicas são de interesse de toda comunidade científica, e o aperfeiçoamento de projetos de sistemas que poderão vir a sofrer uma ação de carregamentos desta natureza, faz-se necessário.

Segundo Eguchi *et al.* (1998) no último século, um aumento da população levou a uma maior concentração de estruturas de edifícios em zonas de moderada a alta ação sísmica. Terremotos de alta severidade como o sismo de Northridge na Califórnia em 1994 expuseram a vulnerabilidade destas construções, embora esses eventos tenham levado a uma baixa perda de vidas, as perdas econômicas foram altas e alcançaram mais de US\$ 20 bilhões.

Com o objetivo de minimizar estes efeitos, tem-se pesquisado o uso de várias técnicas e métodos que venham a conter as implicações provenientes destas vibrações, que vão desde absorvedores de natureza passiva, absorvedores viscoelásticos, amortecedores hysteréticos isoladores, etc., até controladores mais eficientes de natureza ativa, adaptativa e ainda híbrida. Pesquisas mostraram que alguns sistemas de contraventamento concêntrico, ou dispositivos de dissipação de energia e de recentragem em estruturas civis, são eficazes na limitação dos deslocamentos e deformações dos elementos que os compõem. No entanto, esses dispositivos apresentam algumas deficiências, como a formação de deformação residual, exigindo que o

dispositivo ou partes dele venham a ser substituídos após um dado evento sísmico, além de apresentar baixo coeficiente de amortecimento material (FUGAZZA & AURICCHIO, 2006).

A busca por novas tecnologias levou à consideração do estudo e aplicação de novos materiais para concepção destes dispositivos, dentre eles, as Ligas com Memória de Forma (LMF's) que vem sendo corriqueiramente utilizadas no controle de vibração de estruturas. Este material é empregado na forma ativa, com atuadores, a partir do efeito Memória de Forma (ME), ativados termicamente e acrescentando rigidez estrutural aos sistemas, ou sob a sua forma passiva, com amortecedores/dissipadores, explorando sua propriedade de superelasticidade (SE), ativados mecanicamente e fornecendo alto poder de dissipação de energia, capacidade de recentragem e altos níveis de deformação sem plastificação do material.

Nos estudos de Clark *et al.* (1995) e Sweeney *et al.* (1995), verificou-se que o uso de LMF's superelásticas, como amortecedores em estruturas, produziram uma menor amplitude de resposta do sistema e diminuição das deformações como resultado da alta capacidade de dissipação de energia mecânica. Outras pesquisas provaram experimental e analiticamente benefícios dos amortecedores LMF utilizados para a construção de pavimentos de edifício. Outros pesquisadores conduziram vários estudos para se determinar a viabilidade do uso das LMF SE em aplicações sísmicas. Alguns trabalhos se concentraram no efeito da amplitude de deformação, frequência, ciclagem mecânica e efeitos da temperatura no comportamento dos elementos (ZAREIE *et al.*, 2020; ABAVISANI *et al.*, 2021; HODGSON, 2002; DOLCE & CARDONE, 2001). Os sistemas de isolamento de base já são apontados como uns dos mais usados no controle de vibrações em sistemas civis, encontrando-se em países como o Japão e EUA. Na Figura 1 é evidenciado para o ano de 2005 o número de estruturas que empregam algumas das técnicas de isolamento de base existentes, em diversos países (FORNI, 2005).

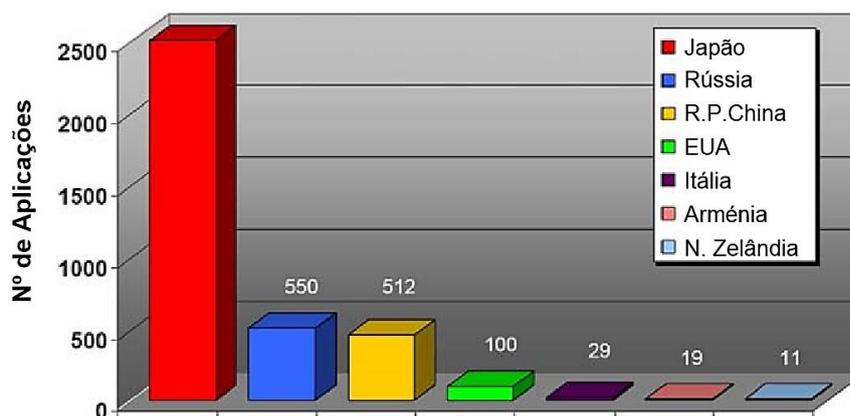


Figura 1 – Número de aplicações de sistemas de isolamento de base convencionais em edifícios submetidos a abalos sísmicos. Fonte: Forni, 2005.

Neste sentido, a ideia de se projetar um dispositivo de controle passivo incorporando molas helicoidais LMF superelásticas vem do fato delas serem conceitualmente um elemento mecânico de fácil fabricação e manuseio, além de já funcionarem como um amortecedor estrutural devido as propriedades intrínsecas da liga metálica. Desta forma, este tipo de estudo pode contribuir no sentido de se ter um maior leque de opções de aplicação dentre os atuais dispositivos dinâmicos ativos e híbridos, com a vantagem de neste caso não se ter exigência de sistemas auxiliares complexos nem fonte de energia externa, que comumente elevam o custo de aplicação e manutenção dos sistemas de controle, uma vez que o elemento é ativado por tensão mecânica proveniente da própria fonte de excitação.

Desta maneira, considerando as restrições de um modelo estrutural em escala reduzida, foram concebidos elementos de uma dada Liga com Memória de Forma NiTi Superelástica (LMF NiTi SE) do tipo molas helicoidais, a partir da definição de parâmetros de projeto, como o diâmetro do fio, diâmetro de espira, comprimento útil, número e ângulo de espiras, a ser empregado no controle e atenuação passiva de vibrações mecânicas de um sistema do tipo pórtico de edifício, construído no espaço e com 3GDL's (Graus De Liberdade). Também foi projetado e fabricado um dispositivo para aplicação de um sistema de isolamento de base com recentragem dos elementos isoladores (DRIV).

Como contribuição deste trabalho pretende-se incorporar estudos e realizar comparação quantitativa e qualitativa da eficiência do controle aplicado, pela análise modal das estruturas incorporadas com os elementos, em três disposições distintas, como contraventamento lateral, absorvedor de massa sintonizada com acréscimo de dispositivo secundário e como isolamento de base. A implementação dos atenuadores nos sistemas de controle será regida por algoritmos desenvolvidos em ambiente computacional, que calibram de forma mais eficiente possível tais elementos, explorando o máximo da sua potencialidade, sendo a contribuição mais relevante desta tese em face aos trabalhos semelhantes da área de dinâmica e controle estrutural. Além disto, será verificado a influência das propriedades funcionais como os níveis de deformação dos elementos, o *offset* (ponto zero de *reset* do deslocamento) e o autoaquecimento material, associado a intensidade das excitações, de forma que os dispositivos atuem de maneira mais eficiente, reduzindo as amplitudes de resposta devido ao aumento da dissipação de energia mecânica, e conseqüentemente também acréscimo do amortecimento histerético.

Devido às limitações dos equipamentos de excitação mais robustos e disponibilidade da instrumentação aplicada nos testes, em âmbito laboratorial, o modelo estrutural assim como os atenuadores foram desenvolvidos e fabricados em uma escala reduzida, adequando-se as

variáveis limitantes, como massa, rigidez, deslocamentos máximos e frequências principais do pórtico metálico, diâmetro de fio e propriedades dos elementos LMF. No entanto, em vistas de validação, os sistemas empregados reproduzem um desempenho inerente ao modelo e materiais, podendo de forma análoga serem reproduzidos em escala de aplicação e usados em sistemas físicos e estruturas reais de engenharia. Para este estudo não foram considerados aspectos secundários como o custo-benefício e restrições de normas de engenharia.

1.2. Objetivo Geral

Projetar, fabricar e testar elementos de mola helicoidal de uma liga metálica LMF NiTi SE, para aplicação no controle passivo de vibrações em um protótipo de edifício, na disposição de isolamento de base, a partir do projeto de um dispositivo de recentragem destes elementos, avaliando a influência de variáveis funcionais e comparando com outras duas técnicas, como o contraventamento e o absorvedor de massa sintonizada, de forma quantitativa e qualitativa.

1.2.1. Objetivos Específicos

- Projetar e fabricar um pórtico de edifício de três pavimentos, no espaço, a ser aplicado nos testes experimentais, simulando seu comportamento dinâmico analítico e numericamente;
- Projetar, fabricar e caracterizar molas helicoidais LMF NiTi SE de fio 0,9 mm, que atendam a critérios de projeto definidos por algoritmos desenvolvidos em ambiente computacional;
- Programar a montagem dos atenuadores na estrutura de 3GDL em três técnicas de controle passivo, a serem excitados em vibração livre, sísmica e forçada;
- Projetar e construir um sistema conceitual DRIV para recentragem dos atenuadores no sistema de isolamento de base, compondo um sistema final com 4GDL;
- Quantificar e qualificar as técnicas mais eficientes a partir de critérios de análise, como a redução das amplitudes, quantidade de energia dissipada, grau de dano estrutural, etc.;

- Avaliar a influência das variáveis funcionais dos elementos LMF no processo de controle da estrutura, como o *offset* de calibragem, a amplitude de deformação e o autoaquecimento.

1.3. Organização do Trabalho

O presente estudo está particionado em sete capítulos, assim distribuídos:

- *Capítulo I:* Apresenta-se a introdução do tema com o intuito de oferecer uma visão geral da tese, como a problemática, contextualização, restrições, contribuições e objetivos;
- *Capítulo II:* Neste capítulo aborda-se a revisão da literatura, exibindo de forma detalhada teorias e conceitos, dentre eles as edificações atuais, os métodos controle de vibrações e as típicas falhas em estruturas;
- *Capítulo III:* Apresenta-se os fundamentos teóricos dos materiais inteligentes, assim como os conceitos básicos, aplicações e estado da arte das LMF's em estruturas de engenharia;
- *Capítulo IV:* Aborda-se a modelagem e a formulação matemática do modelo, dos sistemas de controle e elementos LMF, relacionando os parâmetros físicos como o amortecimento, massa, rigidez e a análise modal das estruturas, até o projeto de calibração dos atenuadores;
- *Capítulo V:* Apresenta-se os materiais e os métodos empregados na pesquisa, inicialmente na forma de fluxograma esquemático e em seguida dividido em fases de projeto, expondo em detalhes as técnicas, procedimentos e testes propostos;
- *Capítulo VI:* São descritos os resultados e discussões alcançados em cada fase de projeto definido na metodologia, relacionando a resultados analíticos, numéricos e experimentais, como também análises dos sistemas de controle;
- *Capítulo VII:* Apresenta-se de forma detalhada as conclusões da pesquisa, de acordo com os resultados obtidos. Também é proposto as perspectivas e sugestões dos trabalhos futuros ligados a esta temática.

CAPÍTULO II

REVISÃO DA LITERATURA

2.1. Sistemas Estruturais

Neste capítulo é apresentado um breve contexto histórico sobre os principais tipos de construções, sistemas e elementos usados nos primórdios da antiguidade, juntamente com a evolução de novas concepções e técnicas aplicadas na construção civil. Aqui é abordado também os principais tipos de excitações que estes sistemas são submetidos ao longo de sua vida útil e as possíveis falhas estruturais relacionadas a esses carregamentos.

2.1.1. Contexto Histórico

Conforme definido por Ching *et al.* (2015), as estruturas civis, ou seja, as construções de caráter permanente projetadas e construídas sob certo tipo de terreno para fins de habitação, tráfego, contenção e condução foram desenvolvidas ao longo da história, inicialmente com madeira de árvores, pedras, entre outros, até o uso dos materiais de alta tecnologia, como as ligas metálicas e o concreto armado. A retrospectiva histórica sobre o desenvolvimento destes sistemas, vão desde as tentativas primitivas de se atender as necessidades humanas de abrigo contra o sol, o vento e a chuva, até a de se obter os grandes vãos estruturais, às grandes alturas e complexidades da arquitetura moderna.

De acordo com Leet *et al.* (2010), por volta de 1500 a.C, os antigos construtores egípcios utilizaram as pedras do rio Nilo para uso em templos e pirâmides, como a resistência a tração das pedras é baixa devida a presença de rachaduras e vazios internos, os vãos das vigas eram mais curtos com o objetivo de se evitar a falha por flexão. Esses sistemas também possuíam capacidade limitada para cargas verticais e excêntricas, com isso as construções deveriam ser relativamente baixas e robustas para se dar estabilidade e impedir um possível tombamento. Estes fenômenos eram observados de forma empírica.

Já os gregos tinham grande interesse na estética, com isto utilizaram um sistema refinado do tipo viga-pilar na construção do templo de Partenon em Atenas, por volta do ano de 447

a.C (CHING *et al.*, 2015). A tradição clássica dos gregos exerceu grande influência por vários séculos, mesmo depois do declínio da sua civilização. Os romanos tiveram pioneirismo no uso de arcobotantes, na construção de pontes e aquedutos. Um exemplo é o aqueduto Pont du Gard, na França, construído por volta do ano 19 a.C, no qual os arcos de primeiro e segundo nível possuem cerca de 16 e 24 metros de altura; e o anfiteatro do Coliseu, em Roma, na Itália, construída em 70 d.C com base de alvenaria de tijolo revestida de pedra.

No final do século XVIII e já no início do XIX a revolução industrial provoca grandes mudanças nos processos de fabricação, transporte e tipos de edificações de todo o mundo, no qual agora atendem fins industriais, residenciais e de serviço. No ano de 1711, Abraham Darby produz um ferro fundido de alta qualidade com coque e molde de areia. Em 1735 Charles M. Condamine descobre a borracha na América e em 1801 Thomas Young estuda a elasticidade dos materiais e suas propriedades.

Na Figura 2(a) é evidenciado uma das primeiras pontes de ferro já construídas, a ponte de Coal-Brookdale, na Inglaterra, por volta do ano de 1779. Em 1881, Charles Louis Strobel cria e padroniza os perfis laminados de ferro forjado e os vínculos por união rebitada. Este tipo de estrutura possibilita uma alta resistência e integridade das edificações. Na Figura 2(b) é ilustrado a união viga-pilar de perfis laminados do tipo “I”, unidos por rebites. Logo, em 1889 é construída a edificação metálica mais conhecida dos dias atuais, a Torre Eiffel em Paris, na França, conceituada por Gustave Eiffel. A torre era considerada a estrutura mais alta do mundo até a construção do edifício Chrysler em Nova York, EUA, no ano de 1930 (LEET *et al.*, 2010). Na Figura 2(c) é exibida a torre descrita.

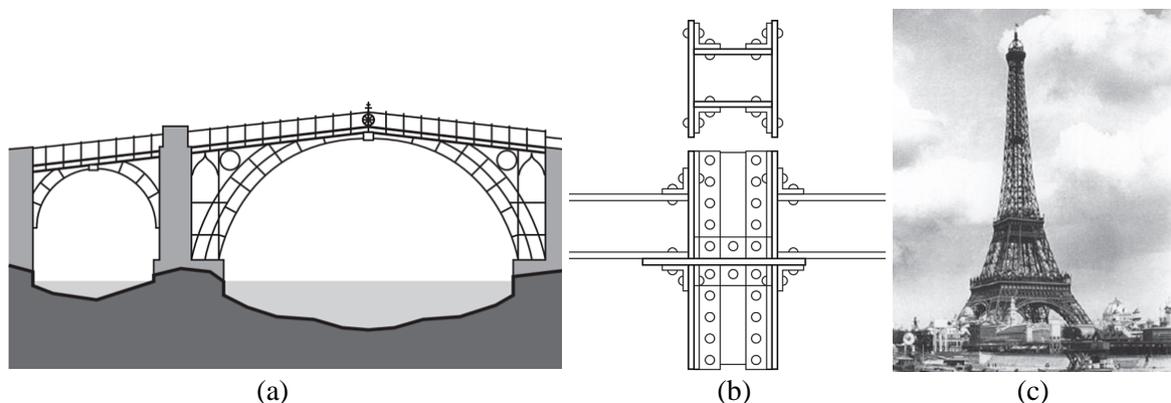


Figura 2 – (a) Ponte de Coal-Brookdale, na Inglaterra; (b) União viga-pilar de perfil laminado tipo “I”; (c) Torre Eiffel, em Paris. Fonte: Ching *et al.* (2015) e Leet *et al.* (2010).

2.1.2. Edificações Atuais

Com o advento dos metais e das técnicas de análise computacional, as estruturas de aço e alvenaria se tornaram cada vez mais leves e com uniões cada vez mais rígidas e complexas, permitindo uma alta variedade de formas e arquiteturas. No ano de 1903 Alexander G. Bell realiza experimentos com estruturas metálicas e desenvolve as treliças espaciais. Já no ano de 1928, Eugène Freyssinet produz o concreto protendido a ser utilizado como elemento base de alta resistência em estruturas de alvenaria (CHING *et al.*, 2015).

Na Figura 3 é mostrado a evolução das edificações e o acréscimo da altura efetiva dos edifícios com a crescente evolução da tecnologia. Na Figura 3(a) é visto a esquerda as Torres de Petronas, na Malásia, com 452 metros de altura, que foram os edifícios mais altos do mundo até a construção do edifício Taipei 101, em Taiwan, no ano de 2004, chegando a ter cerca de 509 metros de altura (CHING *et al.*, 2015). Na Figura 3(b) é mostrado um dos edifícios mais altos do mundo, o Burj Khalifa, em Dubai, Emirados Árabes, que possui cerca de 828 metros de altura (TUTIKIAN *et al.*, 2011).

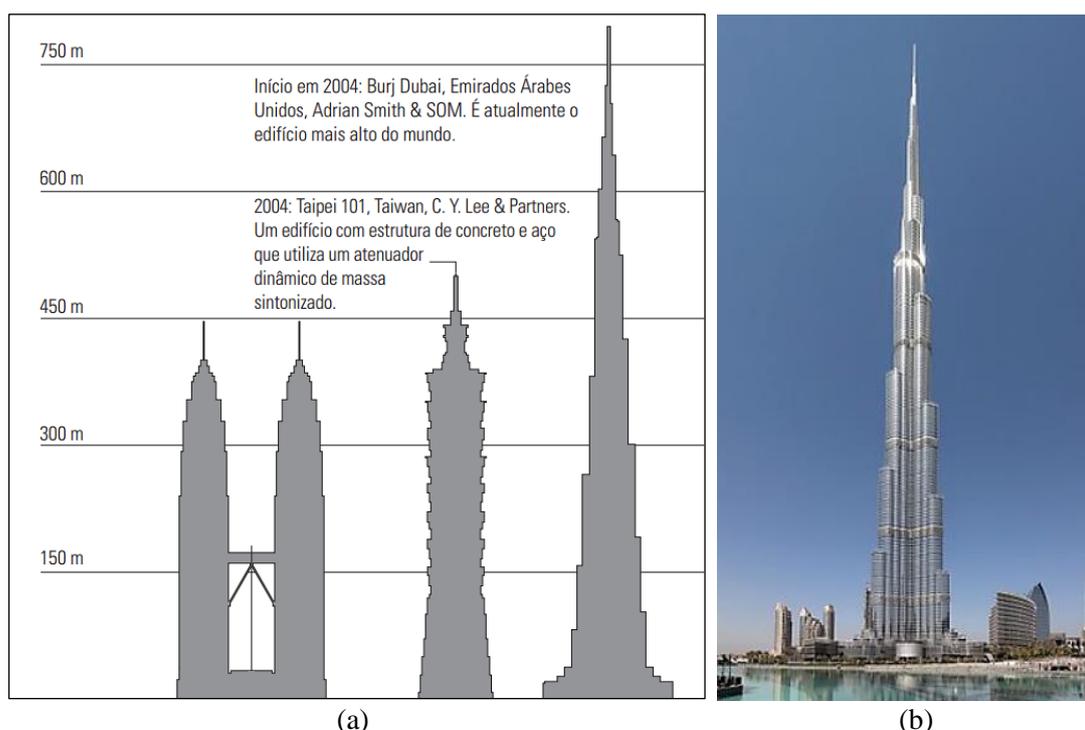


Figura 3 – (a) Evolução das edificações mais altas do mundo; (b) Edifício Burj Khalifa, em Dubai, Emirados Árabes. Fonte: Ching *et al.* (2015) e Tutikian *et al.* (2011).

De acordo com o pesquisador Ching *et al.* (2015), a retrospectiva apresentada fornece uma ideia da evolução dos sistemas e edificações e sua importância na conceitualização das

novas formas e tipos arquitetônicos desenvolvidos nos dias atuais. Desta forma fica claro que os projetos de uma estrutura envolvem mais do que o dimensionamento correto ou a aplicação de materiais específicos na sua construção (fatores técnicos), exige também a adequação a fatores como a estética, a funcionalidade e o ambiente em que é moldado. Na Figura 4 é visto os tipos de estruturas atuais, evidenciando a morfologia arquitetônica empregada e a aplicação de conceitos clássicos e modernos.



Figura 4 – (a) Ponte Golden Gate nos EUA; (b) Museu Oscar Niemeyer, em Curitiba; (c) Museu de artes de São Paulo (MASP); (d) Torre Space Needle, em Seattle, EUA. Fonte: Engenharia e Construção (2012), Dabldy (2017); SciELO (2013) e Chatelin (2005).

2.1.3. Tipos de Excitação em Estruturas de Engenharia e NBR 15421

Segundo Leet *et al.* (2010), as excitações ou cargas atuantes em estruturas de construção civil são relacionadas de acordo com normas internacionais pré-estabelecidas, seguindo dois tipos básicos de códigos, os estruturais e os de construção. Por definição código é um conjunto

de especificações e padrões técnicos que controlam os principais detalhes de um dado projeto, construção e análise de edifícios, pontes, usinas, viadutos, torres, entre outros.

O chamado código estrutural é geralmente escrito por engenheiros e especifica o projeto de uma classe estrutural específica ou a aplicação correta de um material, como também as cargas de projeto atuantes, as tensões admissíveis, requisitos e etc. Já o código de construção é usado para atender a construção de um sistema em determinada região, contemplando fatores relacionados a arquitetura e influência das condições locais, como cargas de vento e terremoto.

Neste sentido, é importante salientar que as estruturas e sistemas devem ser projetados e dimensionados de modo que não se deformem excessivamente e nem venham a falhar ao longo da sua vida útil, não atingindo assim certos estados limites, como o de utilização ou o estado limite último. Neste contexto, normalmente delimitam-se dois tipos de carregamentos nos quais as estruturas podem ser submetidas, são as cargas permanentes ou as sobrecargas.

No âmbito das cargas permanentes, geralmente de natureza estática, pode-se associar principalmente ao peso dos elementos estruturais, como peso próprio de vigas, colunas de aço, concreto, madeira e respectivos componentes, como pisos, tetos, alvenarias, revestimentos e isolamentos. Como o próprio nome indica são cargas de natureza constante e não tendem a variar ao longo do tempo, diminuindo a possível falha por este tipo de solicitação.

Já para as sobrecargas, geralmente de natureza dinâmica, as ações podem vir a atuar ou não no sistema, com intensidade e periodicidade muitas vezes desconhecidas. Deve-se então verificar o projeto e a análise de sistemas submetidos a essas excitações. As principais são: cargas acidentais de vento, cargas dinâmicas de movimentação de pessoas e veículos, cargas de impacto como explosões, ondas de choque das marés, colisões, e por fim as cargas ditas excepcionais como abalos sísmicos ou tremores de terra de curta, média ou longa duração.

Assim, para que o sistema estrutural mantenha sua integridade e estabilidade durante toda a sua vida útil, o estudo de fenômenos associados a estas cargas, destacando a ação de ventos, como a excitação de impulso ou deslocamento lateral, e os terremotos, como excitação de base, faz-se necessário. Os possíveis danos causados por um furacão, tufão ou ciclone podem ser de alto comprometimento estrutural, e como a sua velocidade e direção mudam de forma continuada é difícil se prever a força de ação aplicada as estruturas. Contudo, sabendo que a pressão do vento sobre um sistema está diretamente relacionada com densidade de massa do ar, pressão atmosférica, temperatura, velocidade da corrente de ar, tipo, forma, rugosidade superficial, rigidez, perfil do solo, estruturas adjacentes, entre outros, pode-se traçar um perfil

de carregamento que leva em consideração todas estas variáveis. Logo, a partir desses dados os engenheiros projetam reforços estruturais como forma de minimizar os efeitos vibracionais.

Em termos de carregamentos dinâmicos por excitação de base, como os abalos sísmicos, também conhecidos como terremotos ou tremores de terra, pode ser dito que tal carregamento é definido como um fenômeno natural e agente modificador do meio, que causa erosão e altera o relevo, podendo gerar grandes desgastes. Estes tremores têm um nível de periodicidade e tempo de atuação bastante diversificado, podendo durar segundos e até minutos, em pequena, média e grande intensidade. Eles são causados principalmente pela movimentação de placas de rocha, conhecidas como placas tectônicas, que formam a crosta sob o magma líquido do núcleo da Terra. Estas placas movimentam-se de forma lenta e continuada sobre a camada de rocha líquida, gerando um processo contínuo de deformação de terra (PEREIRA *et al.*, 2008).

De acordo com Yáñez (1992) e Veloso (2012), devido ao fato de as placas estarem em constante movimento, elas atritam suas bordas entre si, gerando assim grandes quantidades de energia. Quando a tensão se torna maior que a resistência, as rochas se rompem liberando essa energia acumulada. As oscilações e propagação das ondas sísmicas geradas neste fenômeno viajam em todas as direções possíveis, porém inicia-se num ponto comum denominado de epicentro, e a intensidade do tremor varia diretamente com a quantidade de energia liberada no rompimento das rochas.

Segundo o pesquisador Pereira *et al.* (2008) a crosta terrestre é a primeira camada da superfície do planeta sendo formada por enormes placas tectônicas que podem atingir até oito quilômetros de profundidade sob os oceanos e quarenta quilômetros sob os continentes.

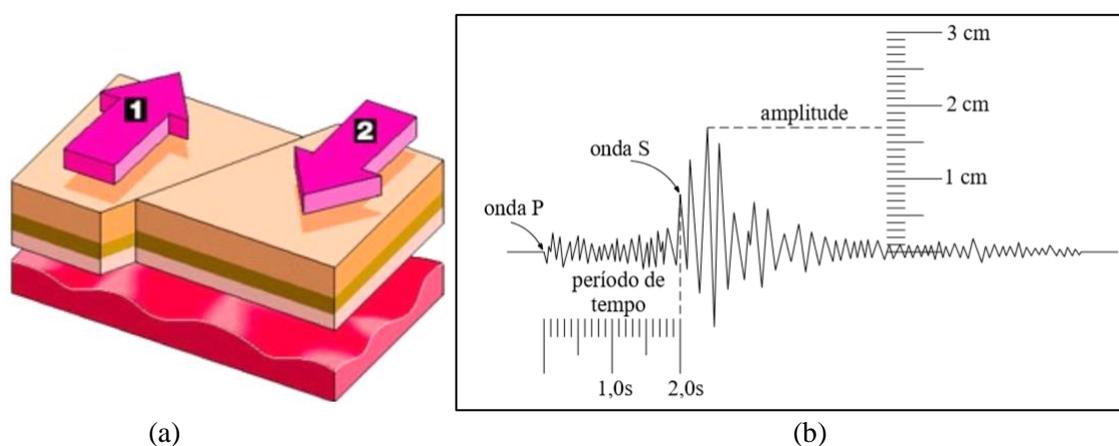


Figura 5 – (a) Esquema de formação de um terremoto; (b) Leitura de amplitude de um terremoto por um sísmógrafo. Fonte: Adaptado Pereira *et al.* (2008) e Lindeburg *et al.* (2008).

Na Figura 5(a) é exibido em um esquema simplificado de como se forma um terremoto. Já na Figura 5(b) é evidenciado como é medido a intensidade real de um tremor de terra por um equipamento do tipo sismógrafo. De acordo com Lindeburg & McMullin (2008) o vetor de magnitude (M) de um terremoto está diretamente ligado a sua energia liberada durante o desprendimento das rochas, e pode ser calculado pela Equação (1), a partir do (\log_{10}) da máxima amplitude do vetor (A) dividida pela amplitude gerada em um terremoto padrão de referência (A_0), que geralmente é aproximadamente 0,001 mm.

$$M = \log_{10}\left(\frac{A}{A_0}\right) \quad (1)$$

Conforme Lopes (2010, 2011) muitos países europeus e asiáticos têm sofrido com os efeitos destrutivos de catástrofes naturais, sendo os terremotos, os que contribuem para os maiores danos. No Brasil, os riscos da ocorrência de um certo abalo de causas naturais são de chances mais remotas, visto que não há falhas geológicas com dimensões suficientes para gerar tal efeito, todavia alguns tremores são identificados no país, causados principalmente por pequenos desgastes ou rachaduras ocorridos na nossa placa ou por reflexos de terremotos ocorridos em regiões circunvizinhas, como a cordilheira dos Andes (PEREIRA *et al.*, 2008), ou ainda devido a certas atividades desenvolvidas pelo homem que também podem originar terremotos, ou os chamados sismos induzidos. Esses tremores são devidos à construção de grandes obras como a formação de lagos artificiais, as ações de grandes explosões, ao tráfego de veículos automotores, todos associados à ação humana direta ou indiretamente. Adiante será visto um estudo detalhado de sismos no Brasil (LOPES, 2011).

Em relação a integridade estrutural, um sistema submetido a condições de terremoto é basicamente um problema dinâmico, pois o movimento sísmico provoca a vibração transiente na estrutura e, conseqüentemente, as amplitudes e os tempos de duração devem ser foco de estudo. Logo, para fins de análise na engenharia, definiu-se a existência de quatro tipos de movimentos sísmicos que envolvem características semelhantes de classificação, sendo eles: o movimento de impulso único, o movimento de duração moderada, o movimento de longa duração e por último o movimento de deformação permanente (SAAVEDRA, 1991). Alguns exemplos destes movimentos adquiridos por sismógrafos são vistos na Figura 6.

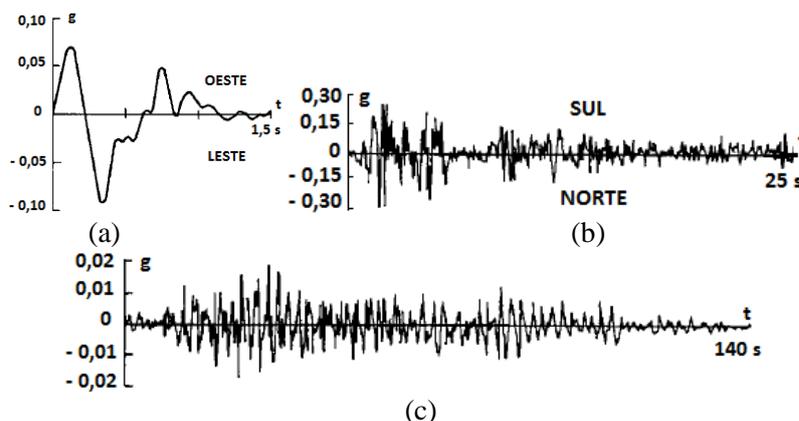


Figura 6 – Acelerações de base adquiridas durante abalos sísmicos. (a) Terremoto de Port Hueneme, 1957; (b) Terremoto de El centro, 1940; (c) Terremoto ocorrido na Cidade do México, 1964. Fonte: Adaptada de Saavedra (1991).

Ainda segundo Pereira *et al.* (2008) e como visto por Lindeburg & McMullin (2008), a quantidade de energia que pode ser liberada por um abalo sísmico, ou sua magnitude, é medida pela amplitude das ondas emitidas seguindo o parâmetro da escala Richter. Esta famosa escala foi desenvolvida pelo cientista norte americano Charles Francis Richter em 1935 e pode variar de 0 a 9 pontos ou graus de magnitude. Já a intensidade e poder de destruição de um terremoto ou abalo sísmico é medido pela escala Mercalli que varia de 0 a 12 pontos de intensidade e que atualmente é menos aplicada. Ambas podem ser observadas no Anexo A. Na Figura 7 são exibidos em um quadro alguns dos principais abalos sísmicos ocorridos no planeta desde o início do século XX, em termos de magnitude e número de mortos.

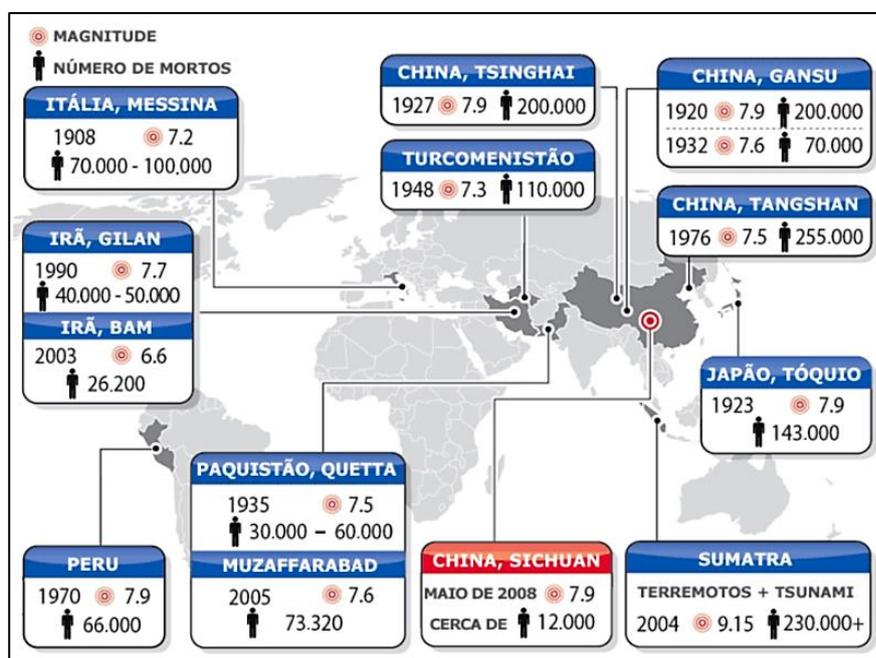


Figura 7 – Piores sismos ocorridos no mundo desde início do século XX. Fonte: USGS (2008).

Em relação a sismos naturais ocorridos em território brasileiro pode-se dizer que são de baixa intensidade e atividade, devido ao fato do Brasil está localizado no centro da placa tectônica sul-americana, porém não se pode dizer que existe inatividade sísmica. O estudo destes fenômenos no Brasil data da década de 70 com instalações de sismógrafos em pontos estratégicos (SANTOS & LIMA, 2005). Estes sismos estão associados com o fato principal da movimentação das placas tectônicas em âmbito global, como também da presença de regiões sismotectônicas que concentram diversas atividades sísmicas, mesmo que em menor intensidade e atividade (HASUI & PONÇANO, 1978).

Leinz & Amaral (1998) denotaram que o maior terremoto ocorrido em solo brasileiro foi em Mato Grosso, com epicentro na Serra do Tombador, atingindo até 6,6 graus na escala Richter. Outros tremores já foram registrados no Amazonas, Ceará, Mato Grosso do Sul, Rio Grande do Norte e Acre. Na Figura 8 é apresentado os sismos ocorridos no Brasil até a década de 1980, observando-se uma maior concentração na região Sudeste e Nordeste, e com maiores intensidades na região Norte e Centro-Oeste. Desta forma, várias pesquisas de sismicidade vêm sendo realizadas com o intuito de se conter os efeitos maléficos aos sistemas estruturais.

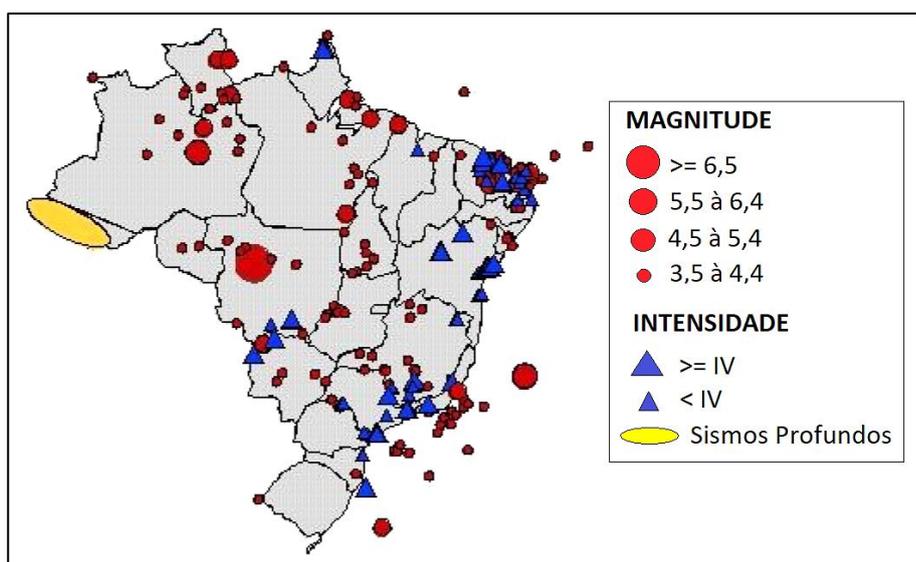


Figura 8 – Mapa de sismicidade do território brasileiro. Fonte: Adaptado de Berrocal (1984) apud Miranda (2010).

A norma da ABNT: NBR 15421 (10/2006), “Projeto de Estruturas Resistentes a Sismos - Procedimento”, diz que o território brasileiro é particionado de acordo com as zonas sísmicas exibidas na Figura 9. Estas cinco zonas são definidas pela variação dos níveis de aceleração horizontal para terrenos rochosos que podem oscilar de 0,025 g (aceleração da gravidade) no nível mais brando da Zona 0, até cerca de 0,15 g no nível mais crítico da Zona 4.

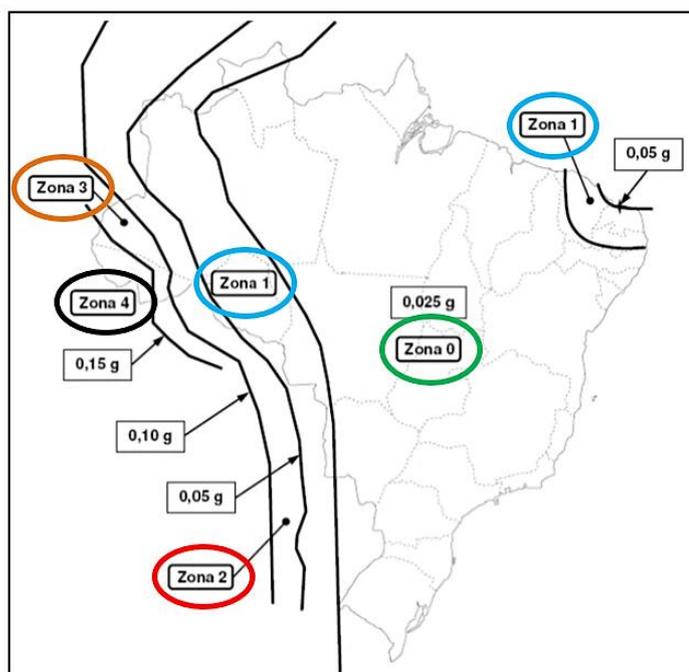


Figura 9 – Zonas sísmicas do território brasileiro. Fonte: NBR 15421 (2006).

Ainda segundo a NBR:15421 (2006), os sistemas estruturais construídos nas zonas 0 e 1, são designados como de categoria sísmica “A”, para a zona 2, categoria “B”, e para as zonas 3 e 4, se enquadram na categoria “C”. A seguir serão descritos os métodos relacionados pela NBR:15421, particionados de acordo com a análise empregada, estática ou dinâmica, como também com o tipo de categoria sísmica da edificação, variando em “A”, “B” e “C”. Estruturas classificadas nas categorias “B” e “C” podem ser analisadas por alguns métodos dispostos na norma, como o método das forças horizontais equivalentes, o método da resposta espectral e o método da análise dinâmica no domínio do tempo com sismos aplicados nos apoios.

Para o método da força estática equivalente, aplicado a categoria “A”, diz que quando determinada estrutura estiver localizada em uma dada zona sísmica 0, não se exige no projeto qualquer tipo de requisito de resistência anti-sismo, no entanto, estruturas localizadas na zona 1, requerem um projeto que apresente resistência a forças sísmicas de direção horizontal e esforços de torção. Este valor de força (F_x) pode ser calculado pela Equação (2) a seguir:

$$F_x = 0,01w_x \quad (2)$$

Nesta equação, (w_x) representa o peso total do pavimento considerado, incluindo cargas de operação e cargas pontuais. Estruturas presentes na zona sísmica 1 devem também atender requisitos relacionados com a distribuição da rigidez do sistema, que devem evitar ao máximo

descontinuidades e assimetrias. Cita-se também que as ligações de todas as partes da estrutura devem ser dimensionadas de acordo com a NBR: 15421.

No método da força estática equivalente, aplicado as categorias “B” e “C”, diz que este método consiste em determinar uma força horizontal na base da edificação, sendo distribuída para cada piso, posteriormente, para obtenção das forças horizontais e de torção. A força dita horizontal total aplicada na base da estrutura (H), é determinada pela Equação (3).

$$C_s = \frac{2,5(a_{gs0}/g)}{(R/I)} < \frac{(a_{gs1}/g)}{\{T(R/I)\}} \quad (3)$$

$$H = C_s \cdot W$$

Nesta equação, (W) representa o peso total da estrutura, e (C_s) o coeficiente de resposta sísmica, assumindo um valor mínimo de 0,01. (I) é o fator de importância de utilização em função da natureza da ocupação, (a_{gs0}) é a aceleração espectral para o período de 0 segundo que pode ser obtido pela multiplicação da aceleração sísmica (a_g) com o fator de amplificação sísmica do solo (C_a). O termo (a_{gs1}) é a aceleração espectral para o período de um segundo, obtido pela multiplicação da aceleração sísmica (a_g) e um fator de amplificação sísmica do solo (C_v). (T) é o período fundamental da estrutura e (R) é o coeficiente de modificação de resposta que depende diretamente do sistema sismo-resistente utilizado. Determinada a força horizontal aplicada na base da edificação, pode-se então distribuí-la de forma vertical em cada piso (F_x), calculando a partir da Equação (4).

$$C_{vx} = \frac{w_x h_x^\epsilon}{\sum w_i h_i^\epsilon} \quad (4)$$

$$F_x = C_{vx} \cdot H$$

Neste caso, (C_{vx}) é o coeficiente de distribuição vertical entre as elevações, que depende diretamente do peso da elevação analisada (w_x), da altura relativa à base (h_x) e do coeficiente (ϵ). Este coeficiente é função direta do período fundamental de vibração da estrutura, tendo seu valor calculado como dado na sequência. Na Figura 10 é visto um exemplo de distribuição das forças horizontais em estrutura predial, no qual todos os pavimentos possuem o mesmo peso total. É evidenciado também o comportamento dos deslocamentos destes pisos.

$$\epsilon = 1; T < 0,5 s;$$

$$\epsilon = \frac{T+1,5}{2}; 0,5 \leq T \leq 2,5 s;$$

$$\epsilon = 2; T > 2,5 s.$$

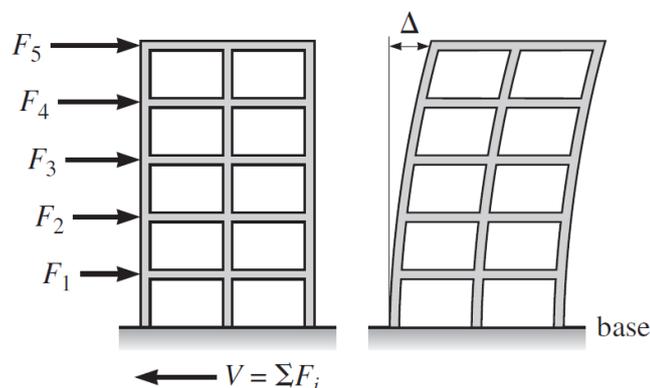


Figura 10 – Esboço de estrutura predial evidenciando as forças horizontais distribuídas nos pavimentos da edificação sob sismo. Fonte: Adaptado de Leet et al. (2010).

A partir do sistema sismo-resistente utilizado obtêm-se também pelas tabelas da norma NBR:15421 os termos (Ω_0) e (C_d), indicando coeficientes de sobre resistência e amplificação dos deslocamentos, respectivamente. O primeiro coeficiente corrige as forças a partir de (R) nos elementos com comportamento linear durante o abalo sísmico, por exemplo os elementos comprimidos, e o segundo corrige os deslocamentos alcançados com as forças a partir de (R). Desta forma, todas as repostas em deslocamento devem ser corrigidas pelo fator (C_d/R).

Segundo Santos & Lima, 2008 *apud* Parisenti, 2011, os coeficientes se alteram para os diversos tipos de sistemas sismo-resistente, por causa das distintas capacidades de dissipação de energia mecânica vibracional quando em regime elasto-plástico. Desta maneira o material apresenta comportamento elástico linear quando nos ciclos de carga e descarga não exibirem nenhuma quantidade significativa de deformações residuais, no entanto caso esses valores sejam consideráveis, em um nível de escoamento, diz que o material está em regime elasto-plástico. De acordo com Parisenti (2011), o detalhamento de cada dispositivo sismo-resistente também influencia na capacidade de dissipação de energia do sistema no domínio não-linear, ou seja, quando as deformações não aumentam proporcionalmente aos carregamentos. Neste caso, quanto mais dúctil for o sistema, maior será a sua capacidade de se deslocar de forma inelástica, sem rompimento, garantindo assim um maior poder de dissipação. Na Figura 11 é evidenciado estes três tipos de comportamentos.

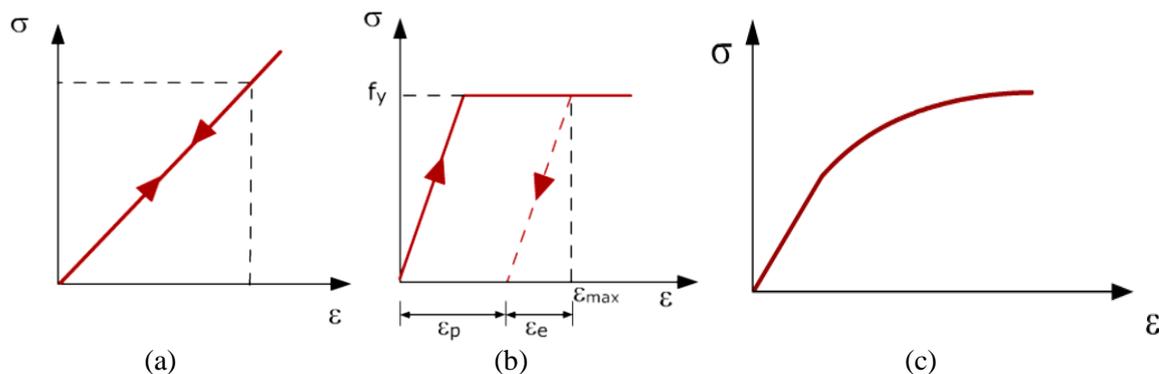


Figura 11 – Tipos de comportamento de materiais aplicados em sistemas sismo-resistente. (a) Material com comportamento elástico linear; (b) Material com comportamento elástico-plástico perfeito; (c) Material com comportamento não-linear. Fonte: Parisenti (2011).

Ainda relacionando as categorias “B” e “C”, a norma especifica que estas categorias devem atender ainda outros critérios de projeto, como os tipos de sistemas sismo-resistentes empregados e possíveis para estas condições (pêndulo invertido ou sistemas compostos em pilares e/ou paredes). Em termos dos limites de deslocamento, a norma constata a dependência com o grau de importância da ocupação da edificação (I), estando limitados as classes (I, II e III). Esta classificação visa a proteção das estruturas com o intuito de garantir a preservação da vida humana quando sua funcionalidade está relacionada com esta preservação, buscando assim uma maior proteção para edificações consideradas de maior importância social. Assim, a norma estabelece os seguintes valores para os deslocamentos em função da ocupação.

- III: 1% (h_{sx}) $\rightarrow I = 1,50$, estruturas essenciais (Hospitais, Bombeiros, Energia, etc.);
- II: 1,5% (h_{sx}) $\rightarrow I = 1,25$, local com reunião de pessoas (Escolas, Penitenciárias, etc.);
- I: 2% (h_{sx}) $\rightarrow I = 1,00$, para as demais estruturas.

Nesta classificação, (h_{sx}) representa a distância entre duas elevações, pisos de lajes, e os valores percentuais descrevem a constante de cálculo dos limites de deslocamento relativos a estes pavimentos. Sendo definido a geometria do material da edificação e os carregamentos horizontais, podem-se avaliar os deslocamentos relativos e absolutos da estrutura. Os valores absolutos (δ_x) são calculados como na Equação (5). No qual, o fator (δ_{xe}) é o deslocamento determinado pela análise estática a partir das forças sísmicas (F_x).

$$\delta_x = C_d \cdot \delta_{xe} / I \quad (5)$$

Segundo Parsienti, 2011, uma variável importante que também deve ser considerada no projeto de edificações sujeitas a sismos, é o tipo de solo/terreno. O poder de destruição de um terremoto sobre uma região está relacionado com diversos fatores, entre eles a qualidade das construções, a distância do epicentro, a topografia e o tipo de terreno sob as estruturas.

Em geral, as estruturas interagem com o solo adjacente e circundante, fenômeno dito como interação solo-estrutura, e seus efeitos dinâmicos dependem do tipo de estrutura e das características do solo e da fundação. Pode-se observar que areia, argila e rochas sedimentares amplificam as vibrações, podendo ceder durante um período de tremor, enquanto as rochas de maior firmeza resistem significativamente melhor aos sismos. A determinação do movimento do solo na fase de projeto é uma etapa essencial na análise sísmica, todavia grande parte das vezes o projetista não dispõe de registros históricos dos sismos da região. Neste caso, pode-se avaliar alguns parâmetros do solo por meio de correlações com dados de grandes tremores. Para este caso, uma compatibilidade das características do local deve ser atendida, e os fatores de amplificação sísmica do solo definidos diretamente pela classe do terreno e a aceleração sísmica, de acordo com a norma aplicada.

Dito isto, pode-se afirmar que dentre as diversas formas de caracterização dos efeitos de sismos em estruturas, se destaca o método de espectro de resposta. Nesta análise é possível obter a resposta máxima da estrutura em relação a seus períodos naturais de vibração. Para este método determina-se a quantidade de modos vibracionais a serem considerados na análise, obtendo-se as respostas máximas para cada modo. Por fim as respostas relacionadas a forças, momentos e reações são corrigidas pelo fator (I/R), e as relacionadas aos deslocamentos pelo fator (C_d/R). A norma define também um espectro de resposta do projeto para estruturas com fator de amortecimento de 5%, onde o espectro depende da aceleração sísmica horizontal e da classe do terreno, neste caso assumindo o comportamento elástico dos elementos e aceleração apenas horizontal (PARISENTI, 2011).

A norma americana da ASCE: SE17 (2005) também caracteriza mapas de aceleração sísmica para os EUA. Para esta norma cada localidade ou zona apresentam dois valores de acelerações horizontais sísmicas, variando com o período natural e assim com a frequência natural das estruturas submetidas a estas excitações de base, ou seja, o sistema estrutural irá responder mecanicamente aos sismos de acordo com a sua flexibilidade ou rigidez estrutural. Para o caso de estruturas em território brasileiro a ABNT não relaciona níveis de aceleração de acordo com esta variável.

Para o caso do comportamento dinâmico das estruturas no geral, Matheu *et al.* (2005) *apud* Miranda (2010), exemplificou que um gráfico de resposta de deslocamento, velocidade ou aceleração no tempo de estruturas, variam de acordo com os seus períodos naturais (formas modais) mesmo quando submetidos ao mesmo tipo de abalo sísmico ou excitação.

A resposta do sistema em termos de amplitudes também varia com o amortecimento estrutural, que está diretamente relacionada com a forma, material, entre outros. Na Figura 12 é exibido um gráfico de resposta de aceleração de sistemas estruturais com 1GDL, em 3 níveis de amortecimento material. Pode-se perceber que quanto maior este amortecimento, menores são os níveis de amplitude de resposta observados no sistema.

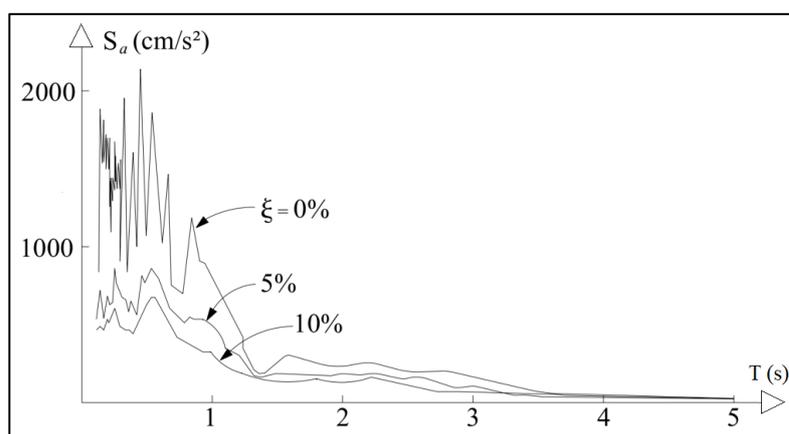


Figura 12 – Gráfico de aceleração no tempo para estruturas com 1GDL submetidas ao terremoto de El Centro em 1940. Fonte: Adaptado de Lindeburg e McMullin (2008).

2.1.4. Falhas em Estruturas de Engenharia

As falhas em sistemas estruturais podem ser de diversos tipos e ocasionadas por cargas de diversas naturezas, indo desde uma deformação plástica, um deslocamento excessivo, um início de formação de trinca ou fissura devido a fadiga mecânica, ou até mesmo o caso mais grave, que seria o colapso estrutural com a perda total da integridade ou um tombamento, pela perda total de sua estabilidade. Tendo em vista que as cargas responsáveis pelos danos mais críticos são em sua maioria carregamentos dinâmicos, faz-se necessário um estudo de como os sistemas respondem a estas solicitações.

Leet *et al.* (2010) definiu que nas regiões onde as cargas de vento e abalos sísmicos são de baixa magnitude e intensidade, os prédios baixos são dimensionados inicialmente apenas para cargas tipo permanentes, como o peso próprio por exemplo e, posteriormente verificados quanto a vento, terremoto, ou ambos, dependendo da região o projeto pode ser alterado quando

necessário. No entanto, para prédios altos localizados em regiões onde grandes terremotos ou ventos fortes são corriqueiros, os engenheiros devem priorizar na fase de projeto preliminar a escolha de sistemas estruturais como, viga-pilar ou pórticos com reforço ou contraventamento que resistam às cargas de maneira eficaz.

Desta forma, uma estrutura submetida a uma carga de vento deve ser projetada com um sistema de contraventamento lateral em cada direção, como o objetivo de suportar a soma das forças nos lados do barlavento (face de incidência direta) e sotavento (face oposta) do prédio. Para prédios altos ou de perfil incomum, estudos em túnel de vento com modelos prototipados e instrumentados podem estabelecer essa magnitude e distribuição dessas pressões. O modelo também deve incluir os prédios adjacentes, e outras variáveis.

Na Figura 13(a) é visto o colapso da ponte suspensa Tacoma-Narrows que não resistiu a cargas de ventos fortes e periódicos. O fenômeno ocorreu devido ao fato da massa de ar se deslocar a uma velocidade constante e em contato com o sistema e em uma certa condição específica de velocidade e formato da superfície, fornecendo assim um desprendimento das partículas de ar, chamado desprendimento de vórtices ou ainda o fenômeno aeroelástico de *flutter* (SILVA, 2009). À medida que esta massa flui, causa um gradiente de pressão entre a superfície em contato e se o período de formação dos vórtices for próximo ao período natural de vibração da estrutura, as amplitudes tendem a crescer abruptamente e levar ao colapso do sistema, fenômeno conhecido como ressonância.

Para que se possa evitar falhas devido a este fenômeno, os projetistas acoplam os ditos (*spoilers*) na superfície de formação destes vórtices, fazendo com que esse desprendimento de massa de ar siga um padrão aleatório, como mostrado na Figura 13(b) ou ainda amortecedores, que absorvem energia vibracional, diminuindo as amplitudes. Outra solução é a modificação do período natural da estrutura de modo que fique fora do intervalo de atuação do fenômeno. Normalmente, o período natural é modificado com o aumento da rigidez. Por vários anos após a falha da ponte Tacoma-Narrows, os engenheiros adicionaram treliças de reforço nas laterais das pistas das pontes, minimizando a flexão dos pisos.

Já em relação aos movimentos do solo, produzidos por terremotos, que fazem os prédios, pontes, viadutos, casas e outros sistemas vibrarem excessivamente, faz-se necessário que haja uma consideração das forças de inércia laterais aplicadas em cada pavimento. Estas forças são geralmente maiores no topo das estruturas, onde os deslocamentos são maiores. A magnitude destas forças depende diretamente do tipo de abalo, do peso da edificação, do período natural de vibração, da rigidez do pórtico estrutural e solo. Assim edificações com pórticos flexíveis

que suportam grandes deslocamentos sem perder sua estabilidade podem ser projetadas com forças inerciais menores do que as estruturas que dependem de um sistema mais rígido, como alvenaria estrutural, entre outros (LEET *et al.*, 2010).

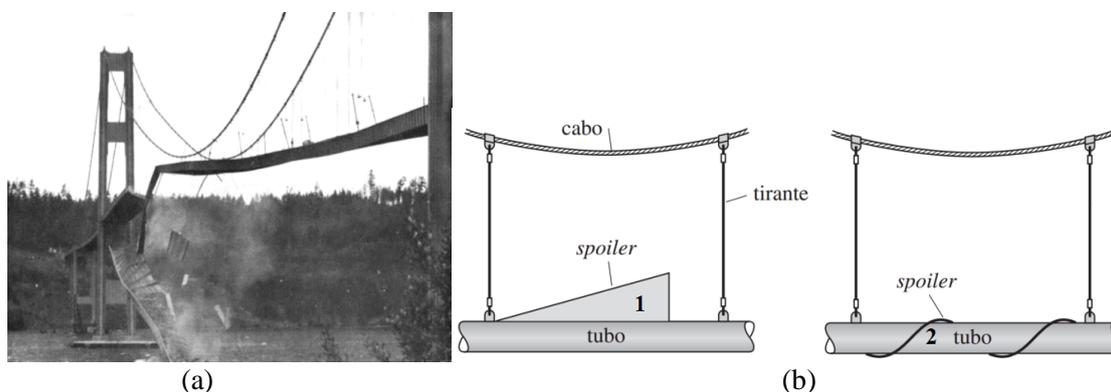


Figura 13 – (a) Ponte Tacoma-Narrows em colapso estrutural devido a ação de vento lateral, EUA, 1940; (b) *Spoilers* para desprendimento aleatório da massa de ar na superfície da estrutura. Fonte: Adaptado de Leet *et al.* (2010).

Um exemplo de terremoto é o sismo de Northridge, ocorrido no dia 17 de janeiro do ano de 1994 na região de Los Angeles, estado da Califórnia, às 04:30 (horário local), que teve uma intensidade de magnitude de aproximadamente 6,7 Mw (escala de Magnitude de Momento). O epicentro localizou-se na vizinhança de Reseda no Vale de São Fernando com duração do terremoto variando entre 10 e 20 segundos, porém com amplitudes altas atuando em cerca de 7 segundos deste sinal, a uma profundidade de 18,3 km.

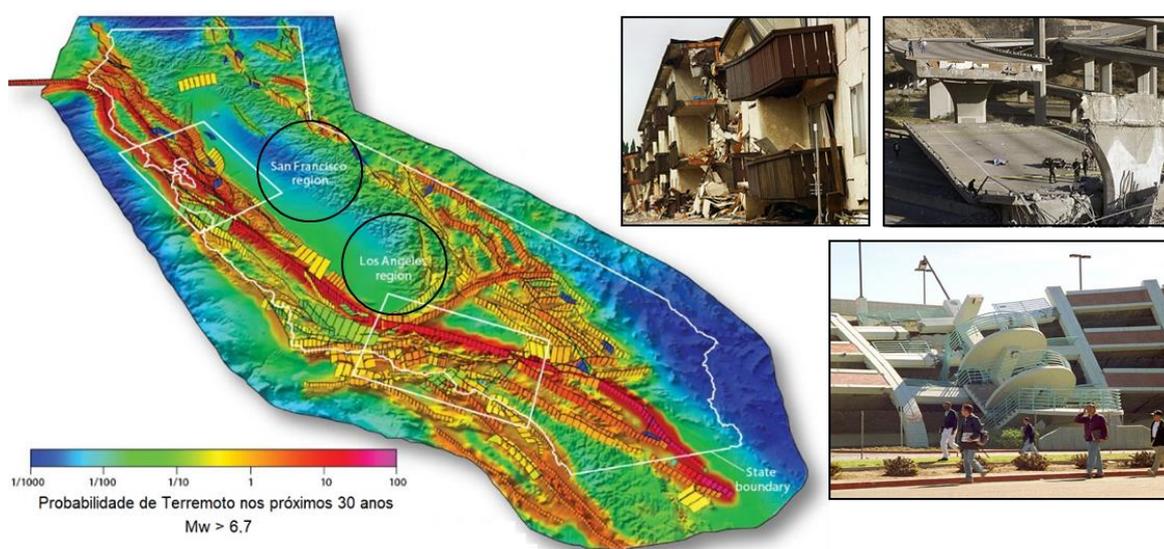


Figura 14 – Mapa de risco de terremotos na costa oeste dos EUA e colapsos em estruturas oriundos do sismo de Northridge em 1994. Fonte: Adaptado de Internacional El Pais (2019).

Este abalo causou a morte de mais de 50 pessoas e feriu outras oito mil, a maioria delas presas enquanto dormiam em apartamentos mal condicionados para suportar este tremor. O prejuízo calculado foi entorno de US\$ 20 bilhões (INTERNACIONAL EL PAIS, 2019). Na Figura 14 é evidenciado os prejuízos oriundos deste desastre, e um mapa do serviço geológico dos Estados Unidos, com todos os defeitos conhecidos até então no estado da Califórnia. A coloração vermelha indica a probabilidade de um terremoto ocorrer nessa falha e a qualquer momento, entre agora e os próximos 30 anos.

Outro exemplo de sismo é o terremoto conhecido como Mendocino ou terremotos de Petrolia, ocorridos nos dias 25/26 de abril de 1992, no Cabo Mendocino, que fica localizado ao longo da costa do norte da Califórnia. De acordo com publicações de Oppenheimer *et al.*, (1993) e Velasco *et al.*, (1994) o maior choque apresentou uma Mw de 7,2 perto do povoado de Petrolia, no primeiro dia do evento (11:06), seguido de outros dois tremores menores na manhã seguinte, com Mw de 6,5 (00:41) e 6,6 (04:18), e profundidade cerca de 10,5 km. Este terremoto atingiu um nível (IX - Violento) na escala de Mercalli que vai de (I à XII), e mede a intensidade e efeitos de sismos em um dado local, como visto no Anexo A.

Estes três sismos causaram danos e destruição em residências e empresas locais, com números de feridos estimados em mais de 350 pessoas e prejuízos chegando à casa dos US\$ 75 milhões. Sensores de aceleração que foram instalados na região desde o final da década de 1970 registraram o evento.

Na Figura 15 é exemplificado alguns tipos de sistemas estruturais danificados ou em colapso após serem submetidos a sismos e tremores de terra de alta magnitude e intensidade. Na Figura 15(a) é ilustrado imagens da destruição ocorrida pelo sismo de janeiro de 1995 em Kobe, no Japão, com magnitude 7,3 graus e cerca de 6.400 mortes, com colapso de edificações antigas construídas antes da modificação das normas técnicas de construção (NÓBREGA, S. & NÓBREGA, P., 2016). Já na Figura 15(b) é evidenciado o forte terremoto de 1999, com magnitude 7,7 graus que devastou Taiwan, na China. Este tremor fez andares mais superiores dos edifícios desabarem mesmo com colunas de apoio projetadas para suportar os sismos de ocorrência natural (LEET *et al.*, 2010).

Outros danos também podem ser apresentados como os grandes prejuízos causados pelo abalo sísmico de 8,8 graus de magnitude que ocorreu no Chile em 2010, deixando cerca de 795 mortes confirmadas, como a catástrofe de um terremoto também do ano de 2010, no Haiti, com magnitude de 7 Mw e 200 mil mortes na região (NÓBREGA, S. & NÓBREGA, P., 2016).

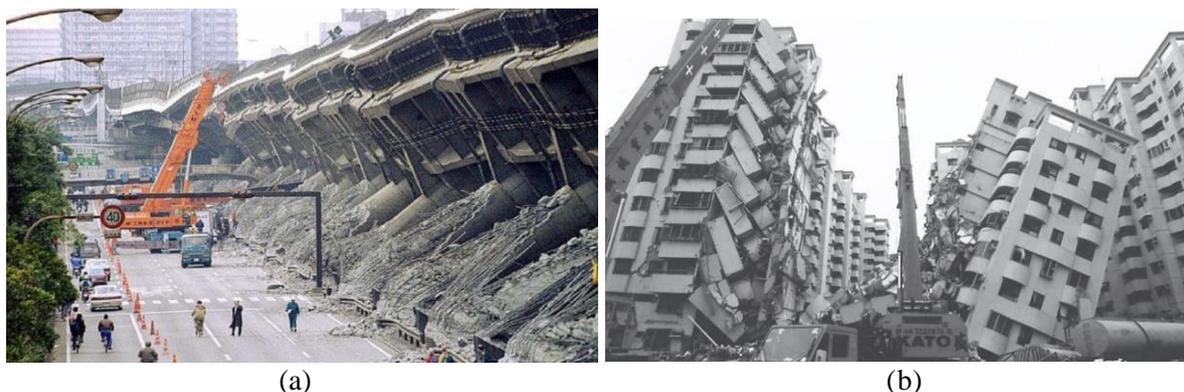


Figura 15 – (a) Colapso de viaduto em Kobe, Japão; (b) Colapso em condomínio residencial, em Taiwan, China, depois de tremor de 7,7 graus. Fonte: Nóbrega *et al.* (2016) e Leet *et al.* (2010).

2.2. Métodos de Controle de Vibrações

Neste tópico é realizado uma revisão dos principais métodos utilizados no campo do controle estrutural, que tem por finalidade solucionar possíveis danos e falhas oriundos de vibrações em diversos tipos de sistemas e estruturas. Estes métodos podem ser então divididos e classificados em quatro grupos: sistema de controle passivo de vibrações, controle ativo, controle semiativo ou adaptativo e por fim o controle híbrido. No quadro visto na Figura 16 é exibido uma classificação destes principais métodos e dispositivos de controle de vibrações utilizados atualmente, segundo Moutinho (2007).

Métodos de Controle de Vibrações	Passivo	Absorvedores	<i>Massa Sintonizada (AMS)</i> <i>Líquido Sintonizado (TLD)</i>
		Dissipadores	<i>Amortecedores Viscosos</i> <i>Amortecedores Viscoelásticos</i> <i>Amortecedores Friccionais</i> <i>Amortecedores Histeréticos</i>
		Isoladores	<i>Borracha de Alto Amortecimento (HDRB)</i> <i>Borracha de Núcleo de Chumbo (LRB)</i>
	Ativo		<i>Amortecedores de Massa Ativa (AMD)</i> <i>Cabos, Diagonais e Contraventamentos Ativos</i> <i>Atuadores Piezoelétricos</i>
	Semiativo		<i>Amortecedor de Rigidez Variável (AVS)</i> <i>Amortecedor de Orifício Variável</i> <i>Amortecedor de Atrito Variável</i> <i>Amortecedor de Viscosidade Variável</i>
	Híbrido		<i>Amortecedor de Massa Híbrido (HMD)</i>

Figura 16 – Métodos e dispositivos de controle. Fonte: Adaptado de Moutinho (2007).

2.2.1. Método de Controle Passivo

Os sistemas de controle passivo são aplicados em estruturas com o objetivo de se evitar ou minimizar os danos causados por níveis críticos de amplitudes. Este método de controle lida diretamente com as propriedades físicas do sistema estrutural, como a rigidez, a massa e o amortecimento. Este controle deve agir através da adição de um elemento passivo, cuja função não depende de nenhuma fonte de energia externa.

Os dispositivos mais usados neste tipo de controle dissipam a energia cinética que é desenvolvida quando há o movimento ou excitação da estrutura, tendo a vantagem de ser mais econômica, de baixa manutenção, e com alto grau de confiabilidade (OGATA, 2003; NISE, 2013; RAO, 2008)

2.2.1.1 Técnica de Controle Passivo com Absorvedores

O controle passivo aplicado em sistemas estruturais que atua no sentido de absorver e mitigar vibrações podem ser classificados como os Absorvedores Dinâmicos de Vibrações (ADV's), dividindo-se em Absorvedores de Massa Sintonizada (AMS), ou ainda *Tuned Mass Dampers* (TMD's), e os Absorvedores de Líquido Sintonizado (ALS), ou ainda *Tuned Liquid Dampers* (TLD's).

Conforme Moutinho (2007), os AMS's são dispositivos mecânicos formados por uma inércia conectada ao topo de uma estrutura através de cabos de fixação ou outros dispositivos de ancoragem. Estes pêndulos de grande massa quando bem sintonizados introduzem uma compensação de fase ao movimento da estrutura original, tendendo a mover a mesma a sua posição de equilíbrio estático, a chamada recentragem, e impedir que deslocamentos acima de níveis críticos sejam atingidos, o que poderia causar danos permanentes ao sistema e até seu colapso. Estes dispositivos são aplicados particularmente para os casos em que a frequência natural é relativamente baixa, pois para as altas frequências a movimentação da massa seria comprometida e a absorção de energia, ineficiente.

Segundo Vilaverde (1985), para o caso de sistemas submetidos a vibrações de natureza harmônica, este mecanismo se torna bastante eficiente no controle passivo de estruturas de baixa rigidez estrutural, como edifícios altos e esbeltos e pontes de grande vão. Por este fato, esta técnica de controle não é tão eficiente em estruturas carregadas com sinais aleatórios e transientes, como os abalos sísmicos, tremores de terra, cargas impulsivas e explosões, porém

podem também atuar de forma importante na redução das amplitudes de resposta devido ao acréscimo de amortecimento incorporado ao sistema original.

Como já dito, os AMS's para funcionar de maneira eficiente devem estar sintonizados na frequência ressonante da estrutura, de modo que pequenos desajustes de calibração podem gerar perda significativa no processo de absorção de energia e controle. Para um sistema com mais de um modo de vibração a se controlar, deve-se acrescentar mais de uma massa, com cada inércia relacionada ao controle de uma das frequências vibracionais específicas.

Na Figura 17(a) é apresentado a técnica de controle de vibrações aplicada em uma ponte estaiada, na França, excitada por cargas dinâmicas de vento. O AMS empregado é constituído de uma massa de 40.000 kg que se movimenta em um guia ligado as laterais do tabuleiro da ponte e fixada por um conjunto de molas. Esta técnica possibilitou uma redução de até 35% nas amplitudes de resposta da estrutura (CAETANO, 2007). Na Figura 17(b) é evidenciada uma fotografia do AMS usado na construção da ponte suspensa de Akashi Kaikyo, no Japão, inaugurada no ano de 1998, e com vão livre de 2 km. Os absorvedores incorporados nas duas torres da ponte foram sintonizados nos modos de 0,13 Hz e 0,46 Hz (KITAGAWA, 2004).



Figura 17 – Aplicação de sistema de controle passivo do tipo AMS. (a) Aplicação de AMS em ponte estaiada, na Normandia, França; (b) AMS utilizado na ponte de Akashi Kaikyo, no Japão. Fonte: Caetano (2007) e Kitagawa (2004).

Segundo os pesquisadores Sun *et al.* (1995) os ALS's ou TLD's promovem um controle passivo na estrutura de forma semelhante aos AMS's. Por se tratar da movimentação de um fluido no interior de um dado reservatório, possuem comportamento dinâmico não-linear e de maior grau de complexidade, porém pode ser simplificado e linearizado por considerações e hipóteses, podendo assim ser projetado de forma análoga a um AMS.

Os TLD's têm como sua fundamental característica a aplicação hidrodinâmica de um determinado líquido, geralmente a água, assumindo assim várias configurações de acordo com o volume de líquido e da geometria do tanque. De maneira análoga aos AMS's, os TLD's são utilizados em aplicações de controle de sistemas de baixa rigidez e que conseqüentemente apresentem uma baixa frequência de vibração. Uma vantagem destes dispositivos é o seu custo-benefício, e o fato de poderem ser facilmente sintonizados pelo acréscimo ou retirada do fluido do reservatório. A principal desvantagem igualmente ao AMS é de que controlam apenas um dado modo de vibração específico, sendo necessário acrescentar outros dispositivos para um controle de um espectro de um sistema com mais de uma forma modal de vibração.

Uma aplicação do uso de TLD como absorvedor dinâmico de vibrações é referenciada no edifício do hotel Shin-Yokohama, no Japão. Ele foi concebido em uma geometria circular e conta com 42 pavimentos em uma altura de aproximadamente 150 metros e com frequência principal de vibração de 0,31 Hz. Os projetistas decidiram instalar 30 tanques cilíndricos sobrepostos com diferentes níveis de água, caracterizando assim um controle vibracional em qualquer direção, técnica conhecida como *multilayer* (TAMURA *et al.*, 1995). A segunda aplicação é vista na ponte estaiada de Toda, no Japão, Figura 18(a), que evidencia a utilização de até 600 reservatórios plásticos de pequenas dimensões com água, e armazenados no interior do tabuleiro da ponte, usados como TLD's, Figura 18(b) (NAKAMURA & FUJINO, 2002).

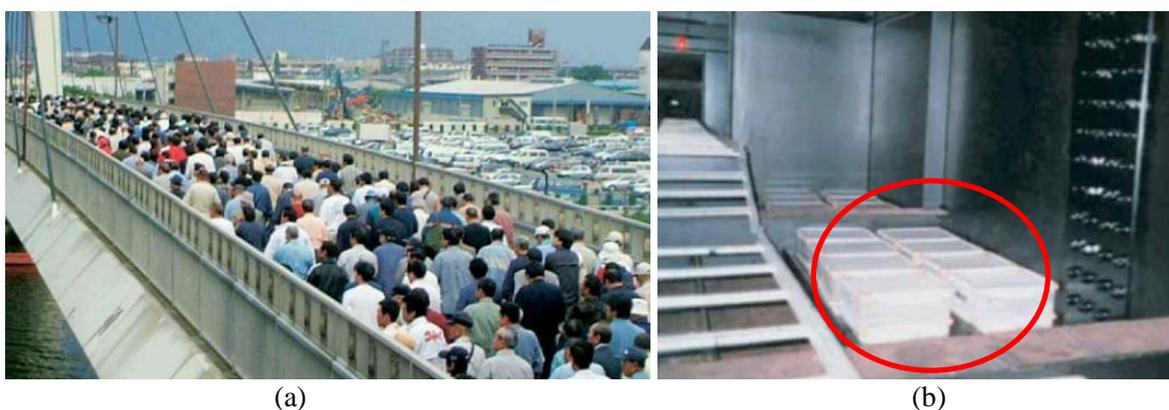


Figura 18 – Aplicação de sistema de controle passivo do tipo TLD. Movimentação de pessoas na ponte estaiada de Toda, no Japão (a); (b) Reservatórios de água no interior do tabuleiro da ponte de Toda. Fonte: Nakamura & Fujino (2002).

2.2.1.2 Técnica de Controle Passivo com Dissipadores

No âmbito dos dissipadores passivos, estes operam no sentido de dissipar certa energia mecânica vibracional da estrutura, no qual podem ser citados como amortecedores, dividindo-

se entre: viscosos, viscoelásticos, friccionais e ainda os histeréticos. Segundo Song & Dargush (1997) os amortecedores agem primordialmente a partir da ação de cargas externas, servindo de complemento estrutural dos elementos que formam o sistema. Embora estes amortecedores possam ser usados como reforço para solicitações de serviço da estrutura, dissipando energia mecânica e reduzindo as amplitudes de vibração, sua principal aplicação é a excitação sísmica ou transiente onde estes tipos de dispositivos vem se mostrando muito eficientes.

A utilização destes amortecedores passivos em sistemas estruturais se faz viável devido a sua principal vantagem, o custo, seja de implementação ou de manutenção. Outra vantagem é sua aplicação em estruturas já construídas, agindo como elemento secundário, seja como reforço viga-pilar, seja como um contraventamento lateral. A principal desvantagem destes dispositivos é que não impedem a transmissibilidade de vibrações, eles apenas minimizam seus efeitos na estrutura, todavia mesmo que em amplitudes baixas de deslocamento podem sofrer desgastes e fadiga mecânica dos seus elementos, propiciando a falha a longo prazo e diminuindo a sua vida útil, fato este minimizado por um sistema de isolamento de base por exemplo, que impede ou dificulta a transmissibilidade de vibrações.

Tratando inicialmente dos amortecedores viscosos, deve-se entender o seu princípio de funcionamento, no qual agem pela adição de força contrária ao movimento vibracional, em função da velocidade do carregamento, ou seja, quanto mais rápida a velocidade absoluta de deslocamento do elemento, maior o seu amortecimento. Isto é devido ao comportamento dinâmico não-linear do fluido atuante no amortecedor (WEBER *et al.*, 2006). Todavia, para fins de projeto, pode-se simplificar na maioria das vezes o funcionamento e comportamento como sendo linear, muito embora na maioria das aplicações reais seja difícil evitar algum grau de não-linearidade (HWANG & HUANG, 2003).

Na Figura 19(a) é evidenciado a aplicação de um amortecedor viscoso, utilizado como dissipador de energia vibracional na estrutura do estádio de basebol em Seattle, nos EUA, reduzindo de forma significativa os esforços de cálculo de projeto e dimensionamento e assim o valor do custo efetivo da obra. Na Figura 19(b) é mostrado a aplicação de amortecedores viscosos horizontais do tipo *chevron damper*, acoplados a viga do pórtico de um edifício. Este tipo de solução/reforço é comumente utilizado em estruturas submetidas a cargas sísmicas, devido a possibilidade de instalação sem comprometimento da arquitetura e aplicabilidade da estrutura (MOUTINHO, 2007).



Figura 19 – Amortecedores viscosos reais. (a) Amortecedores viscosos instalados no estádio de baseball em Seattle, EUA; (b) Amortecedor do tipo *chevron damper* instalado em pórtico estrutural. Fonte: Adaptada de Moutinho (2007).

Em relação ao seu funcionamento, Constantinou (2000) e Constantinou *et al.* (1993), definiu que a força gerada pelo amortecedor viscoso é devida a um gradiente de pressão ao longo da cabeça do pistão. Considerando que o pistão se move da esquerda para a direita como visto na Figura 20, o fluido flui da câmara 2 para a 1, assim, o amortecimento é proporcional ao diferencial de pressão nas câmaras. No entanto, o volume de fluido é reduzido pelo produto da área de deslocamento da haste do pistão, e como o fluido é compressível, a redução no volume é acompanhada por uma força restauradora, semelhante à de uma mola. Em geral, a frequência de corte depende do projeto do acumulador e pode ser especificada. Se desejado, este tipo de amortecedor pode ser empregado sem uma determinada frequência de corte e o amortecedor responderá de 0 até 2 kHz, aproximadamente.

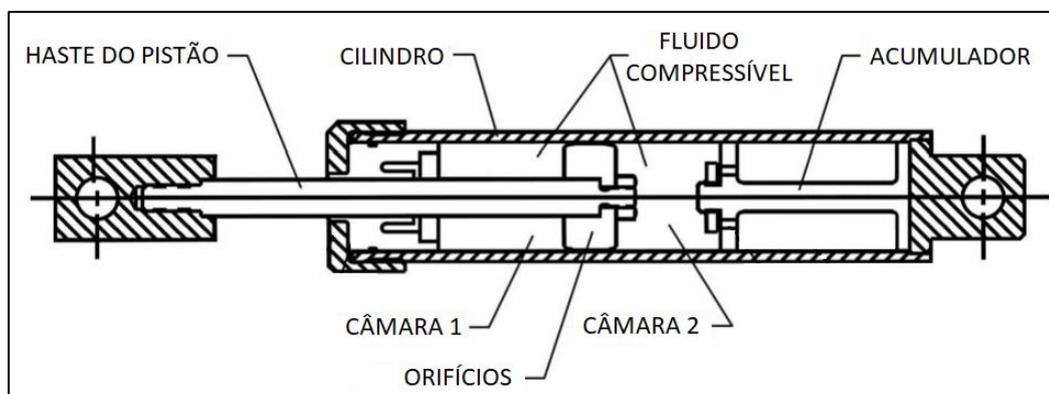


Figura 20 – Esquema de um dissipador do tipo amortecedor viscoso. Fonte: Adaptada de Constantinou (2000) e Constantinou *et al.* (1993).

Outro tipo de amortecedor, ainda na categoria de dissipadores de energia mecânica, são os amortecedores tipo viscoelásticos, muito utilizados no controle de vibrações em sistemas

estruturais e como sistema de recentragem (MAHMOODI, 1972). Estes amortecedores atuam geralmente para altos níveis de velocidade de excitação e em termos de projeto podem ser simplificados pela idealização de um sistema massa-mola-amortecedor viscoso. Este tipo de dispositivo geralmente é constituído de um material viscoelástico, incorporado entre placas metálicas, formando um certo tipo de compósito. A energia dissipada no sistema é devido aos efeitos de deformação alcançados pela tensão cisalhante que atua entre as placas.

Nas desvantagens destes dissipadores pode-se destacar a forte dependência do material viscoelástico em relação a temperatura, frequência e a tensão (SONG & DARGUSH, 1997). Um amortecedor viscoelástico típico é mostrado na Figura 21, no qual consiste em camadas viscoelásticas acopladas em chapas metálicas de aço, sendo implementado em uma estrutura de construção civil do tipo ponte de vigas.

Os primeiros estudos realizados com amortecedores do tipo Materiais Viscoelásticos (MVE's), com função de amortecimento estrutural datam da década de 1950, a partir dos trabalhos de Kervin (1959) e de Ross *et al.* (1959), entre outros. No âmbito da engenharia estrutural, uma das primeiras aplicações está relacionada com o trabalho de Mahmoodi (1969), que projetara Amortecedores Viscoelásticos (AVE's), aplicados no antigo edifício do *World Trade Center* (WTC), que estava localizado em Nova York, EUA. Foram usados neste caso 10.000 dissipadores em cada uma das torres, com a função de amortecer vibrações do vento.

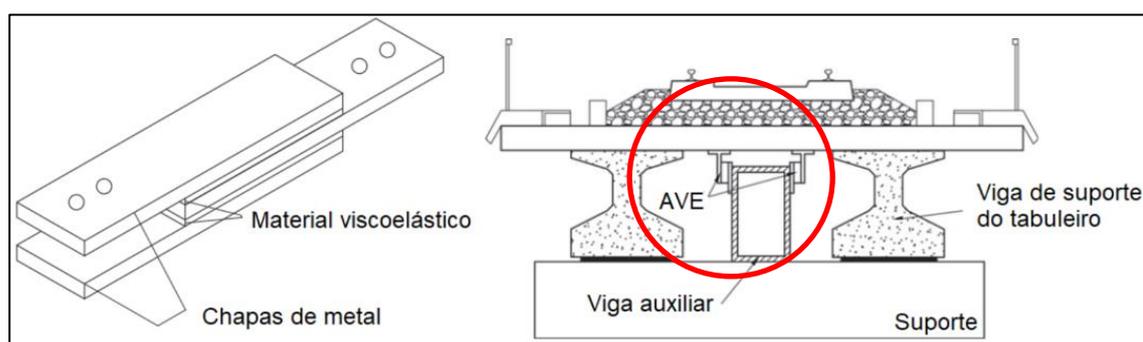
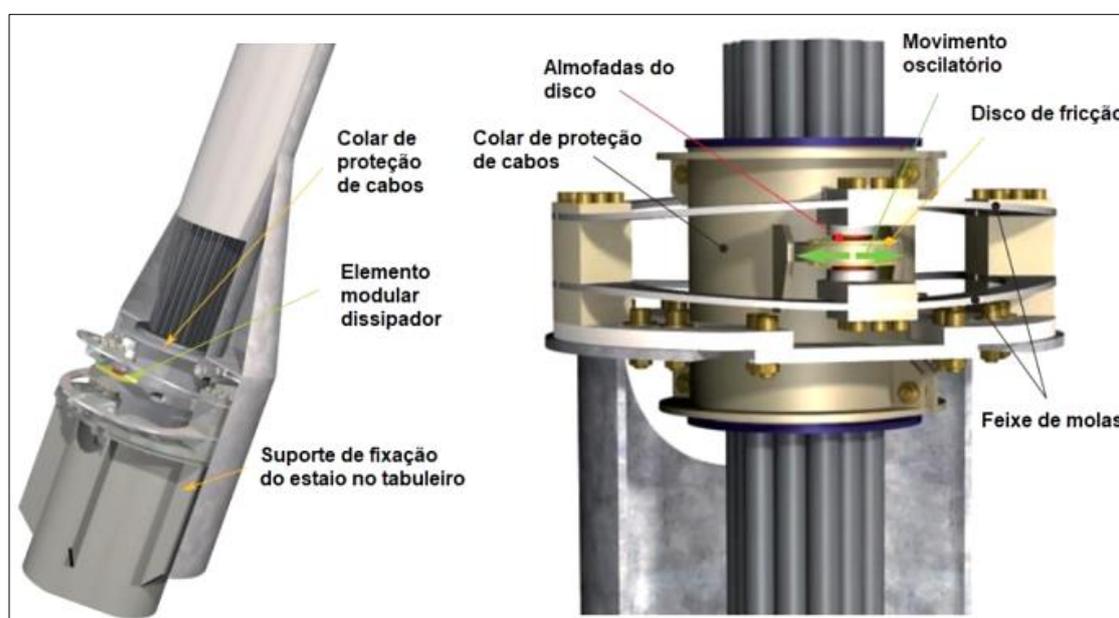


Figura 21 – Dissipadores AVE's aplicados em ponte. Fonte: Adaptada de Moliner *et al.* (2012).

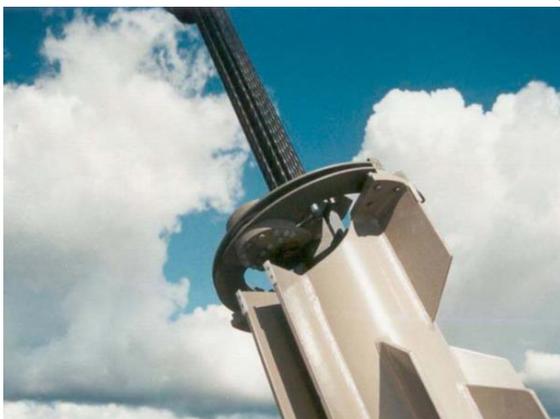
Os amortecedores ditos de atrito seco ou friccionais também tem a função de dissipar energia vibracional em sistemas estruturais, neste caso transformando a energia mecânica proveniente de uma fonte de excitação externa em energia térmica. Estes amortecedores possuem uma relação direta com o tipo de material que são fabricados, e conseqüentemente a sua rugosidade superficial e área de contato, como também a força de compressão que são submetidos. As principais vantagens dos amortecedores friccionais são o alto nível de ajuste

do amortecimento, pela variação da força de compressão, e o fato de não possuírem relação direta com a frequência e temperatura do material. Na Figura 22(a) é exibido os principais elementos que formam um amortecedor friccional passivo, tipo *Vorspann System Losinger* (VSL), instalado em estrutura de ponte estaiada, vista na Figura 22(b), no qual funcionam a partir do movimento de translação das placas solidárias com o tirante e os discos anelares fixados ao tabuleiro da ponte, produzindo uma força de fricção regulada através do aperto e compressão de um feixe de molas (VSL INTERNATIONAL LTD, 2002).

Na Figura 22(c) são evidenciados dissipadores passivos friccionais integrados em um pórtico de edifício, aplicado por um sistema de contraventamentos. O controle é obtido pelo atrito do movimento de rótulas friccionais, que dissipam assim energia (LIAO *et al.*, 2004).



(a)



(b)



(c)

Figura 22 – Dissipadores passivos friccionais. (a) Elementos constituintes; (b) Amortecedores friccionais da VSL; (c) Amortecedores friccionais adaptados a um edifício. Fonte: Adaptado de *Vorspann System Losinger* (2014); *VSL International Ltd* (2002) e *Liao et al.* (2004).

Os dissipadores passivos materiais ou hysteréticos, são dispositivos conhecidos como eficazes dissipadores de energia vibracional, sendo muito utilizados no controle de sistemas sujeitos a carregamentos sísmicos, ondas de choque, tremores, entre outros. Estes aparelhos baseiam a sua ação nos ciclos de deformações conexas ao comportamento hysterético de certo material, que é normalmente um metal ou liga metálica de elevado percentual de deformação plástica e ductilidade (SONG & DARGUSH, 1997).

Segundo Scholl (1990), os dispositivos fabricados com estas ligas são integrados na maioria das vezes em pórticos de edifícios, sob forma de barras de diversas formas, cabos e placas triangulares. Estes dispositivos, além de auxiliarem na dissipação de energia, pela ação passiva, podem também acrescentar rigidez a estrutura, assumindo a designação de um *Added Damping And Stiffness* (ADAS). Todavia, o mal dimensionamento do sistema pode acarretar o surgimento de grandes níveis de deformações permanentes ou residuais ao longo da sua vida útil, levando o dispositivo a fadiga e falha, induzindo a substituição do elemento e aumento do custo de manutenção em comparação a outras técnicas de controle passivo. Na Figura 23 é exibido o uso de placas triangulares de aço carbono utilizadas como dispositivo amortecedor em sistemas estruturais (LI *et al.*, 2014 e SCHOLL, 1990).



Figura 23 – Dissipadores passivos hysteréticos. (a) Amortecedores de placas triangulares de baixa espessura.; (b) Amortecedores de placas triangulares de alta espessura. Fonte: Li *et al.* (2014) e Scholl (1990).

Nesta mesma linha de dissipadores hysteréticos encontram-se os dispositivos que se deformam com um alto nível de recuperação elástica, são os chamados materiais inteligentes ou funcionais onde se destacam as LMF's, particularmente explorando para este caso a sua propriedade de superelasticidade ou pseudoelasticidade.

O comportamento superelástico desta liga metálica está relacionado à transformação microestrutural por uma tensão mecânica, e de fato tais materiais apresentam uma recuperação

elástica de até 8%, enquanto nas ligas metálicas comuns esta capacidade é menor que 1%. Já para molas helicoidais este valor pode chegar até cerca de 500% de deformação linear, sem o surgimento de deformação residual significativa, o que representa um aspecto considerável destes materiais no controle de vibrações (LECCE & CONCILIO, 2015).

Na Figura 24 é visto o uso de amortecedores hysteréticos de LMF, usado no controle passivo de vibrações em um pórtico metálico, explorando a sua superelasticidade. Segundo Nan *et al.* (2016) apud Reis (2018), a estrutura foi excitada por um atuador hidráulico do fabricante MTS, com capacidade de 1.000 kN, destacado no campo superior esquerdo (a), e as respostas de força e deslocamento foram captadas por sensores instalados nos conectores (c) e (d). Foram consolidados laços de carregamento mecânico quase-estáticos. Os resultados apontam para uma alta dissipação de energia, cerca de 10 kN.m, e considerável fator de amortecimento, chegando a 0,11, porém com uma baixa capacidade de recentragem.

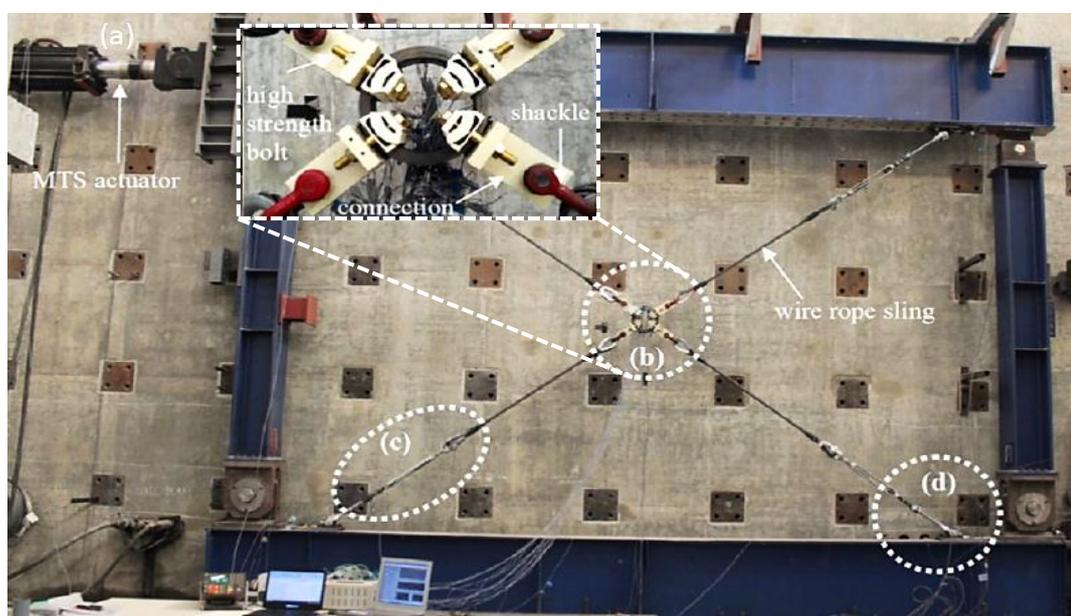


Figura 24 – Sistema com amortecimento hysterético por LMF. (a) Vista geral da montagem; (b) Detalhe do anel LMF SE e conexões em aço; (c) Esticador e célula de carga; (d) Conexão olhal e LVDT. Fonte: Adaptado de Nan *et al.* (2016).

2.2.1.3 Técnica de Controle Passivo com Isoladores

Ainda na linha dos sistemas passivos, tem-se a utilização dos dispositivos isoladores de excitação de base, que em comparação com os sistemas dissipadores apresentam a principal vantagem de minimizarem a transmissibilidade de deslocamentos ou acelerações de eventual excitação sísmica na estrutura. Todavia, estes sistemas se tornam desvantajosos e ineficientes

para excitações que atuam diretamente no sistema, como por exemplo, uma carga de vento, ou um impulso ou deslocamento lateral. A principal característica dos sistemas isoladores é possuir baixa rigidez lateral, pois geralmente são constituídos de materiais elastômeros ou compósitos de baixa rigidez, e alto amortecimento.

De acordo com Guerreiro (1996), embora existam atualmente inúmeros dispositivos para isolamento de base em sistemas estruturais, os mais utilizados são os de Borracha de Alto Amortecimento, ou *High Damping Bearing* (HDRB), e os de Borracha de Núcleo de Chumbo, ou *Lead Rubber Bearing* (LRB). O primeiro tipo é basicamente um compósito formado por camadas metálicas sobrepostas em camadas de elastômero de alto amortecimento estrutural, como pode ser visualizado na Figura 25(b) e Figura 25(c). No segundo tipo, os dispositivos são bastantes semelhantes ao primeiro caso, no qual são formados por camadas intercalares de placas de aço e borracha com um núcleo de chumbo, destinadas a dissipação de energia por efeito de histerese. Um dispositivo real é mostrado na Figura 25(a).

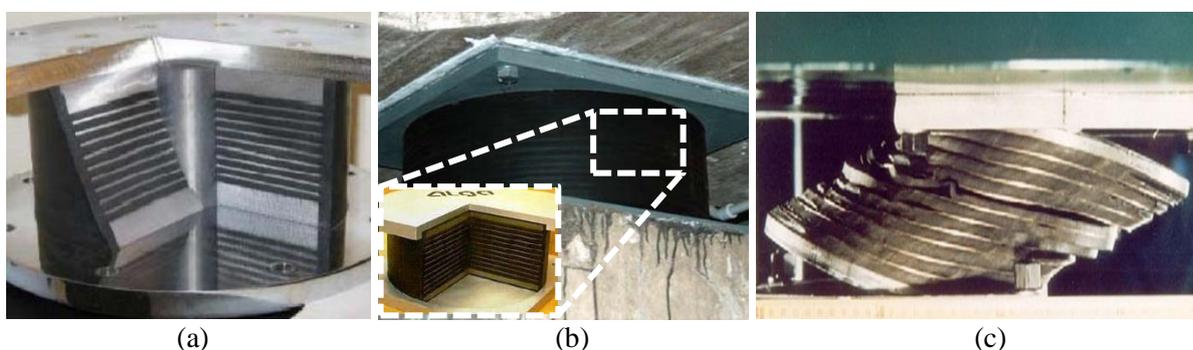


Figura 25 – Tipos de isoladores de base. (a) LRB evidenciando borracha com núcleo de chumbo; (b) HDRB evidenciando estrutura interna intercalada; (c) HDRB submetido a 260% de deformação horizontal. Fonte: Adaptado de Fib (2005); Alga (2018) e Giuliani (2002).

Na Figura 26 é denotado o efeito do isolamento de base em estruturas, para espectros de aceleração e deslocamento em função da sua frequência natural. Analisou-se as respostas para 2%, 5% e 10% do amortecimento crítico. Na Figura 26(a) é possível verificar que em sistemas de baixa rigidez e conseqüentemente baixas frequências, os níveis de aceleração são baixos, por outro lado os níveis de deslocamento são relativamente altos, como visto na Figura 26(b), e portanto, quanto maior o poder de amortecimento do sistema isolador, maior será o controle das vibrações derivadas de um abalo sísmico, por exemplo. Segundo trabalhos de Skinner *et al.* (1993) se as estruturas fossem isoladas sem amortecimento poderiam se deslocar em até 1,0 metro, durante a ocorrência de sismos de grande magnitude, logo o amortecimento permite reduzir esse valor para grandezas entre 5 e 40 centímetros.

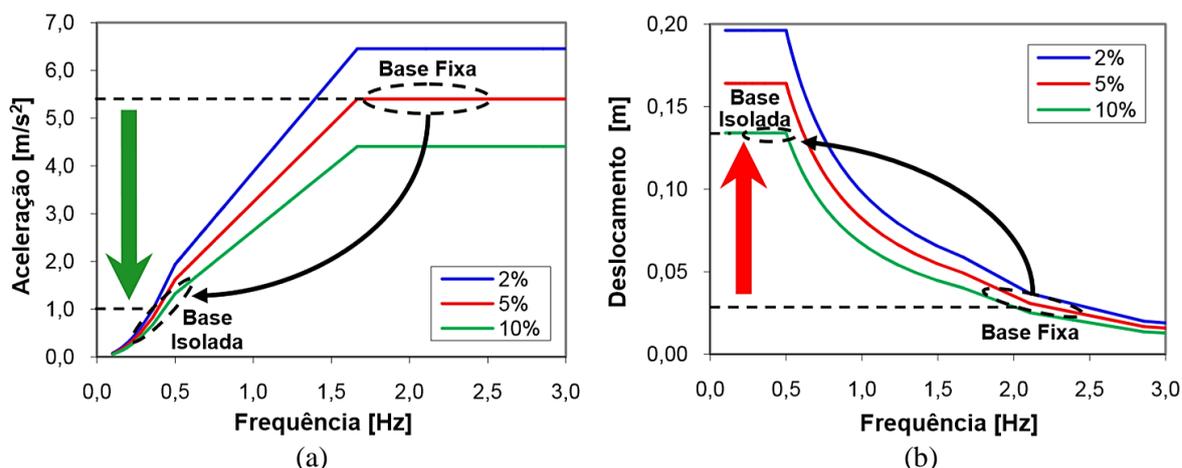


Figura 26 – Efeito da frequência natural no isolamento de base para variações de amortecimento. (a) Resposta de aceleração; (b) Resposta de deslocamento. Fonte: Figueiredo (2007).

Entretanto, um dado aumento da flexibilidade pode ser benéfico, mesmo que o sistema se desloque com amplitudes relativamente altas. Isto é devido ao fato de que os elementos estruturais são mais solidários ao movimento da base, impedindo a plastificação, mantendo-se sempre na região linear elástica. Este fenômeno pode ser visto na Figura 27 a seguir.

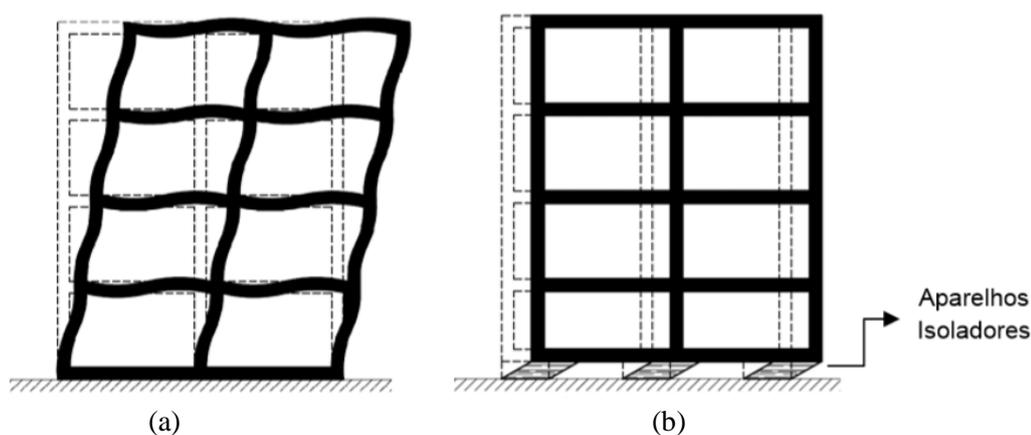


Figura 27 – Sistema estrutural excitado pela base. (a) Deslocamento da estrutura sem aplicação de isolamento de base; (b) Deslocamento da estrutura com aplicação de isolamento de base. Fonte: Figueiredo (2007).

Segundo Figueiredo (2007), outro grande benefício da aplicação do isolamento de base em edifícios deve-se ao fato de que a mudança nas frequências naturais pode levar o sistema a se situar fora do intervalo das frequências de excitação, predominantes das ações sísmicas, evitando desta forma a ocorrência do fenômeno da ressonância, ou seja, a proximidade entre as frequências de excitação e naturais da estrutura. Este fato é entendido pela Figura 28.



Figura 28 – Faixa de frequências típicas de abalos sísmicos com alta energia vibracional em comparação com sistemas sem/com isolamento de base. Fonte: Guerreiro, 2006.

Peng *et al.* (2016) e Huang *et al.* (2014) também realizaram pesquisas nesta área, no qual sistemas de recentragem/isolamento de vibrações do tipo mola helicoidal de LMF foram concebidos. O objetivo destes sistemas é minimizar as transmissibilidades de deslocamento, velocidade ou aceleração provenientes das bases das estruturas, ao mesmo tempo que dissipa energia mecânica vibracional, pelo alto grau de amortecimento histerético dos elementos.

Na Figura 29 é visto algumas das concepções destes dispositivos, aplicados no controle sísmico de protótipos de estruturas. Percebe-se que na maioria das aplicações o elemento atenuador é flexível, com o intuito de se obter alta vida em fadiga, e assim também suportar altas deformações sem o surgimento de deformação residual ou com plastificação do material. Desta forma grande parte da tensão da excitação é transmitida para os elementos “fusíveis”, que podem também serem substituídos ao longo de sua vida útil, conforme necessário.

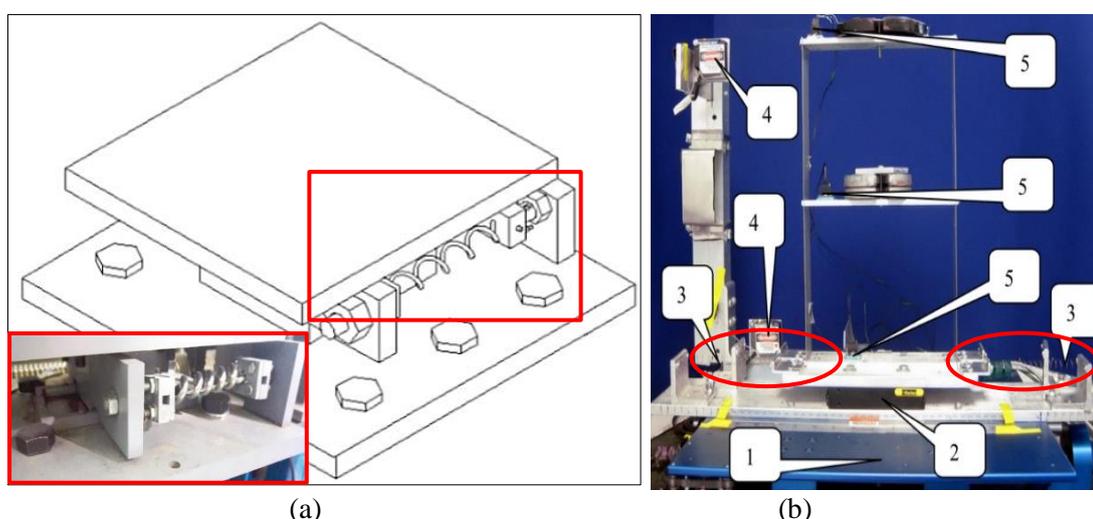


Figura 29 – Mecanismos isoladores de vibração de base. (a) Mola LMF de tração/compressão; (b) Molas LMF de tração e pré-deformadas, 1 – Mesa vibratória, 2 – Guias, 3 – Molas, 4 – LVDT's, 5 – Acelerômetros. Fonte: Peng *et al.*, 2016 e Huang *et al.*, 2014.

2.2.2. Método de Controle Ativo

No controle ativo pode-se destacar algumas vantagens quando comparado as técnicas de controle passivo, dentre elas a estratégia de controle, que conseqüentemente possibilita uma maior eficiência e precisão de atuação. Neste método o sistema age a partir de uma malha fechada de atuação, com retroalimentação ou *feedback* dos sinais de resposta, diferentemente dos sistemas passivos que atuam em malha aberta, ou em *feedforward*, a partir de uma prévia calibração para as formas modais críticas ou certos tipos de excitação. O método ativo atua assim de forma mais eficaz, pois atende mais de um tipo de modo de vibrar, importante em estruturas flexíveis, onde os deslocamentos são significativos em várias frequências naturais.

Na Figura 30 é mostrado um diagrama esquemático de um sistema ativo em malha fechada, percebe-se que para este tipo de sistema são necessários dispositivos de mensuração dos sinais de entrada e saída, como sensores, e uma lógica de controle que relacionará os sinais coletados com valores de referência pré-estabelecidos, acionando assim uma força de controle a partir de dispositivos de ação, como os atuadores (DORF & BISHOP, 2001).

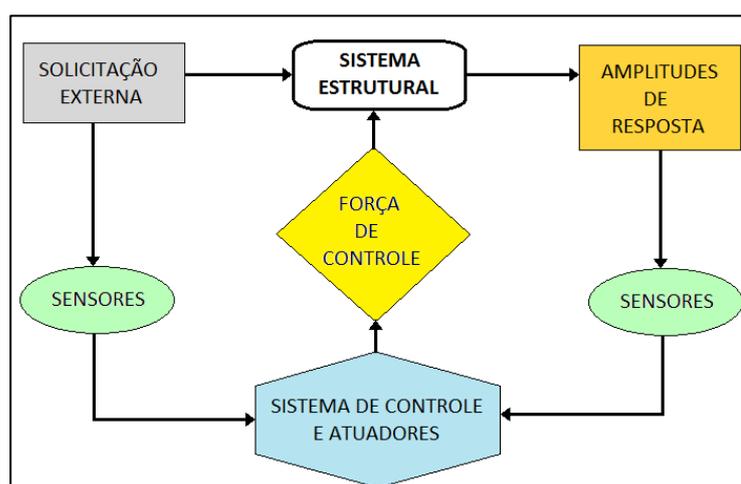


Figura 30 – Sistema de controle ativo. Fonte: Adaptado de Dorf & Bishop (2001).

Em termos de desvantagens, relaciona-se o alto custo de implementação e manutenção e o menor grau de confiabilidade, visto que nos sistemas ativos necessita-se de uma fonte externa de energia elétrica, o que pode levar ao seu desligamento caso esta energia seja interrompida, durante um terremoto, por exemplo. Neste contexto, os sistemas ativos vêm como uma solução para o controle de alta precisão, em que níveis de vibração fora de uma certa faixa e para qualquer forma modal, não são aceitáveis, reduzindo assim a aplicabilidade

destes dispositivos na maioria das estruturas atuais, devido a limitação do custo de projeto, e outras condicionais, sendo viável em uma gama específica de sistemas.

Destacam-se atualmente como dispositivos ativos usados no controle de vibrações de estruturas, os amortecedores de massa ativa, ou *Active Mass Dampers* (AMD's), ou ainda os conhecidos Amortecedores Dinâmico de Vibrações Ativo (ADVA). Também se destacam os contraventamentos com tendões/cabos ativados e os atuadores funcionais. Os AMD's são geralmente utilizados em aplicações de controle de estruturas prediais, onde verifica-se uma maior precisão das formas modais do sistema. Neste tipo de dispositivo uma massa de grande porte é sintonizada em algum piso da estrutura a partir da ativação de cabos por motores ou servomecanismos hidráulicos, adequando-se a atuação do dispositivo para um certo tipo de excitação específica.

Segundo Kobori *et al.* (1991), uma das primeiras estruturas a aplicar o uso de um AMD para controle ativo de vibrações foi o edifício de Kyobashi, no Japão, no ano de 1989. Esta estrutura possui dez pisos e uma altura aproximada de 33 metros, e devido a seu elevado índice de esbelteza é sensível a ações e carregamentos externos, como cargas dinâmicas de vento e tremores de terra. Para este edifício foi projetado e implementado dois AMD's fixados na cobertura da estrutura, e ativados por cabos acionados por motores hidráulicos. A eficiência destes dispositivos é alta e pode chegar em até 50% de redução das amplitudes.

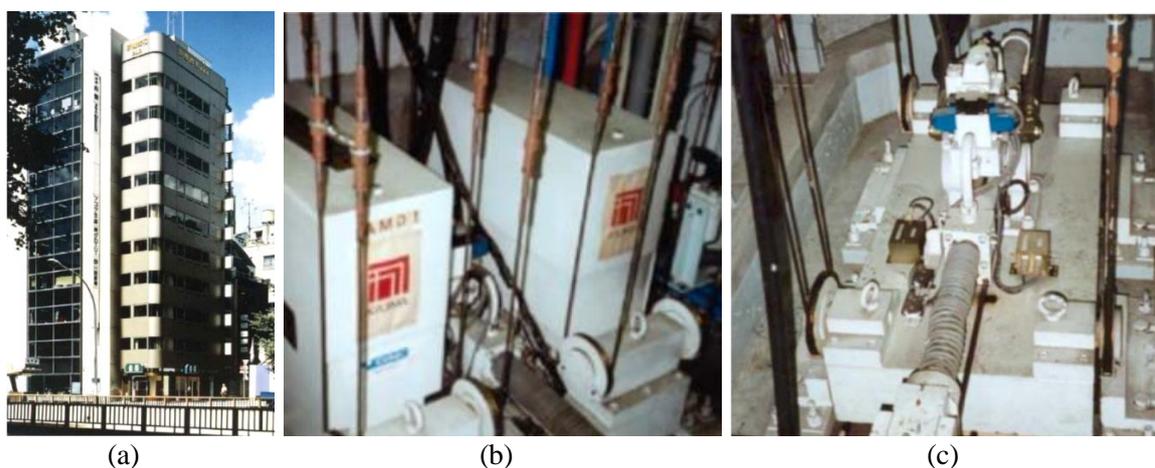


Figura 31 – Sistema AMD. (a) Edifício Kyobashi Center, no Japão; (b) Servomotores do AMD com 4 ton.; (c) Servomotores de AMD com 1 ton. Fonte: Kobori *et al.* (1991).

O primeiro AMD era composto por uma massa de aproximadamente 4 toneladas e o segundo apresentando uma massa de cerca de mil quilogramas, ambas controladas a partir de dados de mensuração de excitações de entrada, estes obtidos por sensores de aceleração fixado

na base, piso e teto da estrutura, assim como um sensor de medição de ar, um anemômetro, responsável por mensurar a intensidade do vento. Verificou-se em análises posteriores que o sistema é bastante eficaz e que consegue controlar significativamente os modos vibracionais de flexão e torção. Na Figura 31 é visto o edifício Kyobashi juntamente com os dois AMD's utilizados no controle ativo deste edifício.

Outro exemplo de aplicação do controle ativo de vibrações é evidenciado na Figura 32 pela aplicação de cabos ativados por um sistema com atuação eletro-hidráulica, incorporados no primeiro pavimento e base do protótipo. Neste caso o controle e redução da ação sísmica no sistema estrutural é devido a tensão fornecida nos cabos pela movimentação do atuador, variando assim a rigidez da estrutura (GIRALDO *et al.*, 2004).

Este tipo de controle pode ser adaptado em estruturas prediais, entretanto poderá existir o problema de não ser possível à instalação destes dispositivos em seções onde as acelerações e amplitudes são máximas, que pode ocorrer em pisos superiores, minimizando a eficiência e o poder de controle do sistema (WANG *et al.*, 1991).

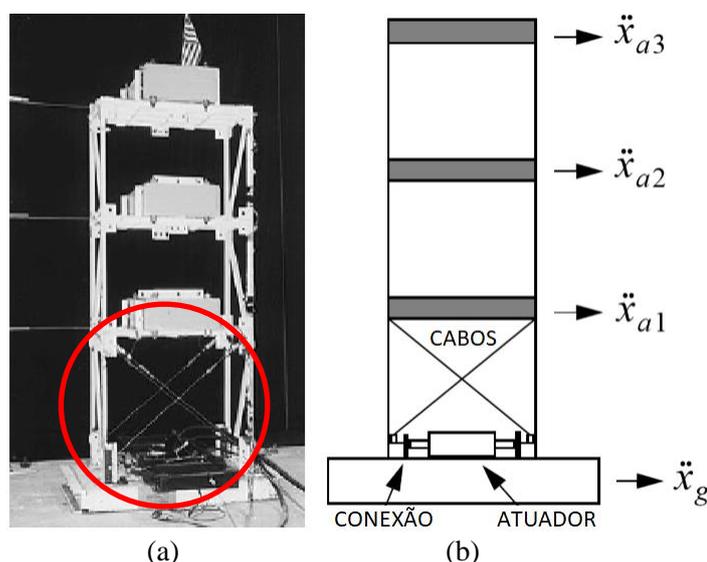


Figura 32 – Sistema de controle por cabos ativados. (a) Protótipo de edifício de 3GDL com atuador eletro-hidráulico no piso; (b) Esquema de acoplamento. Fonte: Giraldo *et al.* (2004).

2.2.3. Método de Controle Semiativo ou Adaptativo

De acordo com Casciati *et al.* (2006), o método semiativo é semelhante ao controle com sistema ativo, pois ambos utilizam atuadores como força de ação agindo no sistema a partir da leitura de sensores, sinais de entrada e saída, implementados em uma lógica inteligente. A

principal distinção é que o sistema semiativado necessita de um baixo nível de potência elétrica e com corrente contínua, o que possibilita o uso de baterias como fontes de energia, aumentando a independência do sistema a fontes externas, que é o caso dos sistemas ativos. Este fato torna os dispositivos de controle semiativo uma solução mais viável e econômica, elevando seu custo-benefício.

Os sistemas ditos adaptativos são conhecidos na literatura como “passivos inteligentes” (CASCIATI *et al.*, 2006). O termo passivo é devido a sua independência, mesmo que por um período definido, de uma fonte de energia externa, como a semelhança dos mecanismos de atuação que podem ser em ambos os casos, amortecedores viscosos, friccionais, sensíveis a variação de tensão mecânica, temperatura, entre outros. E o termo “inteligente” é relacionado ao fato da sua elevada adaptabilidade a variação do comportamento dinâmico da estrutura, propriedade que não se aplica aos dispositivos puramente passivos, calibrados e atuantes com maior eficiência de dissipação em uma forma modal específica.

Desta maneira destacam-se os amortecedores de rigidez ativa variável, ou ainda *Active Variable Stiffness (AVS)*, ou os amortecedores de orifício e/ou viscosidade variável, todos obedecendo uma lógica de controle e atuação. Estes atuadores funcionais destacam-se por possuir propriedades que se adequam a requisitos e especificações de projeto, reagindo assim a estímulos de tensão elétrica e mecânica, campo magnético, ótico ou térmico (LEO, 2007).

Segundo Menna *et al.* (2015) os materiais funcionais da atualidade e que atendem as necessidades impostas por estruturas são os fluidos magneto-reológicos e eletro-reológicos que reagem a um campo magnético e elétrico respectivamente, alterando assim sua reologia e características físicas, os materiais eletromagnéticos reagindo a corrente elétrica, variando também seu campo magnético e as LMF's ME, que são ligas metálicas ou poliméricas cuja característica é a reação a variação de temperatura. Por fim os materiais piezocerâmicos ou piezoelétricos que são cerâmicas ou polímeros estimulados por deformação mecânica e por tensão elétrica, respectivamente.

Um exemplo de aplicação é o AVS mostrado na Figura 33(a), que segundo Liu, J. & Liu, K. (2006), o projeto consiste em um mecanismo de controle de vibrações com material eletromagnético composto por uma viga de alumínio engastada e um ímã permanente fixado no centro da viga, que é acoplado entre os dois polos do eletroímã. A partir da variação de corrente elétrica a rigidez do sistema é alterada e ajustada de acordo com a faixa de operação desejada. O ímã permanente age tanto como massa do sistema como uma mola magnética de rigidez variável, atuando e controlando ativamente.

Na Figura 33(b) é mostrado um pórtico estrutural metálico de dois pavimentos sendo submetido a uma solicitação de base pela excitação proveniente de uma *Shake Table*. Neste sistema é implementado um controle de vibrações semiativo a partir de um atuador funcional de material piezoelétrico acoplado nas chapas metálicas que formam as colunas da estrutura (GONÇALVES, 2016).

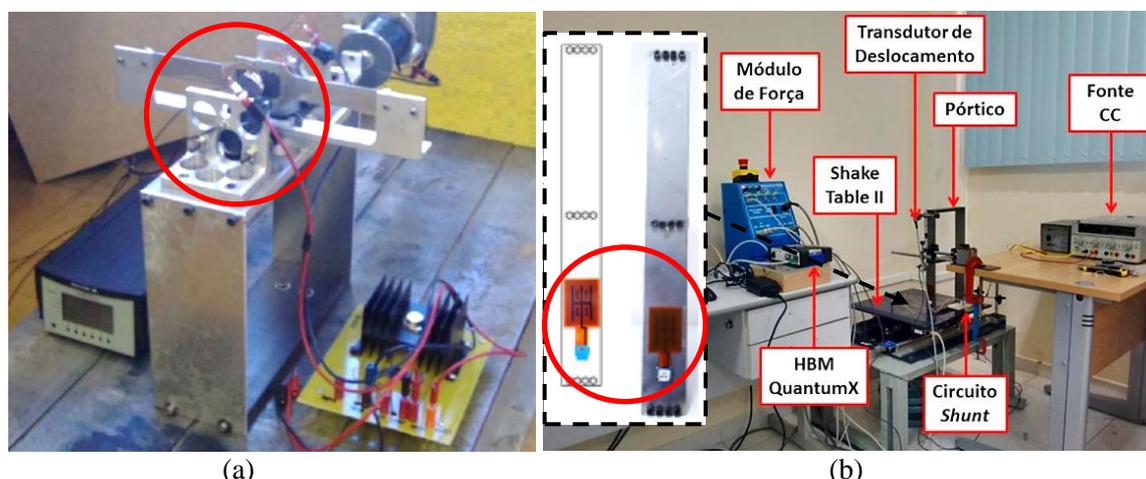


Figura 33 – Atuadores semiativos funcionais em estruturas. (a) Material eletromagnético; (b) Material piezoelétrico. Fonte: Adaptado de Aguiar (2011) e Gonçalves (2016).

Segundo Kobori *et al.* (1993), o primeiro edifício a aplicar o controle semiativo do tipo AVS foi o Instituto Tecnológico de Pesquisa Kajima, ou *Kajima Technical Research Institute*, no Japão, na década de 1990. Nesta estrutura foi implementado barras diagonais como forma de contraventamento, capazes de se mover e variar sua rigidez a partir do controle de abertura e fechamento das válvulas dos atuadores hidráulicos, acoplados no sistema. Este dispositivo necessita de uma baixa quantidade de energia com uma potência elétrica aproximada de cerca de 20 Watts e autonomia da bateria de até 30 minutos. Para o sistema inoperante a primeira frequência natural é cerca de 1,0 Hz passando para 2,5 Hz quando ativo, diminuindo assim as amplitudes de resposta, para uma excitação sísmica por exemplo. Na Figura 34 é exibido o edifício e a disposição dos amortecedores AVS's.

Na Figura 35 é mostrado a utilização de um sistema semiativo do tipo amortecedor de orifício variável para controle de vibrações do edifício Kajima Shizuaka, no Japão. Nesta estrutura são utilizados oito cilindros hidráulicos comandados por controlador e acionados eletricamente por uma fonte de potência de 70 Watts e com autonomia de bateria de oito minutos. A atuação do dispositivo se dá pela variação na área da seção transversal onde passa

o fluido, aumentando ou diminuindo a força de acionamento hidráulico que dissipa energia da estrutura, que pode chegar a 1.000 kN (Kurata *et al.*, 1999).



Figura 34 – Amortecedores AVS's. (a) Edifício Instituto Kajima, no Japão; (b) Atuadores hidráulicos comandados eletricamente. Fonte: Kobori *et al.* (1993).

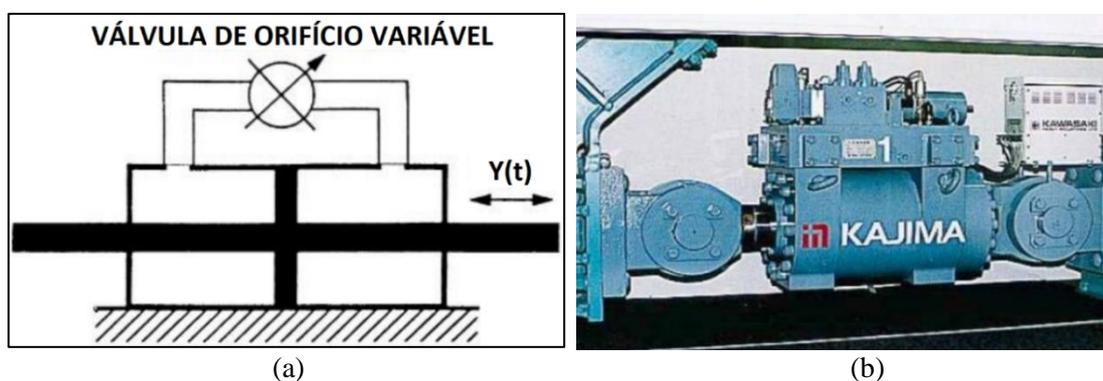


Figura 35 – Amortecedor de orifício variável. (a) Esquema de funcionamento do sistema semiativo; (b) Cilindro hidráulico interligado a diagonal do pórtico. Fonte: Kurata *et al.* (1999).

2.2.4. Método de Controle Híbrido

Em sistemas de controle híbrido ocorre uma combinação dos dois métodos clássicos, um sistema passivo e outro ativo. Este método combina as principais vantagens associadas a estes dois controladores. Desta maneira ele explora a confiabilidade de funcionamento dos sistemas passivos que garante que as amplitudes de resposta serão assim minimizadas e o sistema será controlado pelo menos na sua principal forma modal de vibração, mesmo em casos críticos, juntamente com a eficiência e precisão dos sistemas ativos, que se ajustam a vários tipos de excitações e que podem atuar no sistema em uma ampla faixa do espectro de frequências da estrutura.

Algumas literaturas e autores designam certos dispositivos e amortecedores semiativos como híbridos, porém nesta classificação vamos nos referir a sistemas de controle híbrido como aquelas que combinam o sistema passivo associado com um sistema ativo. Neste contexto, os dispositivos mais conhecidos e aplicados são os amortecedores de massa híbrido ou *Hybrid Mass Dampers* (HMD's), que combinam um amortecedor passivo do tipo AMS com um sistema de controle ativo como exemplo os tendões ativados por acionamento eletro-hidráulico, movimentando a inércia do AMS. A principal vantagem de um HMD é o aumento da eficiência de controle em uma gama de formas modais e sinais de excitação de entrada, e o fato de que se houver uma falha no fornecimento de energia, o AMS irá atuar passivamente, evitando o possível colapso da estrutura.

Segundo Koibe *et al.* (1994), pode-se citar a aplicação do HMD no edifício Shinjuku Park Tower, no Japão, que combina a ação de um AMS de 110 toneladas de massa com um sistema ativado por um motor elétrico de 75 kW de potência e curso de até 100 centímetros. O sistema se mostrou bastante eficiente após reduzir as amplitudes de resposta da estrutura em até 50% quando solicitado pelo tufão que atingiu o Japão em 1996, com amortecimento estrutural aumentando de 1% para 5%. O HMD em “V” é mostrado na Figura 36.

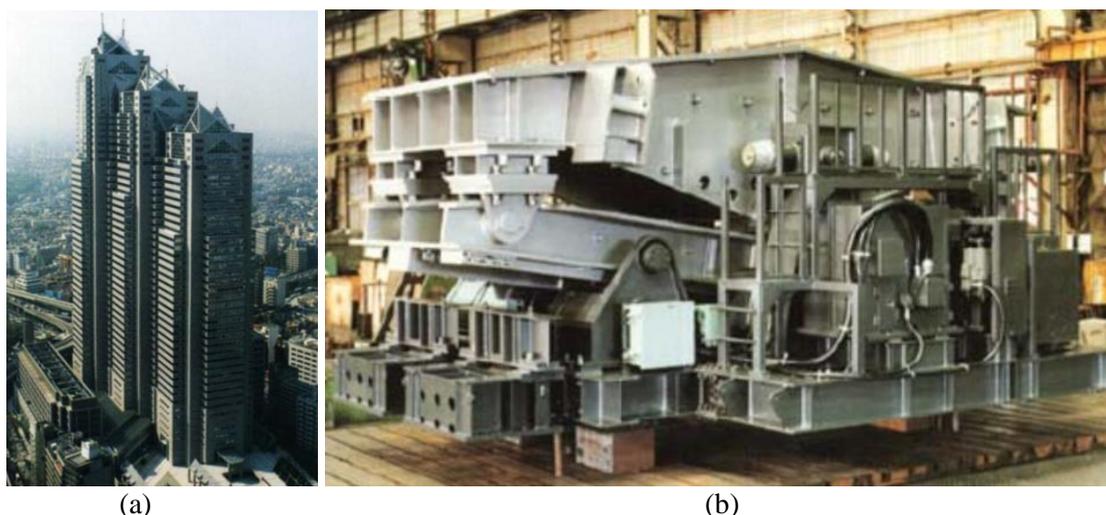


Figura 36 – Amortecedor HMD. (a) Edifício Shinjuku Park Tower, no Japão; (b) HMD do tipo “V”.
Fonte: Koibe *et al.* (1994).

CAPÍTULO III

LIGAS COM MEMÓRIA DE FORMA (LMF's)

3.1. Conceitos e Fundamentos da LMF

Conforme Lagoudas (2008), as LMF's compõem uma classe de materiais metálicos com alta capacidade de recuperação e restituição do formato original, quando deformadas, através da imposição de um dado campo de temperatura e/ou tensão mecânica ocasionadas pelas transformações das fases microestruturais sólidas induzidas no material.

Ainda segundo Lagoudas (2008), a descoberta por Adolf Martens no ano de 1890 da estrutura Martensítica nos materiais metálicos, mais precisamente nos aços, levou a um grande avanço nos estudos relacionados as ligas com memória de forma. De acordo com Elahinia (2015), foi descoberto que a principal razão para o comportamento único destes materiais é devido a transformação Martensítica e correspondente fração percentual associada. O termo Martensita foi originalmente empregado em estruturas Fe-C, passando a ser adotado agora também nas LMF's, designando uma transformação sólida adifusional.

Ainda que os fenômenos termomecânicos de certas ligas metálicas sejam conhecidos desde os anos 1930, apenas na década de 60 é que se passou a explorar esses materiais com maior veemência, devido a descoberta da liga de NiTi, também chamada de NiTiNOL, ou ainda *Nickel Titanium Naval Ordnance Laboratory*, onde as propriedades metalúrgicas e as aplicações reais despertaram grande interesse científico e tecnológico. Esta liga, com tais propriedades de memória de forma e superelasticidade foi descoberta nos EUA por William J. Buehler, em 1962, daí por diante surgiram no mercado uma grande variedade comercial de produtos e o estudo de seus efeitos foi intensificado para compreensão desse fenômeno até os dias atuais (OTSUKA & WAYMAN, 1998).

Segundo Elahinia (2015) cerca de até 90% das aplicações de uso comercial das LMF's utilizavam ligas binárias como o NiTiNOL ou ternárias como NiTi-Cu, NiTi-Nb, Cu-Al-Zn, Cu-Al-Ni. Este dado corrobora que as principais características e propriedades físicas deste material estão diretamente relacionadas com a composição química, tratamento e histórico de

processamento, entre elas destacando-se a dissipação de energia mecânica, amortecimento, rigidez, resistência elétrica, entre outras.

As LMF's apresentam propriedades termomecânicas singulares, a quasiplasticidade, que é devida a variação de temperatura a certos níveis e com grande deformação residual (DELAEY *et al.*, 1974), relacionada ao próprio nome, a memória de forma (DUEBIG *et al.*, 1990). A segunda propriedade é a superelasticidade ou pseudoelasticidade. Nesta propriedade o material “inteligente” se encontra em um estado mais rígido e mais estável e de temperatura, maior, onde grandes deformações são recuperadas, porém agora por meio de um carregamento e descarregamento mecânico do material.

Na Figura 37 são exibidas curvas Tensão/Deformação destes dois efeitos característicos das LMF's. Na Figura 37(a) é apresentado a propriedade de ativação térmica da LMF ou efeito memória de forma e na Figura 37(b) a propriedade da superelasticidade. No tópico a seguir é descrito detalhadamente o comportamento termomecânico destas ligas, juntamente com as curvas típicas e características relacionadas a cada efeito.

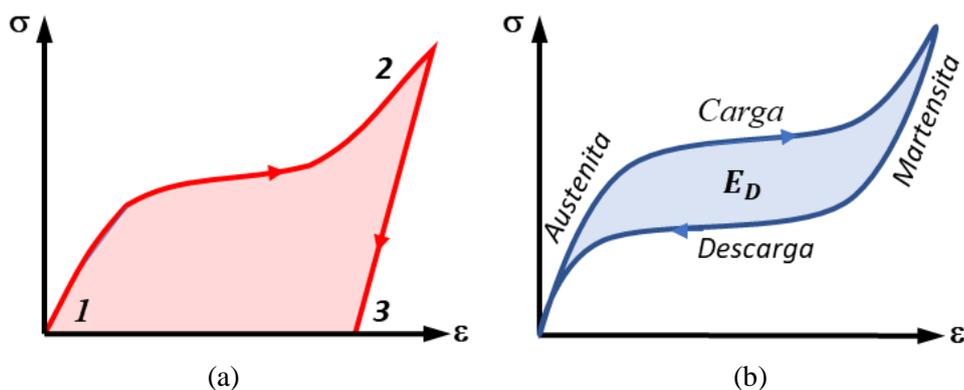


Figura 37 – Representação dos dois efeitos de uma LMF. (a) Efeito memória de forma (ME); (b) Efeito da superelasticidade (SE). Fonte: Moraes *et al.* (2018).

3.2. Comportamento Termomecânico da LMF

3.2.1. Efeito Memória de Forma (ME)

Segundo Lagoudas (2008), o efeito memória de forma, ou *memory effect*, presente nas LMF's, pode ser evidenciado em uma gama de ligas, e está associado a capacidade do material em retornar a sua forma original quando sujeita a um dado ciclo termomecânico, ou seja, uma deformação pseudoplástica associada a uma carga mecânica seguida de um aquecimento.

Conforme Lecce & Concilio (2015), estes materiais podem facilmente ser deformados em uma ordem de até 8% a uma baixa temperatura e ao serem expostos a uma temperatura mais elevada, retomam a forma inicial, enquanto em metais comuns este valor não ultrapassa 1% sem que haja plastificação e/ou uma presença de deformação residual.

Na Figura 38 é evidenciado a presença das duas fases sólidas presentes nestas ligas. Em determinada temperatura o material se encontra em seu estado puramente Austenítico, que é uma fase mais estável, com maior rigidez e módulo de elasticidade. Ao ser resfriado o material muda de fase através de distorções por cisalhamento, ou seja, não há difusão atômica, assim surgindo as maclas onde cada cristal de Martensita é formado, podendo ter diferentes direções de orientação. Esta fase possui uma rigidez e módulo elástico mais baixo, o que propicia a deformação do material mais facilmente.

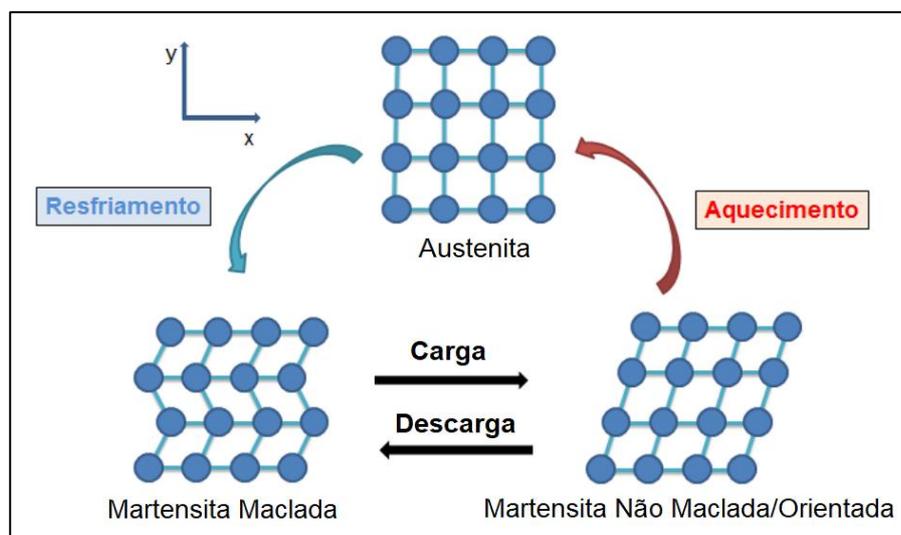


Figura 38 – Representação da alteração da estrutura cristalina pela variação de temperatura e tensão mecânica em uma LMF. Fonte: Adaptado de Ramos (2018).

Nesta condição, a aplicação de uma carga mecânica induz uma orientação preferencial da rede cristalina, conhecida como Martensita não-maclada, demaclada, orientada ou ainda reorientada, e ao cessar o carregamento uma pequena recuperação elástica é observada, porém a maior parte da deformação é mantida, isto é, uma deformação pseudoplástica. Neste ponto, promovendo um aquecimento acima de uma determinada temperatura há o retorno para a fase mais estável, a Austenita, ocorrendo à recuperação da forma original, caracterizando o efeito ME, podendo ser repetido inúmeras vezes sem alteração das propriedades do material.

De acordo com Fernandes (2006), para a condição em que o efeito ME acontece apenas durante um ciclo de aquecimento diz que a liga se encontra em Efeito Memória de Forma

Simple (EMFS), ou ainda *one way shape memory effect*. Quando tal efeito de restituição também ocorre durante o processo de resfriamento do material, diz-se que a liga se encontra em Efeito Memória de Forma Duplo (EMFD), ou ainda *two way shape memory effect*.

Conforme Leo (2007), a caracterização do estado Martensítico tem como finalidade se determinar basicamente as variáveis e parâmetros do processo, com uma relação direta com o efeito memória. Estas variáveis são medidas em função das temperaturas de transformação na qual se destacam por exemplo a deformação máxima do efeito ME, absorção e liberação de energia, módulo de elasticidade, resistência elétrica, entre outros. Desta forma faz-se possível obter todas as temperaturas de transformação de fase de uma determinada LMF que se situam em faixas que variam de -200°C a 300°C (FERNANDES, 2006), e a sua histerese (H), que corresponde à área formada no interior do laço de transformação.

Na Figura 39 é ilustrado uma curva típica (Fração de Martensita/Temperatura) de uma LMF, no qual o valor mínimo de Martensita é de ($\zeta = 0\%$), com o seu valor máximo podendo chegar até ($\zeta = 100\%$). Para esta curva tem-se dois tipos de transformações:

- Transformação Direta ou Martensítica: Austenita \rightarrow Martensita (Resfriamento);
- Transformação Inversa ou Austenítica: Martensita \rightarrow Austenita (Aquecimento).

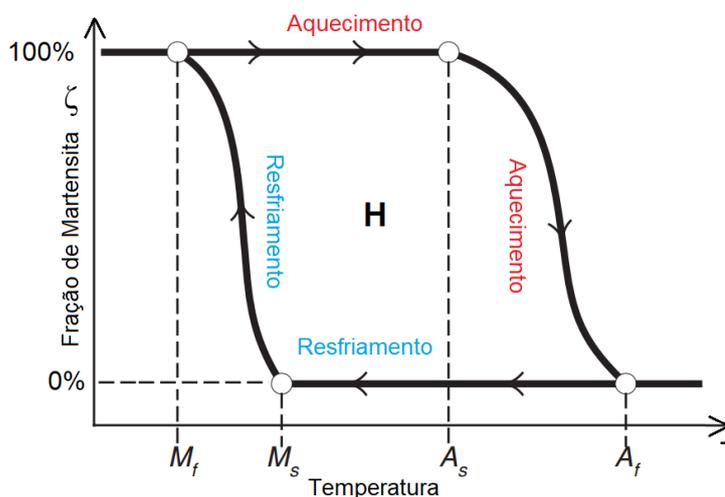


Figura 39 – Curva de variação do percentual da fração Martensítica em função da temperatura.
Fonte: Adaptado de Leo (2007).

Este comportamento e as respectivas temperaturas associadas ao fenômeno do efeito memória variam de um material para outro, e como já abordado são diretamente relacionados com a sua composição química, elementos de liga e processamento térmico durante o estágio

de obtenção da liga. Desta forma as temperaturas críticas de transformação de fase podem ser designadas como se segue:

- Temperatura Inicial de Transformação Martensítica: M_s (Resfriamento);
- Temperatura Final de Transformação Martensítica: M_f (Resfriamento);
- Temperatura Inicial de Transformação Austenítica: A_s (Aquecimento);
- Temperatura Final de Transformação Austenítica: A_f (Aquecimento).

Como estas temperaturas são obtidas pela variação de algumas das propriedades físicas, dentre elas como já citado, o calor específico e a resistividade elétrica, isso permite a aplicação de técnicas relacionadas a análise térmica por estas características, destacando-se:

- Calorimetria Diferencial de Varredura (DSC), *Differential Scanning Calorimetry*;
- Resistência Elétrica em função da Temperatura (RET);
- Dilatometria ou Dilatação Linear, *Dilatometry*;
- Análise Térmica Diferencial (DTA), *Differential Thermal Analysis*;
- Análise Termomecânica (TMA), *Thermomechanical Analysis*;
- Análise Dinâmico-Mecânica (DMA), *Dynamic-Mechanical Analysis*.

De acordo com Lojen *et al.* (2005) uma grande variedade destas ligas metálicas pode apresentar o efeito ME, onde é possível se obter uma quantidade significativa de recuperação da deformação imposta ou ainda gerar uma força considerável, empregada em atuadores por exemplo durante o processo de transformação de fase, porém estas propriedades só são obtidas atualmente em uma pequena classe deste material que são as ligas do sistema NiTi e as com base em cobre, como o Cu-Al-Ni.

3.2.2. Superelasticidade (SE)

O efeito da pseudoelasticidade ou superelasticidade é definido como a capacidade que uma LMF tem de restituir grandes percentuais de deformação elástica ou dita pseudoplástica apenas com o cessamento do carregamento mecânico, e neste processo dissipar energia. Para que este fenômeno aconteça é necessário que o material esteja a uma temperatura acima da temperatura final de transformação Austenítica (A_f) (SANTOS, 2011; LAGOUDAS, 2008).

A maior distinção do estado para a elasticidade comum das ligas metálicas é o fato de que na superelasticidade o final do ciclo histerético ou descarregamento não ter o seu retorno pelo mesmo percurso da carga. Na superelasticidade as trajetórias são diferentes, gerando assim um ciclo de dissipação de energia mecânica. Em princípio tanto ao efeito SE quanto o ME são observados em uma mesma amostra, dependendo assim da temperatura do ensaio e do seu histórico termomecânico, contanto que a tensão crítica para as variações da rede seja alta. Como descrito anteriormente a superelasticidade ocorre sempre em temperaturas acima de (A_f), enquanto o efeito de forma ocorre na sequência de uma deformação que advém logo abaixo da temperatura (M_f), que marca o fim da fase Martensítica (LEO, 2007; RAO, 2015).

Analogamente as quatro temperaturas críticas de transformação de fase necessárias no efeito ME, existem quatro tensões críticas de transformação de fase imprescindíveis no efeito superelástico, sendo elas:

- Tensão Inicial de Transformação Martensítica: σ_{Ms} (Carregamento);
- Tensão Final de Transformação Martensítica: σ_{Mf} (Carregamento);
- Tensão Inicial de Transformação Austenítica: σ_{As} (Descarregamento);
- Tensão Final de Transformação Austenítica: σ_{Af} (Descarregamento).

De forma mais detalhada é visto o comportamento SE no gráfico (Tensão/ Deformação) da Figura 40. Nesta curva está evidenciado um ciclo de carregamento e descarregamento que ocorre pela aplicação de tensão crescente quando a liga se encontra em condições isotérmicas.

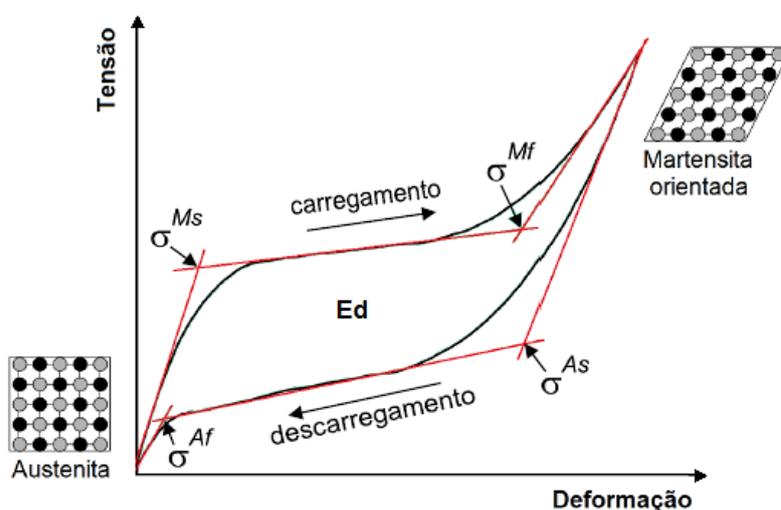


Figura 40 – Curva clássica de uma LMF destacando as tensões críticas de transformações de fases cristalinas. Fonte: Adaptado de Lagoudas (2008) apud Moraes (2017).

Desta forma fica evidente a presença de três estados, como descritos a seguir:

- O comportamento elástico Austenítico, originando (σ_{Ms});
- A deformação da transformação Martensítica, (σ_{Ms}) a (σ_{Mf});
- A deformação elástica da Martensita, a partir de (σ_{Mf}).

No gráfico apresentado na Figura 40 fica evidente que no percurso de descarregamento a curva alcançada é semelhante à do carregamento, com a distinção básica do surgimento da histerese mecânica (H) associada a energia dissipada (E_d). Este fenômeno é possível devido as variações de início e fim da transformação direta (σ_{Ms}) e (σ_{Mf}) em comparação à reversa (σ_{As}) e (σ_{Af}). Desta forma, as principais propriedades deste efeito são:

- A deformação máxima reversível sem transformação de fase (ε_{Ms});
- A variação de tensão ao longo do eixo de tensões ($\Delta\sigma = \sigma_{Mf} - \sigma_{Ms}$);
- A histerese da transformação de fase em tensão ($H_\sigma = \sigma_{Ms} - \sigma_{Af}$);
- O valor limite elástico Austenítico e início da transformação Martensítica e (σ_{Ms}).

3.2.2.1 Concepção e Caracterização de Molas LMF SE

Para concepção/fabricação dos elementos de mola aplicados como atenuadores passivos no protótipo estrutural, faz-se necessário seguir uma determinada metodologia e sequência com o objetivo final de se obter atenuadores operacionais, ou seja, íntegros com relação a sua forma, sem distorções ou empenamentos e aplicáveis com relação a propriedade superelástica do material. Desta forma para que um elemento atenuador LMF NiTi SE seja considerado operacional deve dentro das suas temperaturas críticas de transformação de fase, obtidas via análise térmica, possuir um (A_f) acima da temperatura ambiente local, ou próximo dela, se tornando menos eficiente na dissipação de energia, caso contrário.

De acordo com Oliveira (2017) e Liu *et al.* (2019), a sequência do projeto dos elementos de mola helicoidal se inicia com a seleção comercial do diâmetro da bitola do fio de NiTiNOL, que de forma padrão apresenta uma composição química em torno de $Ni_{50\%}Ti_{50\%}$. Este fio comercial já está na temperatura ambiente sob efeito pseudoelástico. A próxima etapa é impor a forma helicoidal a partir da laminação a frio, para isto o elemento é conformado em um fuso

metálico com ranhuras helicoidais, possibilitando a formação das espiras do elemento. Devido a característica SE da LMF, a força necessária a deformação do material é bem superior a um metal comum desta forma a laminação deve ser auxiliada por um torno mecânico, como visto na Figura 41(a), ou ainda aplicar um resfriamento instantâneo no material por imersão em nitrogênio líquido, para que se aproxime do estado Martensítico e se torne mais flexível. A terceira fase consiste em fixar ou abraçar a mola já laminada no fuso com uma jaqueta. Por fim na quarta etapa o fuso é levado a um forno de indução para conformação do *shape setting*, ou conjunto de forma, pelo tratamento térmico de recozimento. Este tratamento consiste em aquecer a amostra de 400°C a 500°C em um tempo de 20 a 30 minutos, como na Figura 41(b).



Figura 41 – Processo de fabricação de molas helicoidais LMF. (a) Conformação com uso de fuso e torno mecânico; (b) Aplicação de forno em tratamento térmico para *shape setting*. Fonte: Adaptado de Oliveira (2017) e Liu *et al.* (2019).

Após fabricadas ou selecionadas comercialmente, as molas podem ser caracterizadas, aferindo a rigidez estrutural média do elemento, assim como a verificação dos seus parâmetros dimensionais, como número de espiras ativas, diâmetros de fio e espira, ângulo de inclinação, distância entre espiras, etc.

Na Figura 42 é visto alguns dos modelos de molas LMF comerciais ou construídas para aplicação no controle vibracional de protótipos estruturais, para fins de pesquisa. O segundo e terceiro tipo de caracterização é a dita material e estrutural dos elementos, respectivamente, ou denominado testes termomecânicos, como os ensaios de determinação das temperaturas de transformação de fase da LMF, via ensaio térmico DSC ou RET, como de determinação das tensões críticas de transformação e deformação máxima reversível, nos ensaios de tração de natureza quase-estática ou dinâmica, que possibilitam a medição da energia dissipada para as diversas condições de aplicação como as variação de frequência, amplitude e temperatura. Na Figura 43 é visto alguns exemplos de ensaios trativos de molas LMF aplicados na literatura.

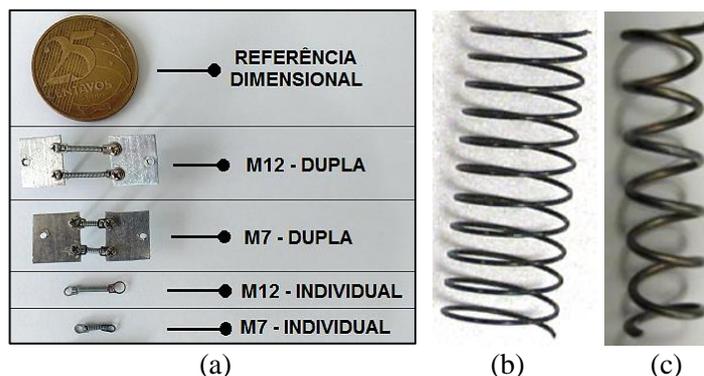


Figura 42 – Molas helicoidais LMF SE para aplicação no controle vibracional. (a) Molas comerciais individuais e duplas com 7 e 12 mm de L_u ; (b) Mola LMF SE; (c) Mola de tração com 2 mm de fio.
Fonte: Adaptado de Moraes (2017); Huang *et al.* (2014) e Liu *et al.* (2019).

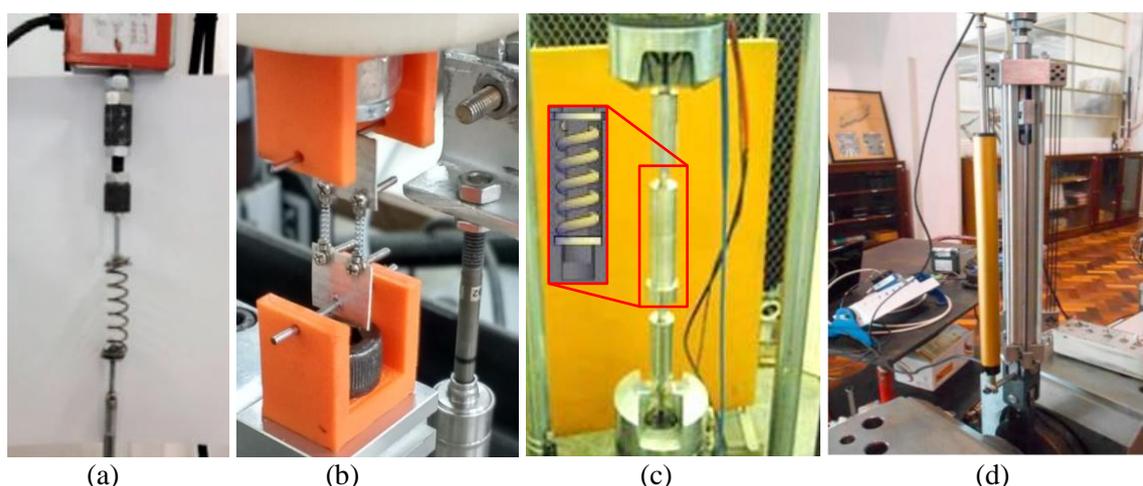


Figura 43 – Ensaio de tração aplicados na caracterização de molas LMF. (a) Teste quase-estático com molas de NiTi; (b) Testes dinâmicos com molas NiTi; (c) Testes dinâmicos com molas de tração/compressão em dispositivo; (d) Ensaio de tração em amortecedor com fios LMF. Fonte: Adaptado de Liu *et al.* (2019); Moraes (2017); Speicher *et al.* (2009) e Morais *et al.* (2017).

Em termos de caracterização material, pode-se destacar um exemplo típico da análise térmica via DSC, Figura 44(a), no qual foi analisada uma amostra macroestrutural de uma liga de NiTiNOL em uma variação de $5^{\circ}\text{C}/\text{min}$ em uma faixa de 100°C a -60°C , a fim de verificar as temperaturas da transformação de fases. No ensaio o elemento de LMF não se encontrava no estado ME, e sim superelástico, pois o material estava a temperatura ambiente, cerca de 22°C , superior a temperatura de transformação de fase final da Austenita, que nesta amostra apresentava valor aproximado de $15,7^{\circ}\text{C}$ (MORAES *et al.*, 2018).

Na Figura 44(b) é denotado um exemplo de caracterização estrutural, via ensaio quase-estático, no qual dois elementos mecânicos do tipo molas helicoidais com 07 mm e 12mm de comprimento útil de uma LMF NiTi SE foi mecanicamente caracterizada com o auxílio de máquina de tração, Instron 5582, em temperatura ambiente, e com controle de deslocamento

de 3mm/min até 450% de deformação. Para este caso foi realizado o cálculo de histerese, que para a mola de 7 mm apresentou dissipação de 0,015J e de 0,026J para a de 12 mm (MORAES *et al.*, 2018). Estes parâmetros são de fundamentais no projeto de dissipadores/amortecedores, e isoladores de vibrações em sistemas reais, validando a caracterização e análise empregada.

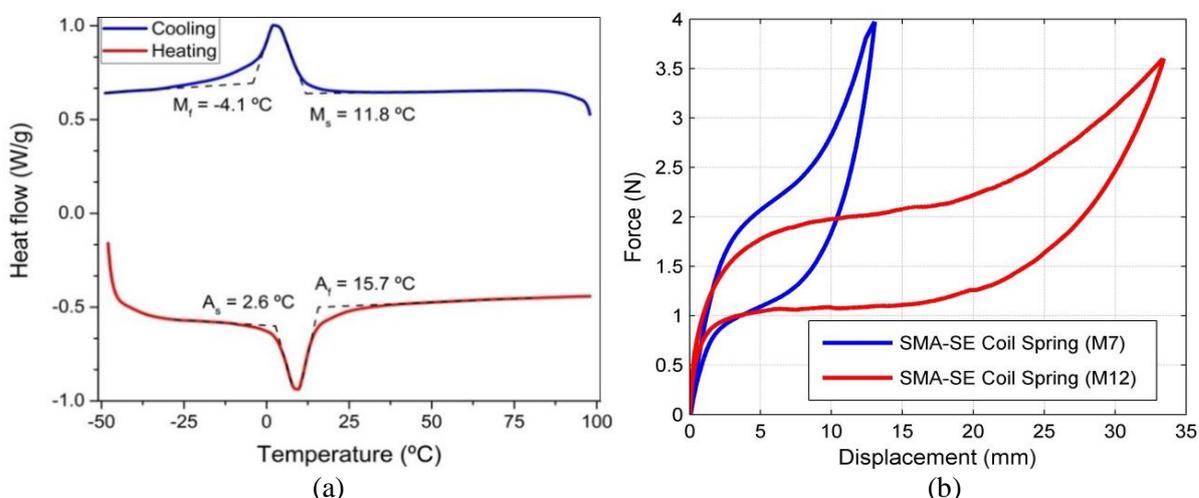


Figura 44 – Ensaios de caracterização aplicados em molas LMF NiTi SE; (a) Gráfico DSC de uma amostra de mola (b) Gráfico quase-estático das molas sob tração. Fonte: Moraes *et al.* (2018).

Na Figura 45 é evidenciado alguns gráficos (Deformação/Tempo) aplicados em testes dinâmicos de molas helicoidais LMF. O objetivo é de se determinar os sublaços dos elementos mecânicos para diversos níveis de deformação.

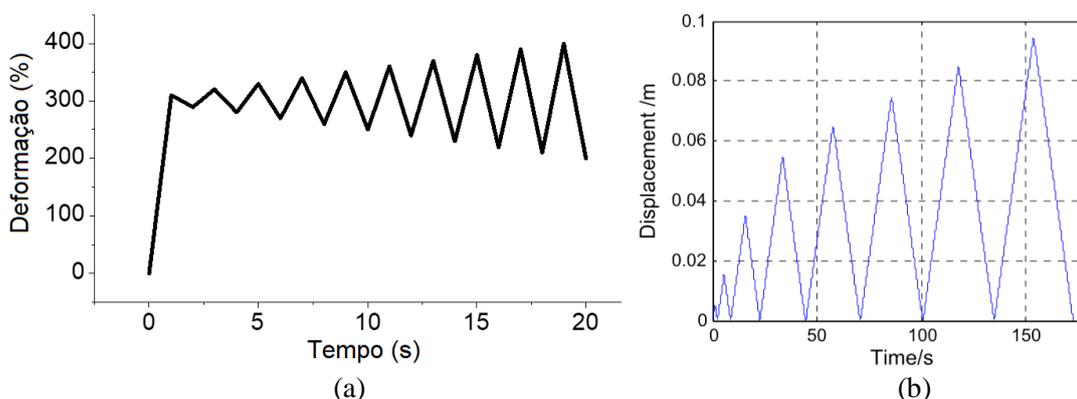


Figura 45 – Curvas típicas (Deslocamento/Tempo) de molas LMF de tração obtidas por ensaio experimental. (a) Ensaio dinâmico com variação cíclica de 10% de deformação; (b) Histórico de carregamento. Fonte: Adaptado de Reis (2018) e Huang *et al.* (2014).

Os testes cíclicos podem ser realizados por dados equipamentos de tração, controlando o deslocamento e variando assim a temperatura do ensaio, se necessário, verificando o nível de energia dissipada para as diversas condições de ambiente. Testes quase-estáticos também

podem ser obtidos com esta técnica, aumentando o nível de deformação em um tempo de ensaio superior. Curvas desta natureza são denotadas em estudos de caracterização mecânica (SPEICHER *et al.*, 2009; REIS, 2018; HUANG *et al.*, 2014). Na Figura 46 é evidenciado o comportamento cíclico de molas LMF a partir de curvas (Força/Deslocamento) para sistemas trativos em diversas pesquisas aplicadas na área (REIS, 2018; LIU *et al.*, 2019; HUANG *et al.*, 2014; PENG *et al.*, 2016). Nestes ensaios torna-se possível determinar distintas variáveis, como energia dissipada pelo volume de material, frequência e amplitudes de deformação para inúmeras condições de ensaio, por exemplo.

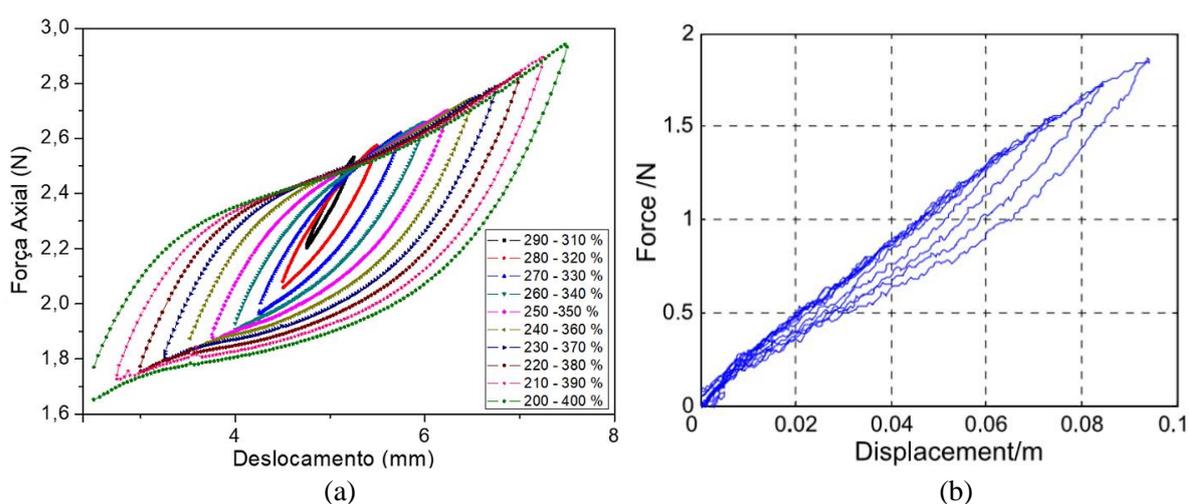


Figura 46 – Curvas (Força/Deslocamento) em molas LMF. (a) Teste dinâmico e *offset* de 300%; (b) Teste quase-estático e variação 90 mm; Fonte: Adaptado de Reis (2018) e Huang *et al.* (2014).

3.3. Aplicações da LMF na Engenharia

Inúmeras são as aplicações das LMF's, atuando em diversas áreas, como a biomedicina, odontologia, aeronáutica, indústria automotiva e aeroespacial, robótica, etc., porém aqui se dará maior importância a sua aplicabilidade em projetos mecânicos, mais precisamente no âmbito de materiais estruturais aplicados a engenharia. De acordo com Jani *et al.* (2013), as aplicações diversas destas ligas estão relacionadas com as suas propriedades e características funcionais, dentre elas o efeito memória de forma simples e duplo, a superelasticidade e ao alto amortecimento estrutural. Recentemente, muitos pesquisadores adotaram uma abordagem experimental para melhorar os atributos das LMF's, aprimorando composições químicas dos materiais com o objetivo de alcançar uma faixa de temperatura operacional ainda mais ampla, e conseqüentemente melhorar a sua resposta e o número de aplicações comerciais.

Na Figura 47 é visto um “gráfico de pizza” referente a produção científica global em termos de publicações de artigos voltados a aplicação das LMF’s em estruturas de engenharia do tipo prediais, entre os anos de 1990 e 2019. Nota-se que a grande parte da produção está concentrada nos países de maior desenvolvimento econômico, como EUA e China.

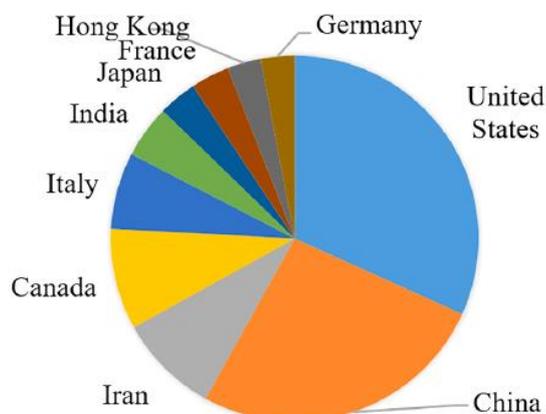


Figura 47 – Publicações científicas com citação às LMF's nas áreas da engenharia e estruturas prediais, de 1990 a 2019. Fonte: Adaptado de Zareie *et al.* (2020).

3.3.1 Aplicações Industriais Típicas

Alguns exemplos típicos são os dispositivos conceituados em atuadores de velocidade termovariável de NiTi, também conhecidas como TVR, apresentadas na Figura 48. Em (1) é visto uma válvula aplicada para controle de fluxo aberta e fechamento de água quente em chuveiros residenciais, como também válvulas de controle de fluxo de gases inflamáveis e tóxicos aplicados em sistemas industriais, (2). Em (3) e (4) é visualizado válvulas aplicadas em caixas de transmissões automáticas para auxílio suave de trocas de marchas e na aplicação do controle da abertura de portas de fornos industriais, respectivamente (JANI *et al.*, 2013).

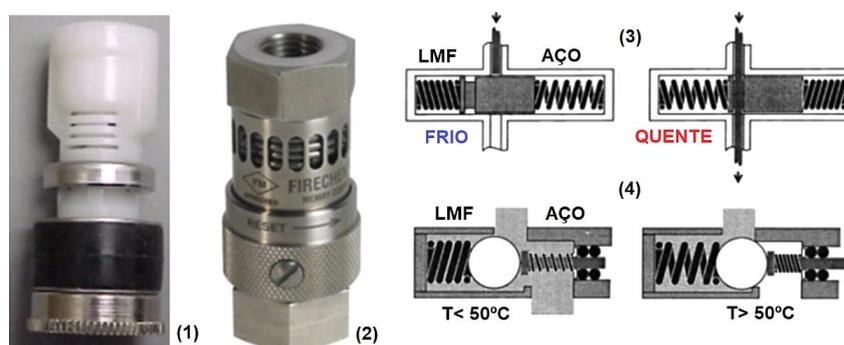


Figura 48 – Aplicação de molas LMF ME em atuadores TVR. Fonte: Adaptado de Wu & Schetky (2000) e Stoeckel & Waram (1992) apud Jani *et al.* (2013).

Na indústria automotiva o número de componentes, em sua grande parte tipo sensores e atuadores, vem aumentando devido à alta demanda por veículos mais modernos, seguros e confortáveis, e com melhor desempenho. Como exemplo tem-se o uso da tecnologia *driveby-wire*, uma alternativa em substituição a atuadores eletromagnéticos. As aplicações potenciais das LMF's em áreas funcionais dos veículos de passageiros são inúmeras, dentre as quais pode-se destacar a atuação no motor de combustão interna, no subsistema de refrigeração, na transmissão de potência, na suspensão, sistema de freios, condicionamento de ar, acionamento de airbags e cintos, ativação de faróis, aplicação na carroceria, armazenamento de energia, sistema de exaustão, entre outros (BUTERA, 2008), como visto na Figura 49.

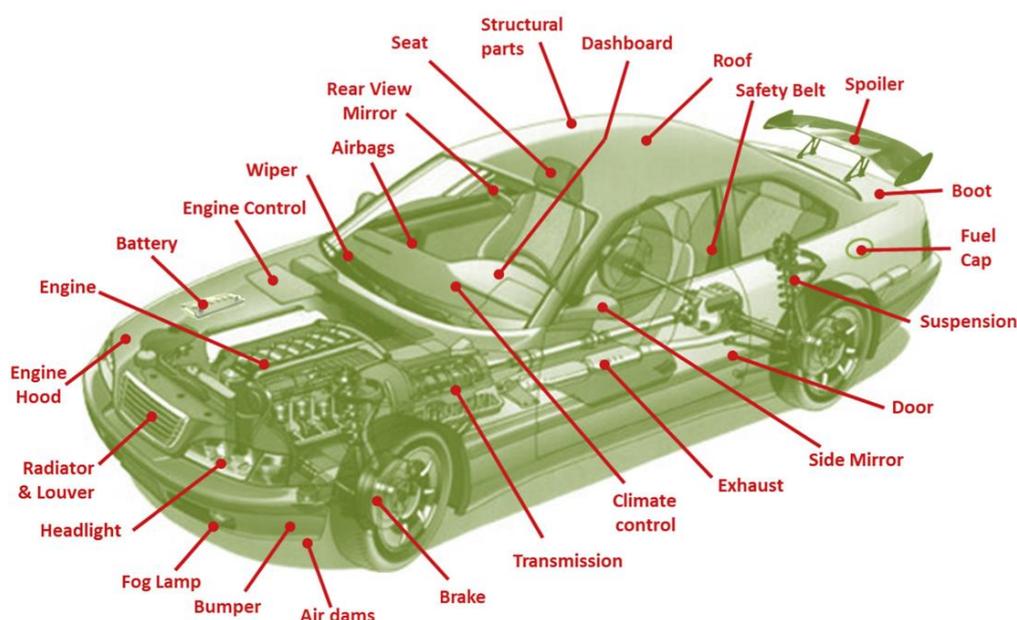


Figura 49 – Aplicações de LMF's em sistemas da indústria automotiva. Fonte: Stoeckel (1990); Butera (2008) e Johnson *et al.* (2004) apud Jani *et al.* (2013).

A grande parte dos componentes aplicados nos sistemas descritos acima funcionam como atuadores de comportamento puramente linear, por exemplo como as dobradiças de espelho retrovisor, abas de controle de temperatura, ajustes e controles de trava/destrava, ou ainda como atuadores termo-ativados, aplicados como exemplo no controle de temperatura, carburação e lubrificação do motor a combustão e embreagens do trem de força (STOECKEL, 1990). Todavia, devido ao fato de as LMF's possuírem boa capacidade de mudança de forma e flexibilidade atuando em projetos de estruturas ativas e adaptativas, as aplicações também estão se expandindo para concepção aerodinâmica e estética do veículo.

Outro ramo da engenharia também bastante explorado em termos de uso e aplicações destes materiais é a indústria aeronáutica e aeroespacial. Nesta condição as LMF's podem ser

aplicadas como dispositivos amortecedores e isoladores de vibrações, dispositivos redutores de ruídos das turbinas, *chevrons* de geometria variável, que modificam o perfil de saída dos gases de exaustão variando sua turbulência e conseqüentemente o nível de ruído, sistema de asa telescópica ou flexível, trem de pouso retrátil, ou ainda componentes dos motores a jato e da fuselagem, atuadores e aero-estruturas (MANZO *et al.*; MABE *et al.*, 2005 e MABE *et al.*, 2011). Na Figura 50 é evidenciado as aplicações potenciais para este setor.

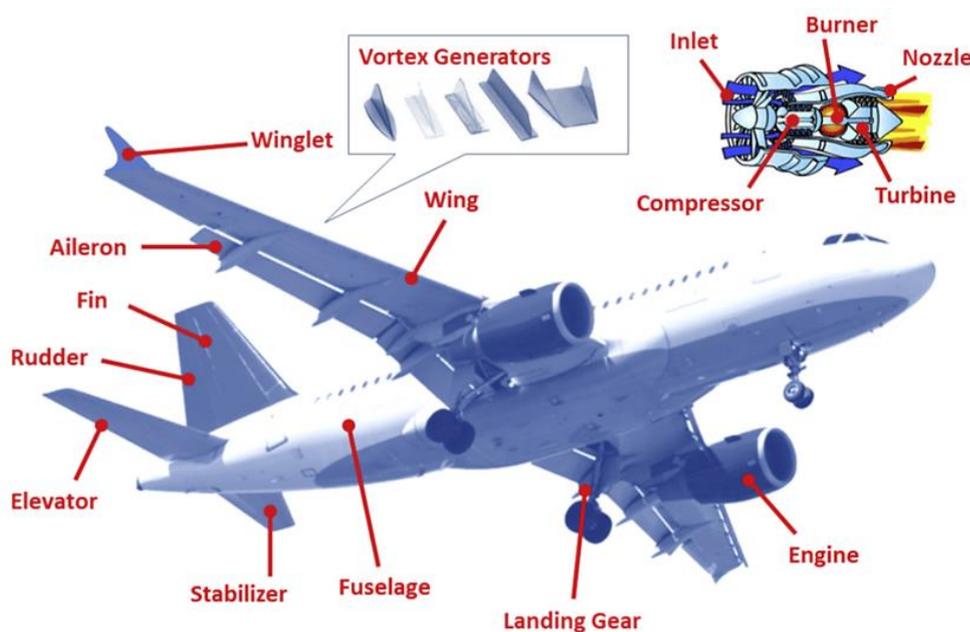


Figura 50 – Aplicações de LMF's em sistemas da indústria aeronáutica. Fonte: Bil *et al.* (2013) e Hartl & Lagoudas (2007) apud Jani *et al.* (2013).

Segundo Sreekumar *et al.* (2007) e Furuya & Shimada (1991) desde a década de 1980, as LMF's vêm sendo utilizadas em uma ampla variedade de sistemas robóticos comerciais, especialmente com a aplicação de micro atuadores ou em forma de músculos artificiais. Na atualidade a maioria das aplicações robóticas que utilizam estes materiais são ditas como biologicamente inspiradas de princípio de concepção biomecânica e usadas na área biomédica.

De acordo com Jani *et al.* (2013), os principais desafios relevantes para o domínio da robótica vão desde o aumento do desempenho, miniaturização da plataforma de *hardware*, até o acréscimo de inteligência artificial "A.I" no sistema integrado, com atributos de pequenas dimensões físicas, alta rapidez na resposta, confiabilidade e autonomia. Dentre as inúmeras questões e dificuldades técnicas pode-se destacar a fixação dos elementos, a baixa resistência elétrica, a miniaturização de conexões elétricas para micro robôs e os problemas da baixa eficiência de controle. Na Figura 51 é exibido alguns dos principais potenciais de aplicações

no domínio da robótica da atualidade, dentre elas robôs humanoides, os robôs inspirados em animais e insetos com características de voo, rotação, rastejo, nado e caminhada.



Figura 51 – Aplicações de LMF's em sistemas da indústria robótica. Fonte: Kheirikhah *et al.* (2011) e Furuya & Shimada (1991) apud Jani *et al.* (2013).

3.3.2. Aplicações em Estruturas sob Ações Sísmicas

Em muitas aplicações de engenharia vários elementos como fios, molas, varas, cabos, barras e vigas de LMF vêm sendo utilizados como forma de minimizar e controlar os efeitos vibracionais em estruturas de pontes, edifícios e outras construções, devido principalmente a sua excelente capacidade de dissipação de energia e centralização dos pisos em determinado ponto quando solicitado (WILSON & WESOLOWSKY, 2005 apud MORAES, 2017).

Segundo Morais *et al.* (2017), as LMF's são aplicadas em amortecedores pelo fato de apresentarem a formação de um dado ciclo histerético que reduz significativamente a energia transmitida as estruturas. Assim à natureza aleatória da excitação sísmica pode apresentar aspectos vantajosos para o sistema visto que este dispositivo poderá minimizar movimentos indesejáveis para níveis de carregamento relativamente baixos, como a incidência de ventos e sismos de baixa intensidade, como também permitir uma boa variedade de deslocamentos para terremotos de média intensidade e carregamento constante, além de poder resistir a um certo nível de deslocamento adicional da estrutura se submetida a sismos de alta intensidade. Na Figura 52 é ilustrado curvas de resposta de um sistema estrutural quando incorporado de um dispositivo de isolamento de base e assim submetido a um terremoto de 6,7 Mw de magnitude.

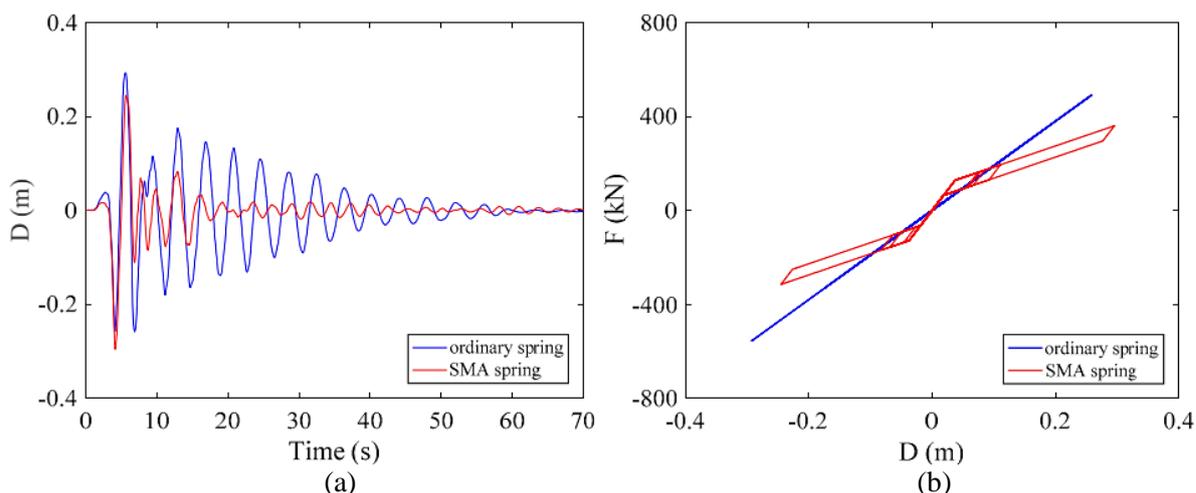


Figura 52 – Curvas de resposta de sistema submetido a terremoto e controlado por isolamento de base, comparando molas comuns e LMF. (a) Curvas (Deslocamento x Tempo); (b) Curvas de histerese (Força x Deslocamento). Fonte: Liu *et al.* (2019).

Como já citado anteriormente as LMF's possuem características físicas únicas que as tornam candidatas bem-sucedidas para as aplicações na engenharia estrutural, principalmente por desempenharem um papel de dispositivos que podem ser integrados a diversos tipos de sistemas com o intuito de fornecer funções como a detecção, dissipação de energia, atuação, monitoramento, adaptação e na cicatrização. Nos últimos anos intensos esforços de pesquisa estão sendo concentrados neste campo, com ênfase para sistemas sísmicos e de controle de resposta, onde alguns dispositivos já foram propostos para incorporar às estruturas submetidas a condições variadas de carga (FUGAZZA, 2003).

Na Figura 53(a) é exemplificado um tipo de sistema que aplica tendões superelásticos como reforço em um pórtico de estrutura predial (MENNA *et al.*, 2015). A grande vantagem deste tipo de dispositivo em comparação com alguns tirantes de aço comum, é que o aço possui ductilidade limitada, baixo amortecimento e comportamento assimétrico da tensão, e o fato dos tendões LMF ainda apresentarem um pequeno efeito de dependência do tempo de cargas, enquanto outros dispositivos viscoelásticos exibem uma taxa considerável de dependência.

Em consonância com o pesquisador Alam *et al.* (2007), em áreas sísmicas ativas, pontes e edifícios também podem ser propensos a danos estruturais, devido a grandes deslocamentos laterais durante um determinado evento de tremor de terra ou terremoto. Em vista disto, a integridade destes sistemas tem sido uma área de intenso interesse na qual o uso de elementos LMF como reforço vem sendo investigada. Em muitos casos o uso de barras superelásticas tensionadas são usadas como reforços ou força de fixação, recentralizando os braços ou vigas unidas em colunas, ajudando assim no controle dos deslocamentos entre estes componentes

(SONG *et al.*, 2006). Na Figura 53(b) é evidenciado o uso de barras deste tipo de material, aplicadas no reforço de junção viga-pilar e ancoragem em fundações, atenuando vibrações em sistemas sob ação sísmica.

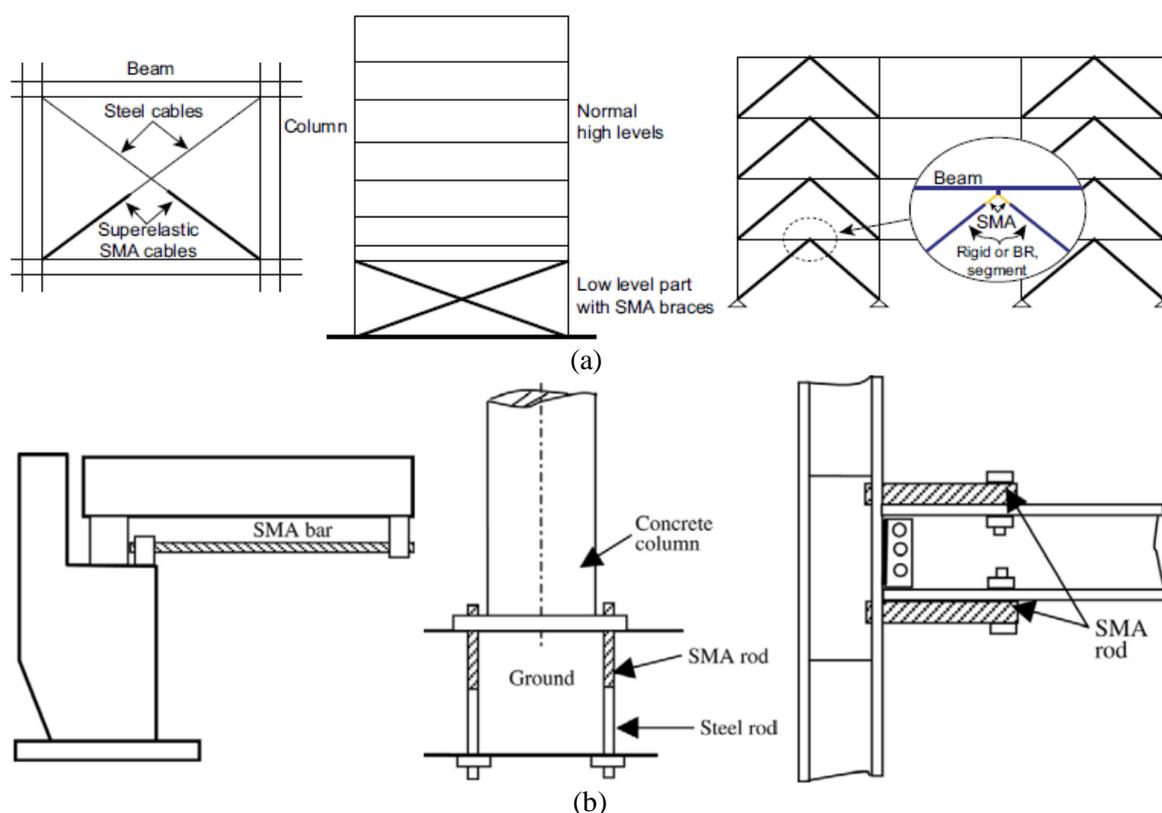


Figura 53 – Sistemas aplicados no controle vibracional sísmico de estruturas civis. (a) Tendões LMF SE aplicados como reforço estrutural em pórticos; (b) Barras LMF SE aplicadas em uniões vigas-pilares e em placa de ancoragem. Fonte: Menna *et al.* (2015) e Song *et al.* (2006).

Moraes (2017) denotou a importância da calibração e sintonização dos atenuadores. Este procedimento foi realizado de forma que os elementos sejam acoplados a partir de conexões secundárias como tirantes de aço, olhais de acoplamento, placas de ancoragem e parafusos de fixação. As conexões recebem uma pré-deformação de modo que deformam os elementos até um certo nível, dentro da faixa de atuação projetada. Este fato se dá porque tais conectores possuem uma rigidez superior à dos elementos de atenuação, possibilitando a transferência de tensão exclusivamente a eles. Pode-se considerar então que o acréscimo de amortecimento deverá ser associado apenas aos elementos de atuação. Desta forma a pré-deformação ou *offset* foi implementada mediante aferições e calibração aplicadas com auxílio de paquímetro. Na Figura 54 é visto como foi realizada a fixação dos conectores na estrutura, como também nos atenuadores. Observa-se também a aferição para o ajuste do *offset*.

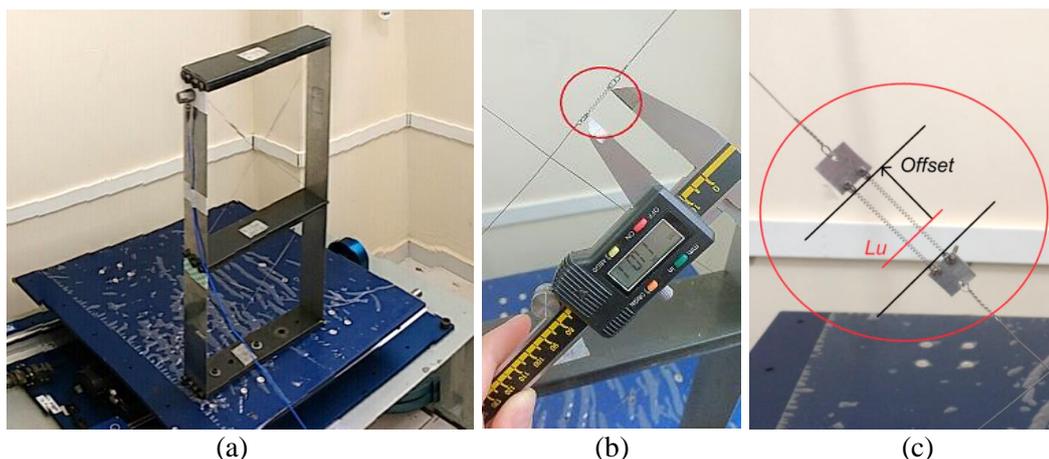


Figura 54 – Esquema de acoplamento e calibração de elementos atenuadores LMF em pórtico submetido a sismo. (a) Estrutura de 2GDL sob *Shake Table*; (b) Calibração das molas LMF com paquímetro; (c) *Offset* em dispositivo de contraventamento. Fonte: Adaptado de Moraes (2017).

Pode-se citar como outros exemplos do emprego desta técnica a adição de certas barras de LMF aplicadas na Torre da Igreja de San Giorgio, na Itália, que quando eram tensionadas, aumentavam a sua rigidez e por conseguinte sua estabilidade e integridade (JANKE, *et al.*, 2005 e MENNA, *et al.*, 2015). Como também a incorporação de molas LMF SE em sistema tipo turbina eólica para geração de energia elétrica. Segundo Reis (2018) os resultados obtidos da análise modal apontaram para um elevado acréscimo de amortecimento, com redução na amplitude de deslocamento em até 40%. A incorporação dos elementos nas pás da turbina de 160 W proporcionou uma redução de 11dB sem alterar a rigidez das pás e com acréscimo de apenas 0,44% na massa delas, validando o emprego dos amortecedores no sistema.

3.3.3. Estado da Arte

Nesta etapa evidencia-se uma revisão do estado da arte abrangendo o desenvolvimento recente das aplicações deste material em infraestruturas, incluindo construções de concreto, aço e madeira. Assim pode-se afirmar que as ligas com memória de forma são consideradas uma nova geração de materiais “inteligentes” e com uma capacidade de recuperar sua forma pré-definida depois de experimentar uma alta carga mecânica. Estas propriedades tornam a LMF uma excelente alternativa para aplicações de controle estrutural em vários sistemas de engenharia, principalmente os de construção civil. Na Tabela 1 a seguir é apresentado esta revisão considerando alguns trabalhos e pesquisas pioneiras e atuais desta área. Esta análise revela a valorização da LMF na dissipação de energia de excitações externas, particularmente cargas sísmicas, sendo de suma importância na integridade e vida útil do sistema.

Tabela 1 – Resumo dos recentes avanços das aplicações das LMF's em sistemas de engenharia. Fonte: Autoria Própria.

Autores (Ano)	Estrutura de Estudo	Técnica de Análise	Tipos de Excitação	Elementos de Controle	Classificação da Pesquisa
<i>Zareie & Zabihollah (2020)</i>	<i>Estruturas marítimas e offshore</i>	<i>Sistema aberto para simulação de engenharia e terremotos (OpenSees)</i>	<i>Abalos sísmicos</i>	<i>Sistema LMF-MRF, Sistema viscoso</i>	<i>Analítica e numérica</i>
<i>Zareie et al. (2020)</i>	<i>Estruturas civis</i>	<i>Revisão de artigos</i>	<i>Carregamentos diversos</i>	<i>Dispositivos LMF</i>	<i>Qualitativa</i>
<i>Shahabi et al. (2020)</i>	<i>Estruturas civis</i>	<i>Revisão de artigos</i>	<i>Abalos sísmicos</i>	<i>Sistemas de isolamento de base diversos</i>	<i>Qualitativa</i>
<i>Mirzai & Hu JW (2019)</i>	-	<i>Análise no ABAQUS</i>	<i>Carregamentos cíclicos</i>	<i>Amortecedores LMF, Dispositivos de Fricção, Molas de Poliuretano</i>	<i>Numérica</i>
<i>Ghafoori et al. (2019)</i>	<i>Estruturas civis</i>	<i>Modelo de engenharia simples</i>	<i>Ensaio de deformação</i>	<i>Membros de protensão Fe-LMF</i>	<i>Analítica e experimental</i>
<i>Liu et al. (2019)</i>	<i>Estruturas civis</i>	<i>Sistema aberto para simulação de engenharia e terremotos (OpenSees)</i>	<i>Carregamentos cíclicos e terremotos</i>	<i>Sistema de isolamento de base com molas LMF -SE</i>	<i>Analítica e numérica</i>
<i>Gur, S. et al. (2019)</i>	<i>Estrutura de aço</i>	<i>Análise de modelo constitutivos termomecânicos e análises de fragilidade sísmica</i>	<i>Carregamentos cíclicos e terremotos</i>	<i>Amortecedores LMF e viscosos</i>	<i>Analítica</i>
<i>Fulin & Ping (2018)</i>	<i>Estruturas civis</i>	<i>Revisão de artigos</i>	<i>Carregamentos diversos</i>	<i>Dispositivos diversos</i>	<i>Qualitativa</i>
<i>Morais et al. (2017)</i>	<i>Protótipo em escala reduzida</i>	<i>Análise de energia dissipada e parâmetros</i>	<i>Carregamentos cíclicos</i>	<i>Amortecedor de fios de LMF</i>	<i>experimental</i>
<i>Peng et al. (2016)</i>	<i>Estruturas de engenharia</i>	<i>Análise no MATLAB e curvas de histerese experimental</i>	<i>Carregamentos sísmicos</i>	<i>Isolador de molas LMF, Rolamento de fricção SFB</i>	<i>Experimental e numérica</i>
<i>Menna et al. (2015)</i>	<i>Estruturas de engenharia</i>	<i>Revisão de artigos</i>	<i>Abalos sísmicos</i>	<i>Dispositivos diversos LMF</i>	<i>Qualitativa</i>

<i>Huang et al. (2014)</i>	<i>Estrutura de aço 2GDL</i>	<i>Teste de tração e análise de respostas sísmicas</i>	<i>Carga periódica e carregamento sísmico</i>	<i>Sistema de isolamento de base com molas LMF -SE</i>	<i>Experimental e numérica</i>
<i>Attanasi & Auricchio (2011)</i>	<i>Dispositivo de Isolamento</i>	<i>Ensaio de caracterização e análise de curvas de histerese</i>	<i>Carregamentos cíclicos</i>	<i>Molas LMF SE de tração/compressão</i>	<i>Analítica e experimental</i>
<i>Fernandes, F. M. et al. (2010)</i>	<i>Estruturas civis</i>	<i>Ensaio de caracterização</i>	<i>Carregamentos dinâmicos e térmicos</i>	<i>Liga LMF NiTi</i>	<i>Analítica e experimental</i>
<i>Speicher et al. (2009)</i>	<i>Estruturas civis</i>	<i>Teste de tração e análise de respostas sísmicas</i>	<i>Carregamentos dinâmicos e sísmicos</i>	<i>Dispositivo LMF tração/compressão</i>	<i>Experimental</i>
<i>Attanasi et al. (2008)</i>	<i>Estruturas de engenharia</i>	<i>Teste de tração e análise de respostas sísmicas</i>	<i>Carregamentos cíclicos e terremotos</i>	<i>Dispositivo de isolamento de base com LMF</i>	<i>Analítica e experimental</i>
<i>Alam et al. (2007)</i>	<i>Infraestrutura civil</i>	<i>Revisão de artigos</i>	<i>Carregamentos diversos</i>	<i>Dispositivos LMF de reforço e reparo</i>	<i>Qualitativa</i>
<i>Song et al. (2006)</i>	<i>Estruturas civis</i>	<i>Revisão de artigos</i>	<i>Carregamentos diversos</i>	<i>Sistemas passivos, ativos de semiativos de LMF</i>	<i>Qualitativa</i>
<i>Fugazza, D. & Auricchio, F. (2006)</i>	<i>Estruturas de engenharia</i>	<i>Ensaio de caracterização e análise de respostas sísmicas</i>	<i>Carregamentos dinâmicos e sísmicos</i>	<i>Dispositivos LMF</i>	<i>Numérica</i>
<i>Wilson, J. & Wesolowsky, M. (2005)</i>	<i>Estruturas de engenharia</i>	<i>Revisão de artigos</i>	<i>Carregamento sísmico</i>	<i>Dispositivos LMF</i>	<i>Qualitativa</i>
<i>Dolce & Cardone (2001)</i>	<i>Estruturas submetidas a sismos</i>	<i>Ensaio de tração e Programa de teste MANSIDE</i>	<i>Carregamentos cíclicos</i>	<i>Fios LMF-SE</i>	<i>Experimental</i>

CAPÍTULO IV

MODELAGEM E PARÂMETROS DE PROJETO

4.1. Modelagem de Sistemas Dinâmicos

Segundo Rao (2008), Inman (2007) e Beards (1996), parâmetros dinâmicos de sistemas mecânicos podem ser descritos como as frequências naturais de vibração, os modos de vibrar associados as frequências e os respectivos coeficientes de amortecimento. Neste sentido, para a obtenção destas variáveis deve-se caracterizar o sistema definindo hipóteses e simplificações quando necessário.

Deste modo, tomando como exemplo, conceitua-se um sistema estrutural do tipo pórtico de edifício constituído de (n) pisos, ou graus de liberdade, e assume-se suas colunas como sem deformação axial e pisos infinitamente rígidos, assim pode-se representar o modelo como na Figura 55. Desta forma, cada piso está associado a um grau de movimentação, e respectivo deslocamento horizontal, com quaisquer rotações nulas, logo as frequências torcionais são inexistentes para este sistema. Outra simplificação é a adoção das colunas do pórtico por dois pilares, sistema no plano, alterando-as de acordo com o modelo e equações específicas.

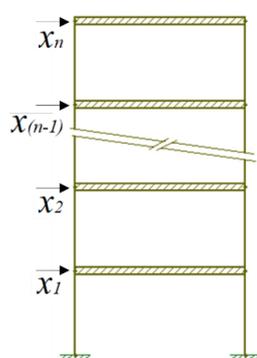


Figura 55 – Pórtico de edifício com (n) GDL's. Fonte: Autoria Própria.

4.1.1. Representação Por Equações de Movimento

As equações de movimento para um sistema dinâmico podem ser obtidas pela aplicação de leis regidas pela física, expressando assim o comportamento de um sistema. Desta forma,

para a modelagem de sistemas mecânicos e estruturais a dedução destas equações é realizada em vistas da segunda lei de Newton, a lei da ação e aceleração, no qual o somatório de forças que atuam em um corpo se iguala ao produto de sua inércia pela aceleração (Rao, 2008; Nise, 2013 e Moutinho, 2007).

A Figura 56 evidencia a representação de um sistema massa-mola-amortecedor viscoso com (n) graus de liberdade. Desta forma, a modelagem dinâmica pode ser concretizada a partir da Equação (6), onde $(\ddot{\vec{x}}; \dot{\vec{x}}; \vec{x})$ representam vetores de aceleração, velocidade e deslocamento do corpo, respectivamente, e $(m\ddot{\vec{x}}; c\dot{\vec{x}}; k\vec{x})$ como os vetores da força de inércia, amortecimento viscoso e força elástica, respectivamente, porém no entanto descritas sob forma matricial.

$$[m]\ddot{\vec{x}}(t) + [c]\dot{\vec{x}}(t) + [k]\vec{x}(t) = \vec{f}(t) \quad (6)$$

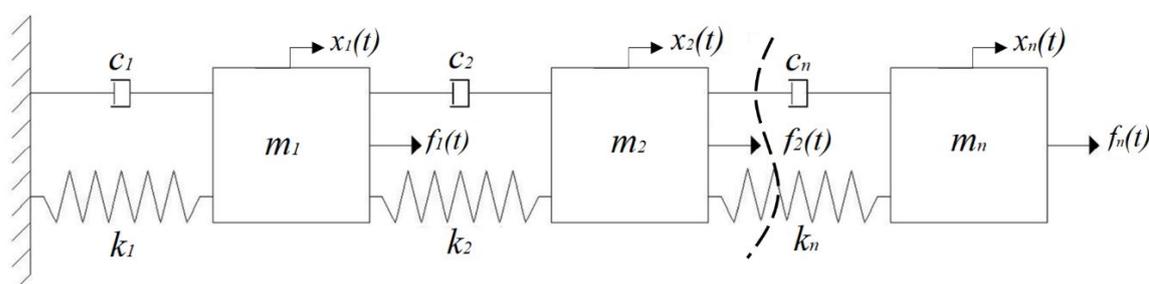


Figura 56 – Sistema massa-mola-amortecedor de um modelo com (n) GDL's. Fonte: Adaptado de Chaves (2010).

Analisando o sistema representado na Figura 56, pode-se perceber que cada massa tem maior influência no respectivo grau de liberdade em que ela está associada. Já em relação ao pórtico de edifício da Figura 55 o comportamento é similar, com a massa de cada pavimento interferindo no deslocamento deste piso. Assim a matriz de massa é uma matriz diagonal, em que cada valor numérico corresponde a inércia de cada piso.

$$[m] = \begin{bmatrix} m_1 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & m_{n-1} & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & m_n \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$[c] = \begin{bmatrix} c_1 + c_2 & -c_2 & 0 & \dots & 0 \\ -c_2 & c_2 + c_3 & -c_3 & \ddots & \vdots \\ 0 & -c_3 & \ddots & \ddots & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & c_{n-1} + c_n & -c_n \\ 0 & \dots & 0 & -c_n & c_n \end{bmatrix}$$

$$[k] = \begin{bmatrix} k_1 + k_2 & -k_2 & 0 & \dots & 0 \\ -k_2 & k_2 + k_3 & -k_3 & \ddots & \vdots \\ 0 & -k_3 & \ddots & \ddots & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & k_{n-1} + k_n & -k_n \\ 0 & \dots & 0 & -k_n & k_n \end{bmatrix}$$

$$\ddot{\vec{x}}(t) = \begin{Bmatrix} \ddot{x}_1(t) \\ \ddot{x}_2(t) \\ \vdots \\ \ddot{x}_{(n-1)}(t) \\ \ddot{x}_n(t) \end{Bmatrix} \quad \dot{\vec{x}}(t) = \begin{Bmatrix} \dot{x}_1(t) \\ \dot{x}_2(t) \\ \vdots \\ \dot{x}_{(n-1)}(t) \\ \dot{x}_n(t) \end{Bmatrix} \quad \vec{x}(t) = \begin{Bmatrix} x_1(t) \\ x_2(t) \\ \vdots \\ x_{(n-1)}(t) \\ x_n(t) \end{Bmatrix} \quad (8)$$

$$\vec{f}(t) = \begin{Bmatrix} f_1(t) \\ f_2(t) \\ \vdots \\ f_{(n-1)}(t) \\ f_n(t) \end{Bmatrix} \quad (9)$$

Logo, na Equação (7) são visualizadas as matrizes de inércia ou massa, amortecimento e rigidez configuradas para um sistema com (n) GDL's. Também é abordado na Equação (8) em forma matricial, a aceleração, velocidade e deslocamento, e na Equação (9) a matriz de força, solicitação ou perturbação externa, todas elas aplicadas na equação de movimento para o caso geral (RAO, 2008; INMAN, 2007).

4.2. Sistemas Estruturais com 3GDL

De acordo com Rao (2008), os sistemas que apresentam 3GDL requerem em termos de modelagem três coordenadas independentes para descrever o seu movimento completamente. De modo geral, as três equações de movimento para um sistema deste tipo estão na forma de equações diferenciais acopladas entre si, ou seja, cada equação está relacionada com as três coordenadas independentes do sistema podendo ser descritas como $(x_1, x_2$ e $x_3)$, no tempo.

Assumindo uma solução harmônica para cada uma destas coordenadas, as equações de movimento de Newton resultarão em três respostas acopladas com as três frequências naturais e com amplitudes de deslocamento máximas. Para um dado sistema em vibração livre, ou seja, quando nenhuma força externa atua após a excitação inicial uma das frequências ressonantes

terá amplitudes relacionadas de maneira específica denominado assim como modo principal de vibração (RAO, 2008). Na Figura 57 (a) é visto uma representação de um modelo estrutural com 3GDL denotando os parâmetros estruturais e pontos de medição. Na Figura 57(b) é visto uma estrutura real do tipo pórtico de edifício fabricado com pré-moldados de concreto.



Figura 57 – Sistemas estruturais de 3GDL. (a) Modelo físico do pórtico; (b) Estrutura de pré-moldados de concreto com três pavimentos. Fonte: Adaptado de Moutinho (2007) e Central Premoldados Ltda. (2017).

4.2.1. Estrutura Sob Vibração Livre

Assumindo o modelo dinâmico geral para sistemas com (n) GDL's caracterizado pela aplicação da equação de movimento de Newton, descrita na Equação (6), pode-se modelar o sistema estrutural adotado nesta tese, sistema com 3GDL, considerando as matrizes de massa, amortecimento, rigidez e força, respectivamente, como na Equação (10).

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & 0 \\ 0 & 0 & m_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_1(t) \\ \ddot{x}_2(t) \\ \ddot{x}_3(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1 + c_2 & -c_2 & 0 \\ -c_2 & c_2 + c_3 & -c_3 \\ 0 & -c_3 & c_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}_1(t) \\ \dot{x}_2(t) \\ \dot{x}_3(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 + k_2 & -k_2 & 0 \\ -k_2 & k_2 + k_3 & -k_3 \\ 0 & -k_3 & k_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1(t) \\ x_2(t) \\ x_3(t) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f_1(t) \\ f_2(t) \\ f_3(t) \end{Bmatrix} \quad (10)$$

Para fins de simplificação do modelo, adota-se inicialmente a matriz de amortecimento viscoso $[c]$, como sendo nulo, ou seja, o sistema é conservativo, neste caso se qualquer valor de energia for lhe fornecida sob forma de deslocamentos ou velocidades iniciais ele vibrará

livremente e de forma indefinida pois nenhuma energia será dissipada. Para este caso, também se considera que a força excitadora externa será igual a zero, significando que o sistema está sob vibração livre. Assim a Equação (10) pode ser reescrita como na Equação (11).

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & 0 \\ 0 & 0 & m_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_1(t) \\ \ddot{x}_2(t) \\ \ddot{x}_3(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 + k_2 & -k_2 & 0 \\ -k_2 & k_2 + k_3 & -k_3 \\ 0 & -k_3 & k_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1(t) \\ x_2(t) \\ x_3(t) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (11)$$

Desta forma, pode-se determinar as frequências naturais e modos de vibrar do modelo a partir da Equação (11), denotada aqui na forma matricial. Segundo Rao (2008) é possível observar que cada massa terá maior influência no seu respectivo grau de liberdade e que as coordenadas gerais são as mesmas que os deslocamentos reais destes pisos, neste caso a matriz de massa [m] é uma matriz diagonal, em que cada valor corresponde a inércia de cada piso. Pode-se solucionar então a equação de movimento por uma solução da forma da Equação (12), no qual (\vec{X}_i) é um vetor e $[x(t)]$ é a função de resposta no tempo (RAO, 2008).

$$x_i(t) = \vec{X}_i x(t); \quad i = 1, 2, 3. \quad (12)$$

Em termos físicos é confirmado que a razão entre amplitudes de coordenadas independe do tempo, logo elas possuem movimentos síncronos ou harmônicos, ou seja, a configuração do sistema não se modifica, apenas sua amplitude. Esta configuração é dada pelo vetor (\vec{X}_i) , denominado de vetor das formas modais (RAO, 2008). Substituindo agora a Equação (12) na Equação (11), obtêm-se a Equação (13) que pode ser reescrita de forma vetorial com as três equações separadas, da qual pode-se obter relações particulares.

$$[m]\vec{X}_i \ddot{x}(t) + [k]\vec{X}_i x(t) = \vec{0} \quad (13)$$

Procedendo as manipulações algébricas, encontra-se a Equação (14), que representa o problema de autovalor, no qual (ω_{ni}^2) são os autovalores ou valores característicos, e (\vec{X}_i) os autovetores, com modo vibracional associado à frequência natural (ω_{ni}) do sistema.

$$\{[k] - \omega_{ni}^2 \cdot [m]\} \cdot \vec{X}_i = \vec{0} \quad (14)$$

A sua expansão resulta em uma equação polinomial de *i-ésima* ordem, de forma que a solução não-trivial de um sistema homogêneo é obtida a partir do determinante da matriz de coeficientes desta equação, que deve ser nulo, resultando na Equação (15):

$$\Delta = |k_{ij} - \omega_{ni}^2 \cdot m_{ij}| = |[k] - \omega_{ni}^2 \cdot [m]| = 0 \quad (15)$$

Segundo Rao (2008) existe vários métodos disponíveis para resolver um problema de autovalor, para este caso será aplicado um método elementar no qual a solução da equação característica ou polinomial pode ser reescrita como a Equação (16). Onde: ($\lambda_i = 1/\omega_{ni}^2$).

$$|\lambda_i [k] - [m]| \vec{X}_i = \vec{0} \quad (16)$$

Multiplicando a Equação (16) por $[k]^{-1}$, e assumindo assim uma matriz dinâmica do tipo ($[D] = [m] \cdot [k]^{-1}$), e $[I]$ como sendo uma matriz identidade, têm-se a Equação (17).

$$|\lambda_i [I] - [D]| \vec{X}_i = 0 \quad (17)$$

O problema de autovalor é denominado de problema-padrão de autovalor, e para uma solução não-trivial de (\vec{X}_i), o determinante característico deve ser zero, logo tem-se:

$$\Delta = |\lambda_i [I] - [D]| = 0 \quad (18)$$

Para um caso específico de um sistema com 3GDL, a forma da matriz dinâmica segue como descrito na Equação (19). A solução da equação característica pode ser aplicada com o auxílio de um dado método numérico, determinando assim suas raízes e consequentemente as suas frequências naturais e modos de vibrar do sistema.

$$[D] = \begin{bmatrix} m_1 & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & 0 \\ 0 & 0 & m_3 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} k_1 + k_2 & -k_2 & 0 \\ -k_2 & k_2 + k_3 & -k_3 \\ 0 & -k_3 & k_3 \end{bmatrix}^{-1} \quad (19)$$

Na Figura 58 é evidenciado o comportamento dinâmico típico das formas modais de um sistema estrutural com três graus de liberdade. Cada um destes autovetores $[\vec{X}_i^{(j)}]$, com (j) sendo a variação de amplitudes em cada massa, foram obtidos na solução da Equação (17), com o conjunto de vetores observados na Equação (20), onde refere-se ao primeiro, segundo e terceiro modo de vibrar, respectivamente. O algoritmo desta análise é visto no Apêndice B1, juntamente com as FRF's dos três pisos, obtidas acrescentando a matriz de amortecimento gerada a partir de fatores médios experimentais da estrutura sob vibração forçada, sem controle.

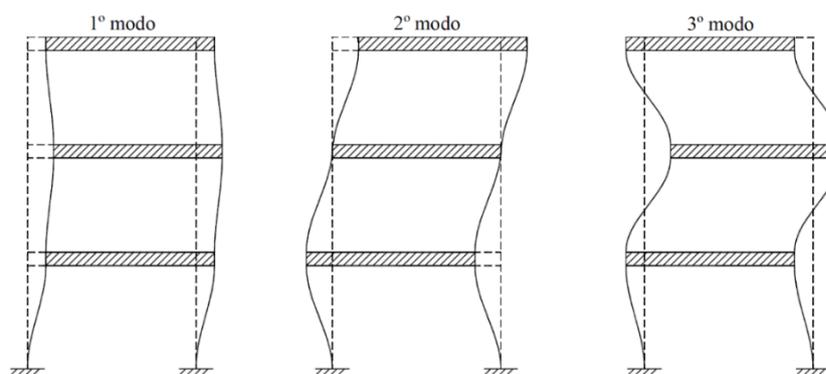


Figura 58 – Esquematisação dos modos de vibrar de uma estrutura de três pavimentos com 3GDL.
Fonte: Adaptado de Moutinho (2007).

$$\vec{X}_1^{(j)} \begin{Bmatrix} \vec{X}_1^{(1)} \\ \vec{X}_1^{(2)} \\ \vec{X}_1^{(3)} \end{Bmatrix}; \vec{X}_2^{(j)} \begin{Bmatrix} \vec{X}_2^{(1)} \\ \vec{X}_2^{(2)} \\ \vec{X}_2^{(3)} \end{Bmatrix}; \vec{X}_3^{(j)} \begin{Bmatrix} \vec{X}_3^{(1)} \\ \vec{X}_3^{(2)} \\ \vec{X}_3^{(3)} \end{Bmatrix} \quad (20)$$

Para o caso em que se considera a base da estrutura como um elemento móvel dotado de massa, amortecimento e elasticidade, pode-se adicionar a estrutura mais uma coordenada independente ou grau de movimentação, com um total de 4GDL. Este caso se assemelha ao sistema de controle para recentragem e isolamento de base projetado nesta pesquisa, o DRIV. O algoritmo desta análise é visto no Apêndice B2, juntamente com as FRF's dos três pisos, obtidas acrescentando a matriz de amortecimento gerada a partir de fatores médios experimentais da estrutura sob vibração forçada, sem controle, e das molas de aço incorporadas a base.

4.2.2. Estrutura Sob Vibração Forçada

Analisando uma estrutura com 3GDL quando submetida a um deslocamento harmônico permanente agindo na base, como considerado na estrutura da Figura 59(a), sem desprezar o

amortecimento estrutural imposto, pode-se modelar o sistema a partir do Diagrama de Corpo Livre (DCL) da Figura 59(b), no qual a resposta a este tipo de excitação poderá ser encontrada como modelado a seguir:

$$m\ddot{x}(t) + c\dot{x}(t) + kx(t) - F(t) = 0 \quad (21)$$

$$m_1\ddot{x}_1 - c_1(\dot{x}_B - \dot{x}_1) + c_2(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) - k_1(x_B - x_1) + k_2(x_1 - x_2) = 0$$

$$m_2\ddot{x}_2 - c_2(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) + c_3(\dot{x}_2 - \dot{x}_3) - k_2(x_1 - x_2) + k_3(x_2 - x_3) = 0$$

$$m_3\ddot{x}_3 - c_3(\dot{x}_2 - \dot{x}_3) - k_3(x_2 - x_3) = 0$$

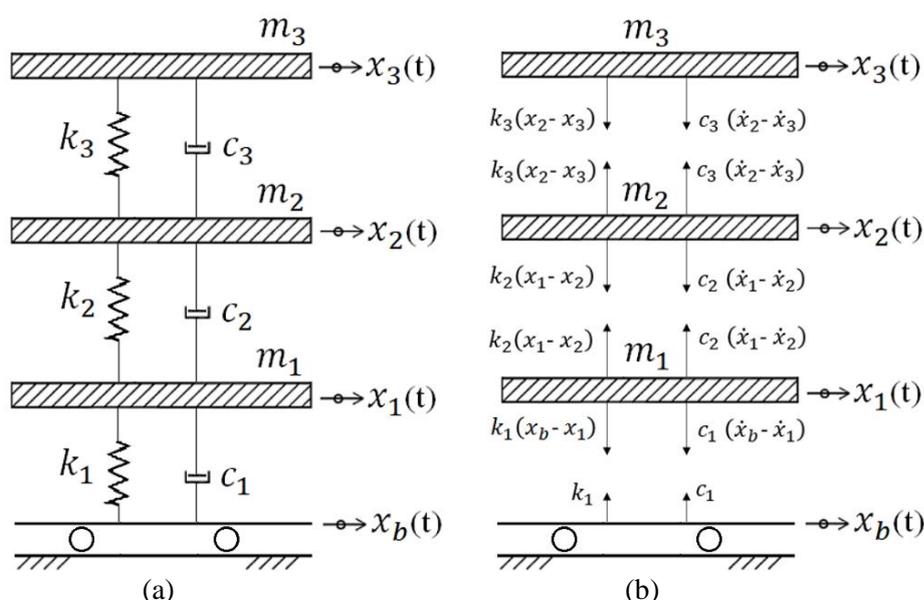


Figura 59 – Representação de sistema estrutural de 3GDL sob excitação permanente de base. (a) Diagrama de massas concentradas; (b) DCL do sistema. Fonte: Autoria Própria.

Após um rearranjo dos termos da Equação (21) chega-se à expressão na qual $[F_1(t)]$ é a força de entrada imposta a base da estrutura, que é função da rigidez e do amortecimento do primeiro piso, juntamente com o deslocamento e velocidade da base, e $[F_2(t) = F_3(t)]$ sendo consideradas forças nulas. Desta forma, obtêm-se um conjunto de equações acopladas como pode ser visto na Equação (22):

$$[m_1\ddot{x}_1 + (c_1 + c_2)\dot{x}_1 + (k_1 + k_2)x_1] + [-c_2\dot{x}_2 - k_2x_2] = [c_1\dot{x}_B + k_1x_B] = F_1(t) \quad (22)$$

$$[m_2\ddot{x}_2 + (c_2 + c_3)\dot{x}_2 + (k_2 + k_3)x_2] + [-c_2\dot{x}_1 - k_2x_1] + [-c_3\dot{x}_3 - k_3x_3] = 0$$

$$[m_3\ddot{x}_3 + c_3\dot{x}_3 + k_3x_3] + [-c_3\dot{x}_2 - k_3x_2] = 0$$

Uma das formas de solução deste conjunto de equações no tempo é a transformação no domínio de Laplace, no qual pode-se assumir determinadas condições iniciais e hipóteses do sistema, reescrevendo as equações sob forma matricial em Funções de Transferência (FT), e assim determinando as respostas dinâmicas referentes aos três pavimentos da estrutura para uma dada força de excitação de base. Outro método é reescrever as equações de movimento no formato de equações de espaço de estado.

4.3. Caracterização de Parâmetros Estruturais

Na caracterização dos parâmetros estruturais da estrutura com 3GDL faz-se necessário associar o agrupamento dos elementos de massa, rigidez e amortecimento e correlacionar um sistema de múltiplos graus de liberdade que descreva o modelo. Assim de acordo com Chopra (1995) e Inman (2007), em estudos relacionados à dinâmica de estruturas é importante estimar os parâmetros que dependem diretamente das suas propriedades físicas. Segundo Rao (2008), um sistema mecânico é composto de elementos de massa, como vigas, lajes, pisos etc., outros dotados de elasticidade, como pilares, colunas, tirantes etc., e alguns tipos de amortecimento.

○ *Parâmetros de Massa ou Inércia:*

Os elementos dotados de massa ou inércia possuem uma determinada quantidade de energia cinética (E_c) quando um deslocamento l he é imposto. Esta energia pode ser definida como sendo função de duas componentes de velocidade que agem perpendicular ao plano de movimento e dependem da massa e momento de inércia polar, ambas atuando no centro de massa do corpo, como descrito na Equação (23).

$$E_c = \frac{1}{2}mv^2 + \frac{1}{2}I\omega^2 \quad (23)$$

Ainda segundo Rao (2008) pode-se admitir que o elemento de massa é um corpo rígido e que poderá ter sua energia cinética modificada sempre que a velocidade linear ou angular variar. Na grande parte das aplicações deve-se usar um modelo matemático para representar o sistema físico, no qual a inércia pode ser identificada mais facilmente.

Um exemplo típico é um modelo de edifício de vários andares. Assumindo que massas que compõem a estrutura, como colunas, uniões, etc., são desprezíveis em relação aos pisos, o edifício pode ser modelado como um sistema de (n) graus de liberdade no qual as massas podem ser substituídas por uma massa equivalente a um sistema de 1GDL, como visualizado na Equação (24), obtida igualando as energias cinéticas.

$$m_{eq} = m_1 + \sum_{n=1}^j \left(\frac{l_{n+1}}{l_1} \right)^2 m_{n+1} \quad (24)$$

Para este caso (l_{n+1}) e (m_{n+1}) podem ser descritos como os comprimentos das colunas e massas dos respectivos pisos. Em termos de massa dos componentes estruturais, pode-se determinar a inércia de todos os componentes que compõem o modelo, de forma analítica. Para isso deve-se conhecer as dimensões e materiais dos seus elementos estruturais. Desta forma, estes valores podem ser obtidos pela Equação (25), onde (ρ_i) e (\forall_i) se refere a massa específica e volume respectivos, e (i) equivalendo a variação dos elementos estruturais, como colunas, pisos e base.

$$m_E = \sum \rho_i \forall_i \quad (25)$$

o *Parâmetros de Rigidez ou Constante Elástica:*

Na análise do parâmetro de rigidez estrutural de um sistema, pode-se adotar em muitas aplicações práticas várias molas lineares usadas em associação, e por fim determinar uma rigidez relacionada a uma única mola equivalente. Na Figura 60 é ilustrado dois sistemas do tipo massa-mola na vertical aplicadas nas deduções das expressões para a constante elástica equivalente (k_{eq}), de sistemas associados em paralelo e em série.

Na Equação (26) é derivada uma expressão para a constante elástica equivalente (k_p) de (n) molas associadas em paralelo quando submetidas a uma carga (W) e mesma deflexão estática (δ_{st}), de acordo com a Figura 60(a). Já na Equação (27) é denotado a expressão que representa a associação de (n) molas em série e conseqüentemente a sua constante equivalente (k_s), como visto na Figura 60(b).

$$k_p = k_1 + k_2 + \dots k_n \quad (26)$$

$$\frac{1}{k_s} = \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} + \dots \frac{1}{k_n} \quad (27)$$

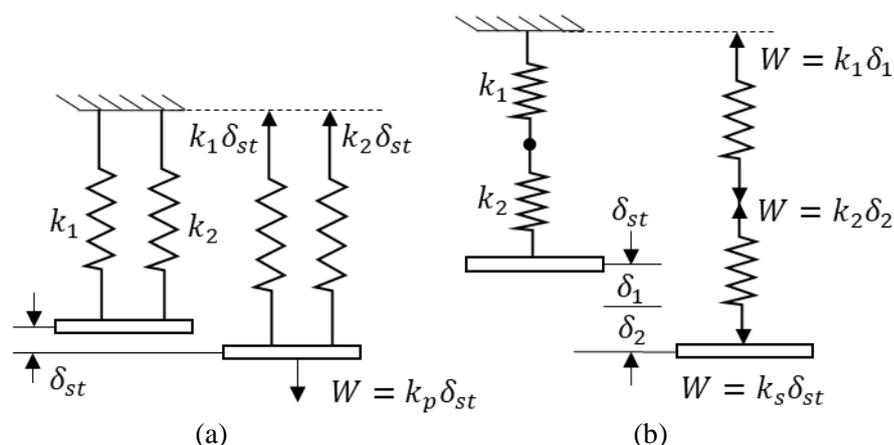


Figura 60 – Representação de sistemas massa-mola aplicadas na rigidez equivalente. (a) Associação de molas em paralelo; (b) Associação de molas em série. Fonte: Adaptado de Rao (2008).

Analisando um sistema estrutural de referência, como visto na Figura 61(a), pode-se considerar que a coluna é o suporte linear elástico e a massa sendo rígida ($E \cdot I_b = \infty$), no qual ($E \cdot I_c$) é a rigidez e (l) o comprimento da coluna, (CHOPRA, 1995). No cálculo da rigidez, (I_c) é o momento de inércia de área, assim para uma união articulada entre a massa e a coluna, a deflexão sofrida ($x_{m\acute{a}x}$) pela aplicação de uma força (F) é dada conforme a Figura 61(b). Logo, a rigidez pode ser calculada como na Equação (28).

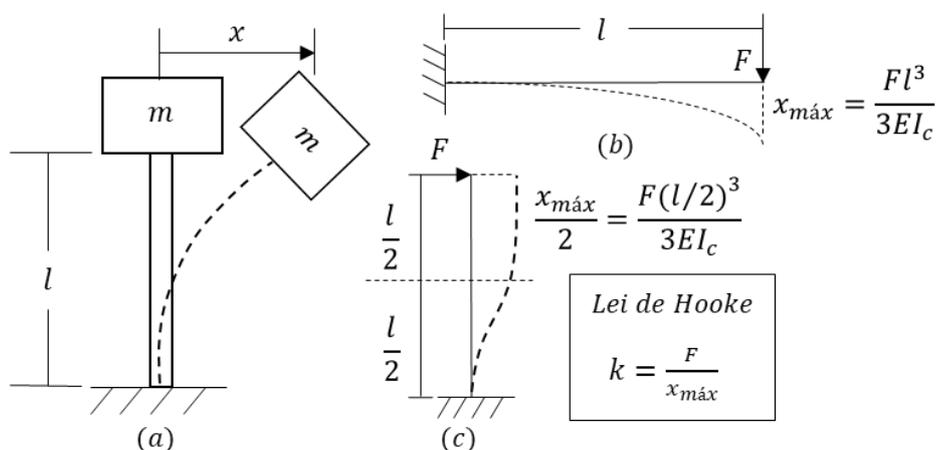


Figura 61 – Sistema para dedução de rigidez equivalente com variação do tipo de união. (a) Sistema 1GDL mono-engastada; (b) União articulada; (c) União rígida. Fonte: Adaptado de Rao (2008).

$$k = \frac{3 \cdot E \cdot I_c}{l^3} \quad (28)$$

Em aplicações reais de engenharia a união entre uma massa e a coluna que a sustenta é na maioria das vezes uma conexão rígida, logo a deflexão sofrida é deduzida e dada conforme apresentado na Figura 61(c), o que leva a expressão da Equação (29).

$$k = \frac{12.E.I_c}{l^3} \quad (29)$$

No caso de um modelo de pórtico com (j) pisos, a equivalência é definida como uma associação de (n) molas em série sofrendo ação de uma carga com respectivos alongamentos. Logo a constante elástica equivalente (k_{eq}) pode ser descrita pela Equação (27). Desta forma, (k_1) refere-se à rigidez atribuída pelas colunas do primeiro piso e (k_j) referindo-se a rigidez do j -ésimo piso. A rigidez pode ser obtida por gráficos de (Força/Deslocamento), referentes à rigidez dos pisos e a rigidez equivalente. Neste procedimento, adota-se massas padronizadas que originam as forças em $[f(t)]$ a serem acionadas a estrutura, obtendo-se os deslocamentos em $[x(t)]$, medidos em cada piso. Esta aferição é realizada em regime estático com $(t \rightarrow \infty)$.

Para o sistema em estudo, a rigidez das colunas dos pisos, a equivalente da estrutura e a dos atenuadores devem ser estimadas na fase de projeto, pois quando os elementos de controle forem construídos devem apresentar flexibilidade suficiente para não interferirem na dinâmica do sistema, ou seja, não modificar as suas frequências naturais e modos de vibração.

Estes elementos também devem ser rígidos o bastante para incorporar um grau de tensão cisalhante relevante, e assim uma alta transformação de fase, contribuindo de forma direta na dissipação de energia e acréscimo de amortecimento histerético. Dito isto, é evidenciado uma ilustração de pórtico de um andar para o caso de união viga-pilar rígida, Figura 62, caso que mais se aproxima ao sistema estudado.

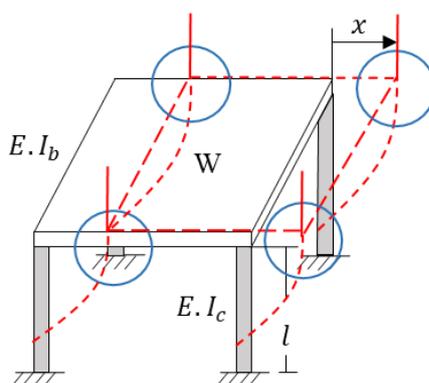


Figura 62 – Placa retangular suportada por quatro colunas com conexões vigas-pilares rígidas. Fonte: Adaptado de Rao (2008).

Assumindo a Equação (26) para colunas em paralelo, a Equação (29) para união viga-pilar rígida, e admitindo a presença de quatro colunas iguais de mesmo material e dimensões, têm-se a rigidez deste piso modelada como na Equação (30). Para a estrutura adotada, que possui três pisos, a rigidez equivalente pode ser calculada pela associação de molas em série, Equação (27), onde a *j-ésima* (*j*) se refere ao número do piso, (*j* = 1, 2 e 3). Desta forma, a rigidez equivalente (k_{eq}) do modelo foi definida como na Equação (31).

$$k_j = \sum_{n=1}^4 k_n = 4 \left(\frac{12EI_c}{l^3} \right) = \frac{48EI_c}{l^3} \quad (30)$$

$$\frac{1}{k_{eq}} = \sum_{j=1}^3 \frac{1}{k_j} = \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} + \frac{1}{k_3} \quad (31)$$

○ *Parâmetros de Amortecimento:*

Em modelos de sistemas mecânicos considera-se três principais tipos de amortecimento que podem atuar de forma simultânea no sistema. Estas formas de dissipação de energia podem ser classificadas em amortecimento por atrito seco ou de Coulomb, amortecimento viscoso e amortecimento material ou histerético. Um exemplo deste fenômeno poderia ser definido como um amortecedor viscoso incorporado em uma junção viga-pilar de um pórtico.

Neste caso, é possível inferir a presença de três tipos de amortecimentos atuando no sistema e atenuando os efeitos de vibrações ao longo de um abalo sísmico ou uma forte rajada de vento. Todavia, é mais evidente que a maior parcela deste amortecimento seria devido a atuação do amortecedor hidráulico instalado na estrutura, porém outra parcela será devida a fricção das uniões e ligações estruturais, correspondendo a um amortecedor por atrito, e por fim uma certa parcela de amortecimento devido ao atrito interno do material, como concreto, aço, madeira, cerâmica compósito, etc., correspondendo ao amortecimento histerético.

Segundo Beards (1996) o amortecimento histerético não possui dependência direta da frequência de excitação, com isto uma modelagem que simplifica o amortecimento material como viscoso não oferece alta precisão em sua resposta. Este fato é devido ao amortecimento material está relacionado diretamente com a deformação sofrida, logo para uma excitação em uma determinada taxa que garanta um determinado campo de deformação faz-se possível uma modelagem, como evidenciada a partir das Equações (32) e (33) a seguir:

$$\sigma = \sigma_o \text{sen}(\omega t + \phi) \quad (32)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_o \text{sen}(\omega t) \quad (33)$$

O campo de tensão mecânica (σ) pode induzir no sistema um campo de deformação (ε), estando ambos defasados em um ângulo de fase (ϕ). Sabendo que a tensão está em fase com a deformação, em um ângulo reto, e assumindo uma variável complexa, o módulo complexo de elasticidade (E_i) pode ser dado pela Equação (34).

$$E_i = E' + iE'' \quad (34)$$

No qual, (E') é o módulo de armazenamento e está em uma certa fase com a deformação e, (E'') o módulo de perda. Logo o fator de perda, *loss factor*, ou (β), que é adimensional, está relacionado com o amortecimento histerético, sendo dado pela razão de módulos, ou como a tangente do ângulo de fase, como visto na Equação (35):

$$\beta = E''/E' \rightarrow \beta = \tan(\phi) \quad (35)$$

Neste caso não é admissível uma separação de forma real da rigidez estrutural (k) e seu amortecimento histerético (β), desta forma na modelagem deve ser estabelecida como sendo a quantificação destas duas grandezas, denominada de rigidez complexa (k_i), Equação (36):

$$k_i = k(1 + i\beta) \quad (36)$$

Para uma resposta em regime permanente e sob excitação harmônica de frequência (ω), no qual (X) é a amplitude do sinal no tempo, tem-se que a força de amortecimento histerético (ihx), pode ser definida a partir de uma equivalência com a força viscosa ($c_h \dot{x}$), onde (h) e ($c_h = c\omega$) são dados na mesma unidade, para este caso deve-se dividir pela frequência de excitação (ω). Logo obtém-se a Equação (37):

$$c_h \dot{x} = i\omega h X e^{i\omega t} \rightarrow (c_h/\omega) \dot{x} = ihx \quad (37)$$

Tomando a equação de movimento de Newton, e assumindo uma solução para força de amortecimento por histerese como uma equivalência da força de amortecimento viscoso, no qual para um sistema com 1GDL a equação de movimento pode ser reescrita em função da rigidez complexa (k_i), como visto na Equação (38). Na Figura 63(a) é visto que a dissipação ou atenuação do deslocamento a partir da atuação de uma força harmônica é devida a parcela referente a constante de amortecimento viscoso, (c). Para o caso da Figura 63(b) a dissipação de energia se dá pela atuação do amortecimento estrutural ou histerético, constante (h).

$$m\ddot{x} + (k + ih)x = 0 \quad (38)$$

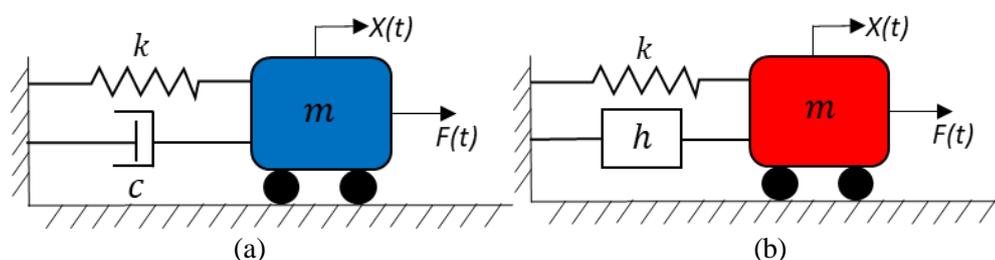


Figura 63 – Modelo massa-mola-amortecedor de um sistema simplificado com 1GDL. (a) Amortecimento viscoso; (b) Amortecimento histerético. Fonte: Adaptada de Reis (2018).

Assim, o fator de amortecimento histerético pode ser definido por ($\beta = h/k$). Segundo Rao (2008), (ξ) ou (β) podem ser determinados pelo decremento logarítmico (δ_{log}), e desta maneira uma relação direta entre eles pode ser determinada, Equação (39), com as constantes equivalentes seguindo a seguinte relação, de acordo com a Equação (40):

$$\xi = \beta/2 \rightarrow \xi = h/2k \quad (39)$$

$$c = \xi c_c \rightarrow c = h/\omega \quad (40)$$

Quando se constrói um gráfico (Força/Deslocamento) como visto na Figura 64, pode-se determinar a energia dissipada pelo amortecedor em um ciclo de movimento. Este valor é tido como a integral de linha que representa a formação de um laço, ou um *loop*, formado no ciclo. Logo, esta energia pode ser calculada pela Equação (41).

$$E_d = \oint F dx \quad (41)$$

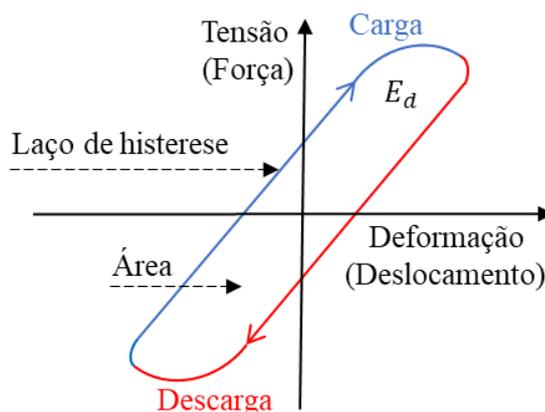


Figura 64 – Laço de histerese em ciclo completo. Fonte: Adaptado de Rao (2008).

Admitindo que o deslocamento de um ciclo tem comportamento harmônico e, portanto, a força resultante do amortecimento histerético e do elemento elástico opera na massa como descrito na Equação (42):

$$F = kx + i\beta kx$$

$$F = kx \pm \beta k \left(\sqrt{X^2 - x^2} \right) \quad (42)$$

Logo a energia dissipada em ($N \cdot m$), pode ser obtida pela Equação (43), como também para um correspondente amortecimento viscoso. A energia dissipada é dada pela área dos laços formadas nas elipses de histerese. Desta forma é fácil observar que quando relacionada ao amortecimento viscoso depende diretamente da taxa de excitação, enquanto quando se refere ao histerético é dependente da rigidez e amplitude do carregamento. No entanto, uma variável de interesse é estudar a influência da taxa de deformação de elementos com histerese na redução da resposta dinâmica de sistemas estruturais, tendo em vista que o acréscimo de rigidez, mesmo com a redução de (E_d), pode auxiliar no processo de controle.

$$E_d = \int_0^x \left[kx \pm \beta k \left(\sqrt{X^2 - x^2} \right) \right] d(x) = \pi\beta kX^2 = \pi c\omega X^2 \quad (43)$$

4.4. Análise Modal de Sistemas Estruturais

De acordo com Rao (2008) e Inman (2007), a análise modal é definida como o estudo das características dinâmicas de um sistema físico quando submetido a vibrações de natureza

mecânica. Desta forma, esta análise relaciona o campo de medições das respostas dinâmicas estruturais para todo um espectro de frequências. O resultado disto é a obtenção de parâmetros como as frequências naturais e modos vibracionais associados a estas frequências.

Desta maneira, a resposta dinâmica de um sistema poderá ser obtida a partir de várias técnicas de análise, dentre elas a análise em regime permanente, transiente e determinísticos. Um exemplo de análise da resposta permanente é o estudo do comportamento dinâmico de suspensão veicular, a medição de vibrações da carroceria de um veículo quando movimentada, ou ainda, o estudo de padrões sonoros em uma fonte de ruído, entre outros. Na Figura 65 é visualizado uma aplicação industrial de análise modal realizada sobre a fuselagem de asa de uma aeronave, Figura 65(a), e em carroceria de veículo automotor, Figura 65(b), com o intuito de se determinar o seu comportamento quando excitados por um *shaker* eletromagnético.

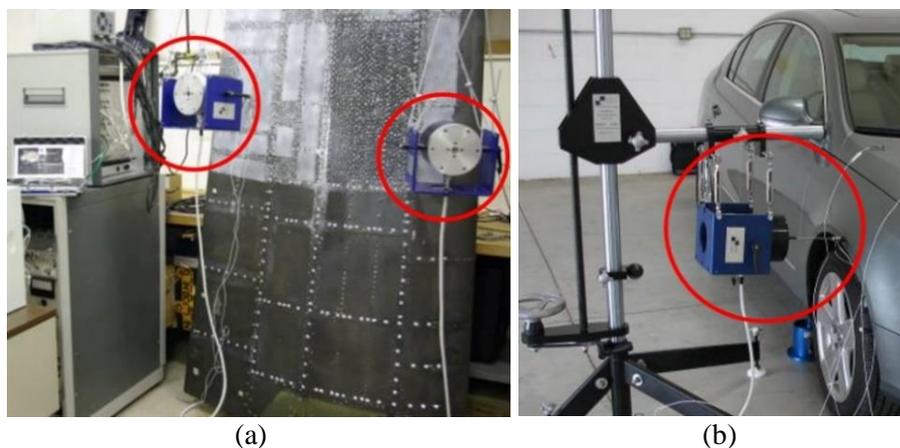


Figura 65 – Análise modal em sistemas mecânicos por excitação permanente de *shaker* eletromagnético. (a) Excitação em fuselagem de asa de aeronave; (b) Excitação em carroceria de veículo. Fonte: Adaptado de Modal Shop (2019).

Na Figura 66 são ilustrados alguns equipamentos comerciais do formato mesa vibratória aplicados na excitação harmônica de sistemas estruturais, pela base. Estes sistemas também podem ser aplicados na geração de sinais aleatórios não-determinísticos.

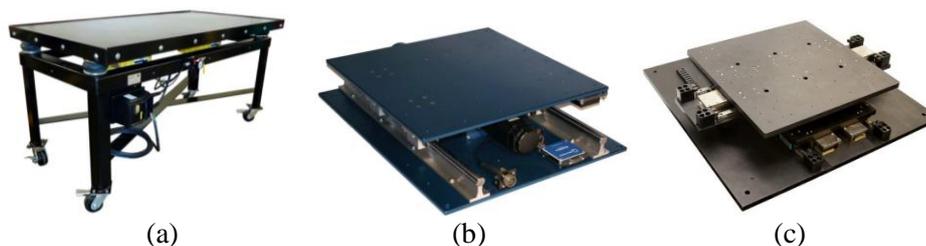


Figura 66 – Mesas vibratórias aplicadas na análise modal de sistemas estruturais por excitação permanente de base. (a) Aplicação em teste de vida útil de perfis de concreto pré-fabricados (b) Mesa unidirecional; (c) Mesa bidirecional. Fonte: Adaptado de Martin Eng. (2019) e Quanser (2019).

Já na análise da resposta transiente, geralmente não há com rigor o interesse de se conhecer a resposta temporal do sistema, mas sim em caracterizá-la de uma forma qualitativa (MOUTINHO, 2007). Logo, existe um conjunto de parâmetros que fornecem informações qualitativas relacionadas a como o sistema responde a uma excitação externa, tendo grande relevância no projeto de sistemas de controle. Estes parâmetros podem ser definidos como o tempo de pico do sinal (T_p), o sobre-sinal percentual, ou *overshoot* (P_u), o tempo de subida (T_s), e o tempo de assentamento ou repouso (T_a). Na Figura 67(a) é visto uma resposta típica ao degrau e na Figura 67(b) um aparato de análise modal para excitação do tipo transiente.

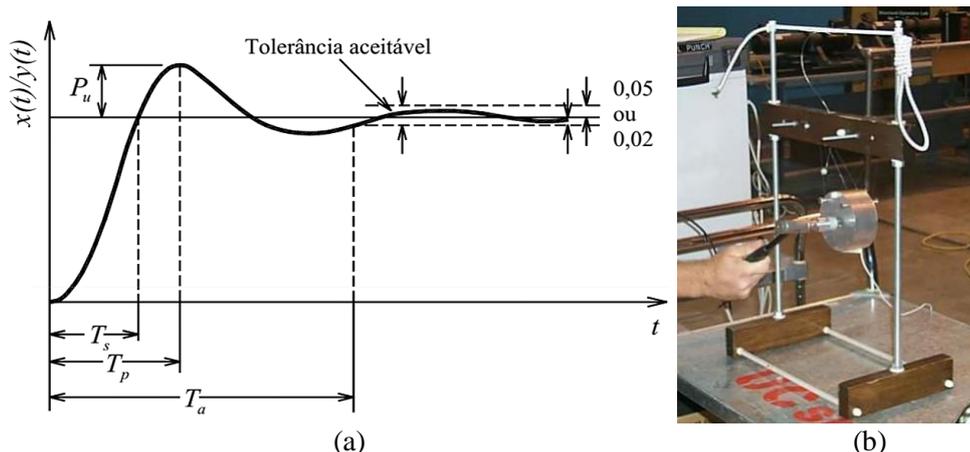


Figura 67 – Análise modal em sistemas mecânicos por excitação transiente. (a) Sinal de resposta transiente para uma entrada do tipo degrau; (b) Montagem de calibração de um martelo de impacto.
Fonte: Adaptado de Moutinho (2007) e Modal Shop (2019).

Atualmente sistemas de testes são concretizados a partir da aplicação de transdutores, vibrômetros, analisadores de sinais, computadores, entre outros. A análise de sinais é baseada principalmente na análise de Fourier, como descrito adiante, nesta condição o resultado é uma função de transferência, cujos parâmetros de massa, frequências e amortecimento podem ser estimados. Estes resultados também podem ser aplicados para comparar e correlacionar as soluções com outros métodos, como o método numérico de elementos finitos, por exemplo.

Estes métodos matemáticos ou numéricos são utilizados comumente na análise de sinais no domínio do tempo e frequência, para entradas definidas, podendo ter caráter permanente: como as funções harmônicas periódicas e os carregamentos quase-estáticos ou monotônicos; transientes: como as funções do tipo degrau, rampa, impulso, sinais de colisões e explosões; pseudo-aleatórias: com periodicidade definida e/ou regida por uma função matemática, ou ainda totalmente aleatórias como os sinais de sismos, terremotos, tremores, etc. Assim quando uma estrutura é submetida a uma entrada permanente, diz-se que está sob vibração forçada, e

quando este sinal é transiente ou com características de transiência diz-se que está em vibração livre. Para entradas aleatórias a vibração também é aleatória. Na Figura 68 é visualizado uma esquematização da sequência de análise modal experimental aplicada a sistemas estruturais.

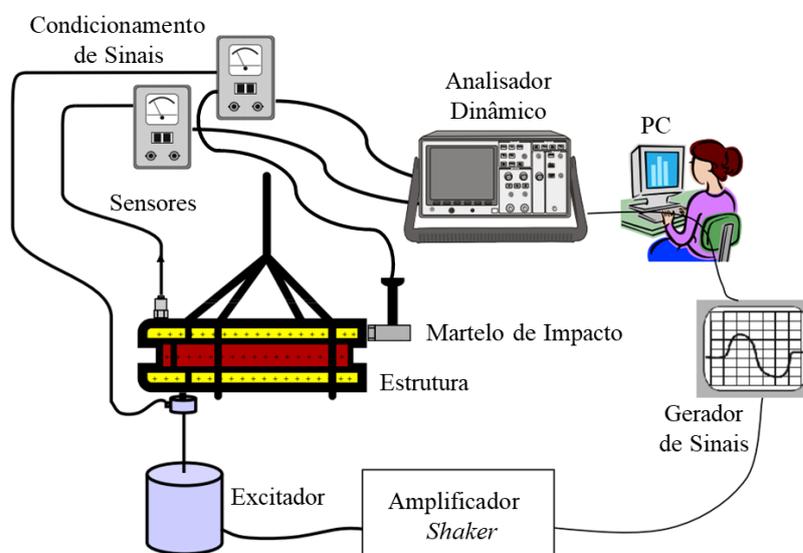


Figura 68 – Diagrama da sequência de análise modal em sistema estrutural por excitação permanente (*Shaker*) e transiente (*Martelo de Impacto*). Fonte: Adaptado de Modal Shop (2019).

Em termos de análise no domínio da frequência, o método que aplica a transformada rápida de Fourier, ou *Fast Fourier Transformer* (FFT), é o método mais frequente na análise dinâmica de sistemas estruturais. Este método é aplicado na obtenção de curvas de resposta em frequência, ou *Frequency Response Function* (FRF), habitualmente utilizado na análise de sistemas sob excitações permanentes ou forçadas. Em relação a dinâmica de rotores a técnica de *Wavelet* é muito utilizada. Nesta análise a resolução dos sinais no tempo é inversamente proporcional a resolução da frequência e segundo Lyra (2019), a transformada de *Wavelet* permite analisar o sinal de acordo com a escala, e esta é a principal vantagem em relação a FFT, permitindo que se possa visualizar detalhes não vistos no domínio da frequência. Para sinais aleatórios a FFT se torna menos precisa e eficiente, neste caso adota-se um método que refina a análise, a chamada densidade espectral de potência, ou ainda *Power Spectral Density* (PSD), aplicadas em sinais como o de abalos sísmicos (STOICA & MOSES, 1997).

4.4.1. Análise no Domínio do Tempo

Segundo os autores Rao (2008) e Inman (1989, 2007), uma situação bastante comum na análise de vibrações mecânicas, como também na dinâmica de estruturas, é a análise transiente

da resposta. Para este caso, uma entrada do tipo impulso possui relevância e a resposta tem comportamento análogo com o caso homogêneo, nas suas condições iniciais. Carregamentos reais típicos são aplicados em um curto intervalo de tempo fazendo com que o sistema oscile em vibração livre. Desta forma, estas situações são modeladas aplicando uma representação denominada de impulso unitário ou função delta de Dirac, definida como na Equação (44):

$$\delta(t - a) = \begin{cases} 0, & t \neq 0 \\ \infty, & t = a \end{cases} \quad \int_{-\infty}^{+\infty} \delta(t - a) dt = 1 \quad (44)$$

A representação gráfica do impulso unitário, ou seja, de área unitária, é evidenciada na Figura 69(a), como também as respostas normalizadas de um sistema de segunda ordem sob esta excitação, para condições diversas de amortecimento, verificando o subamortecimento, amortecimento crítico e o superamortecimento. Assim a simplificação de um sistema massa-mola-amortecedor com 1GDL pode ser descrita como: $[m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = \delta(t - a)]$, com a resposta para o caso subamortecido, onde $(0 < \xi < 1)$ dada pela Equação (45). No qual (ω_d) é definida como a frequência natural amortecida.

$$x(t) = \begin{cases} \frac{e^{-\xi\omega_n t} \text{sen}(\omega_d t)}{m\omega_n}, & t \geq a \\ 0, & t < a \end{cases} \quad (45)$$

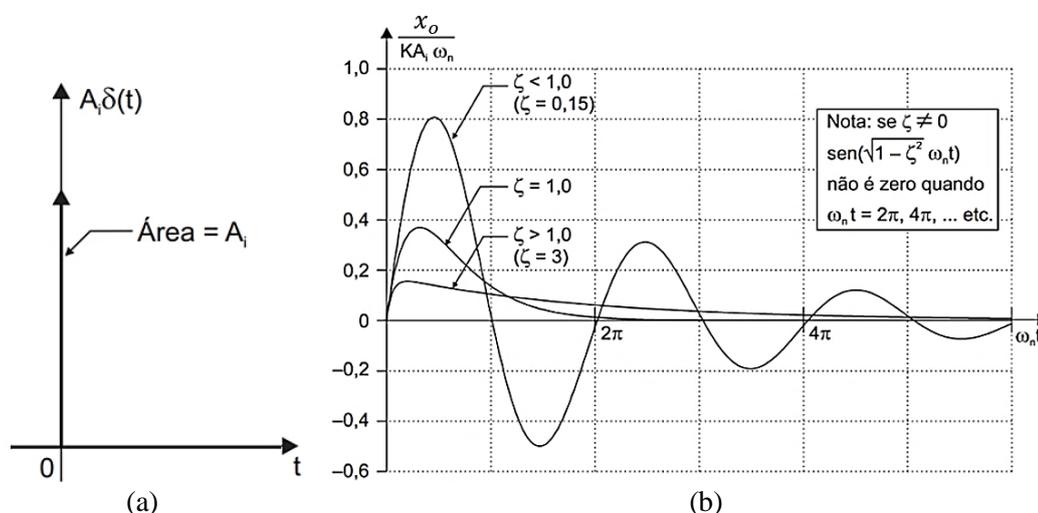


Figura 69 – Sinais da função impulso. (a) Representação da função impulso unitário; (b) Resposta normalizada de um sistema de 2ª ordem. Fonte: Adaptado de Felício (2010).

Na literatura este tipo de comportamento é tão relevante que para estes casos a resposta ao impulso unitário é designada de função resposta ao impulso, ou *Impulse Response Function*

(IRF), quando ($a = 0$). É notório que a função $[x(t)]$ é idêntica a resposta de um sistema sob vibração livre subamortecido. Dois exemplos são corroborados na Figura 70, com a resposta normalizada para dois sistemas de 1GDL distintos. Na Figura 70(a) é representado o primeiro sistema, que possui um fator de amortecimento de ($\xi = 0,067$) e tempo de repouso de cerca de 2s, enquanto a Figura 70(b) denota um sistema com um maior fator de amortecimento próximo a ($\xi = 0,310$), e menor tempo de repouso, cerca de 1 segundo.

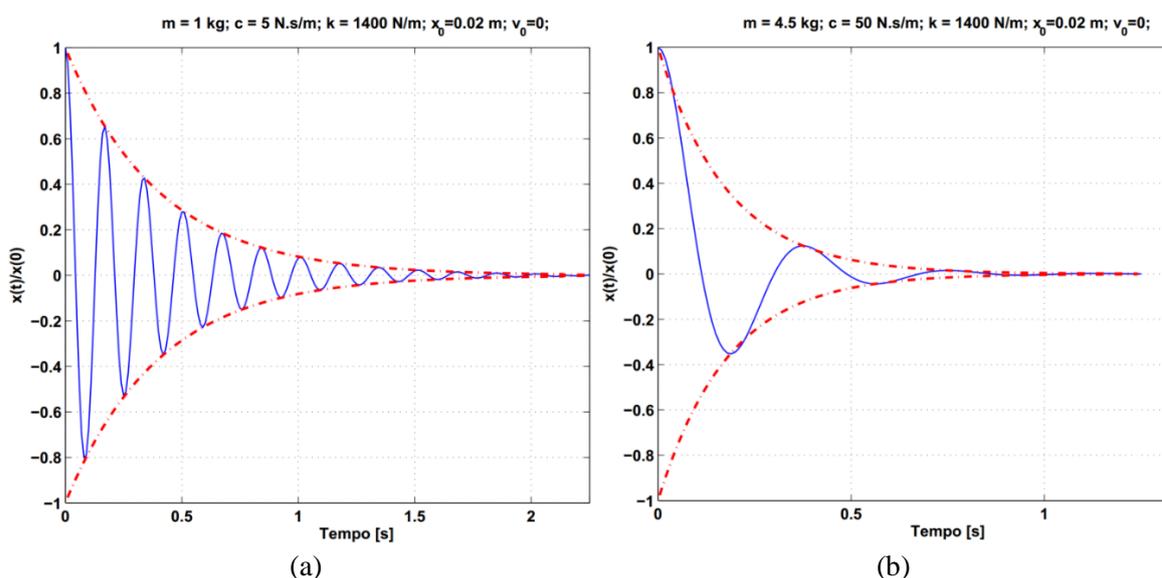


Figura 70 – Resposta no tempo de sistemas típicos com 1GDL sob vibração livre e amortecidos. (a) Resposta para $\xi = 0,067$; (b) Resposta para: $\xi = 0,310$. Fonte: Adaptado de Silva (2009).

4.4.2. Análise no Domínio da Frequência

As respostas no domínio da frequência são largamente utilizadas pois fazem com que a interpretação dos dados seja mais direta e simples, sendo auxiliada por *softwares* analíticos como o *Matlab*®, *Mathematica*®, *Math*®, entre outros (THOMSON, 1988; SANTOS, 2001; MEIROVITCH, 1986 e MAIA, 1997). A partir de curvas como estas é possível se estimar os parâmetros estruturais de um sistema mecânico, como as suas inércias, rigidez, amortecimento e modos de vibrar. Segundo Santos (2011), em termos da análise modal experimental torna-se necessário o emprego da transformada discreta de Fourier, no qual a expressão matemática responsável por esta transformação é dada pela Equação (46):

$$X(\omega) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-i\omega t} x(t) dt \quad x: \mathbb{R} \rightarrow \mathbb{R} \quad (46)$$

Onde $[x(t)]$ é o sinal de resposta no tempo e $[X(\omega)]$ o vetor de frequência. Aplicando a relação de Euler, $[e^{-i\omega t} = \cos(\omega t) - i\text{sen}(\omega t)]$, obtém-se:

$$X(\omega) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \left(\int_{-\infty}^{\infty} \cos(\omega t) x(t) dt - i \int_{-\infty}^{\infty} \text{sen}(\omega t) x(t) dt \right)$$

Desta forma, a resposta da transformada é composta por uma parcela de números reais e imaginários, com amplitude, fase e frequência relacionadas a função inicial. Tomando como exemplo a função degrau unitário da Figura 71, têm-se a resposta da transformada em termos de frequência como sendo uma função específica, que assume valores mínimos para $(\omega \neq 0)$. Logo para a condição em que $(\omega = 0)$, um valor máximo de mais precisamente 0,8 é atingido, estabelecendo naquela frequência a maior energia ou amplitude do sinal. Desta forma a função transformada possibilita o conhecimento de variáveis como a frequência natural, amplitude máxima de pico, fator de amortecimento equivalente, etc.

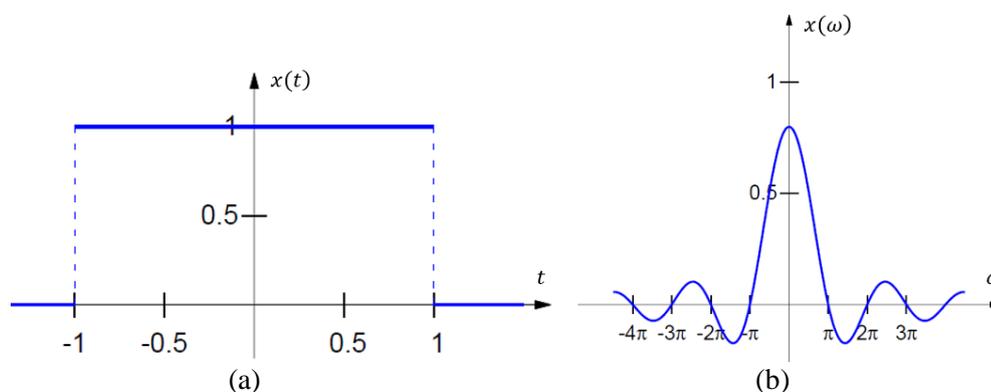


Figura 71 – Aplicação da Transformada de Fourier em degrau unitário. (a) Função no domínio do tempo; (b) Função no domínio da frequência. Fonte: Adaptado de Santos (2011).

Para uma dada excitação, ou entrada, no tempo, pode-se obter a função de resposta em frequência (SILVA, 2009 e FELÍCIO, 2010), de acordo com a Equação (47) a seguir. Assim o termo $(j\omega)$ se refere a parte imaginária desta equação de segunda ordem.

$$H(j\omega) = \frac{1}{m(j\omega)^2 + c(j\omega) + k} = \frac{1}{(k - \omega^2 m) + c(j\omega)} \quad (47)$$

É importante observar que esta função nada mais é do que a aplicação da FFT para a função de entrada ao impulso no domínio contínuo, ou ainda, discreto. Neste caso também é

possível reescrever a relação entre saída e entrada, como na Equação (48), também definida como Função Resposta em Frequência (FRF).

$$H(j\omega) = \frac{X(j\omega)}{Y(j\omega)} \quad (48)$$

Nota-se também que a FRF é uma grandeza complexa descrita em uma parte real e outra imaginária, com a sua magnitude e fase podendo ser calculada. Na Tabela 2 é evidenciado a medição de movimentos de deslocamento, velocidade e aceleração, para FT's e FRF's.

Tabela 2 – FT's e FRF's empregadas na análise dinâmica. Fonte: Adaptado de Silva (2009).

Tipo de Resposta	FT	FRF	Designação da Resposta	FRF⁻¹
<i>Deslocamento (m)</i>	$H(s)$	$H(j\omega)$	<i>Compliancia/ Receptância</i>	<i>Rigidez Dinâmica</i>
<i>Velocidade (m/s)</i>	$sH(s)$	$j\omega H(j\omega)$	<i>Mobilidade</i>	<i>Impedância</i>
<i>Aceleração (m/s²; g)</i>	$s^2H(s)$	$j^2\omega^2H(j\omega)$	<i>Inertância/ Acelerância</i>	<i>Massa Aparente</i>

Segundo Moutinho (2007), em termos de medição pode-se caracterizar os sistemas pela posição da força excitadora externa, ou força de controle, em relação a posição do ponto de medição da resposta, referindo-se a alternância entre as frequências ressonantes ou naturais (ω_n) e antirressonantes (ω_{an}).

Considerando o exemplo de um sistema estrutural com 3GDL, sujeito a uma excitação aplicada em sua base ou no primeiro piso da estrutura e resposta de medição também obtida no primeiro pavimento, tem-se a representação da FRF pelo gráfico da Figura 72. É percebido que as amplitudes de resposta apresentam picos positivos em relação as frequências naturais, e picos negativos relacionados as frequências antirressonantes. É visto que no encontro destas frequências ocorre uma certa variação na fase de $\pm 180^\circ$, sabe-se então que os polos da FT referenciam as (ω_n) e os zeros as (ω_{an}), com representação alternada no plano complexo.

De forma análoga, para o caso em que a excitação é adicionada em uma linha distinta da linha de ação da medição, como exemplo uma excitação aplicada na base e a medição no segundo piso, não existirá a alternância de (ω_n) e (ω_a) pois há ressonâncias consecutivas sem a presença de antirressonância entre elas, assim a fase ocorre fora dos limites de $[-180^\circ \leq \phi(j\omega) \leq 0^\circ]$. Logo, os polos e os zeros da FT não mais possuem representação alternada no

plano complexo. Em termos práticos para o caso de um sistema estrutural com (n) graus de liberdade, ou pisos, excitado pela base e com posição de medição da resposta no piso (p), tem-se o cálculo do número de antirressonâncias presentes na FT ou FRF, como em ($n_a = n - p$).

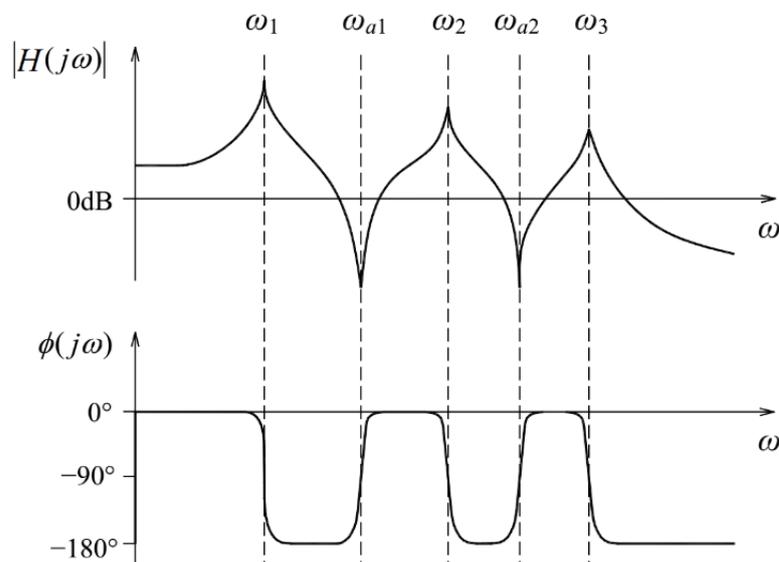


Figura 72 – FRF obtida pelo diagrama de Bode de um sistema com 3GDL a partir da FT do sistema. Fonte: Adaptado de Moutinho (2007).

Segundo Ewins (1984), representa-se a FRF de distintas maneiras, como pelos sinais no tempo contínuo, ou como *sweep* de seno, ou de forma discreta com medições de ponto a ponto, ou pelo chamado diagrama de Bode, que consiste na descrição do módulo e fase da FRF com amplitude em (dB). A Figura 73 evidencia a FRF a partir de um diagrama de Bode para um sistema mecânico com 1GDL, com parâmetros ($m = 1 \text{ kg}$; $c = 5 \text{ N.s/m}$; $k = 1000 \text{ N/m}$) e resposta observada em aceleração, conhecida como FRF de inércia ou acelerância.

De acordo com os pesquisadores Stoica & Moses (1997) e Maia (1997), outra técnica de bastante estudo na análise vibracional e aplicada em sinais de comportamento randômico é a dita análise espectral, que tem como objetivo descrever a distribuição sobre frequência da potência contida em um sinal com base em um conjunto amostral finito. Estas ferramentas são bastante úteis em áreas como a análise modal, vibro-acústica, telecomunicações, identificação de sistemas, processamento de imagens, etc.

Uma destas ferramentas, aplicadas neste estudo é o PSD (*Power Spectral Density*), que representa a potência contida em uma banda de um sinal, com uma frequência infinitesimal. A unidade dada é potência por frequência, (Watts/Hz). De maneira alternada ao PSD outros métodos não-paramétricos são utilizados, como o periodograma, espectrograma, e outros, ou

ainda métodos paramétricos, como os modelos autorregressivos, como as equações de Yule-Walker, etc., e os métodos de subespaço. De acordo com a literatura o estimador espectral não-paramétrico mais utilizado e simples é o periodograma/espectrograma.

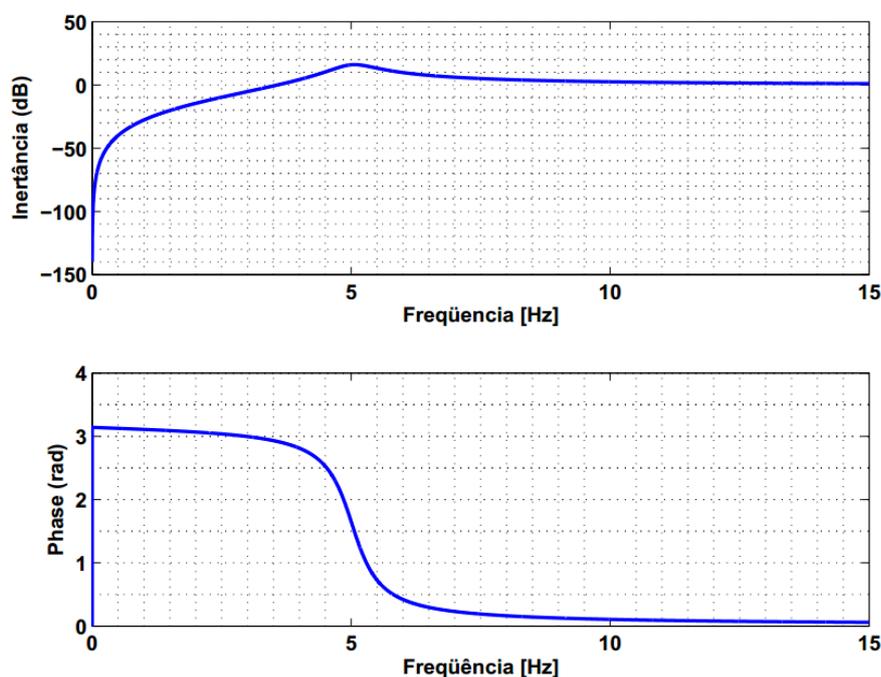


Figura 73 – Função resposta em frequência do tipo inertância para um sistema com 1GDL, obtidas pelo diagrama de Bode, em magnitude e fase. Fonte: Adaptado de Silva (2009).

4.5. Projeto de Molas Helicoidais

De acordo com Budynas & Nisbett (2011) as molas helicoidais são componentes de máquinas aplicados em sistemas mecânicos quando se necessita de boa flexibilidade, rigidez variável, controle de força ou torque, como também armazenagem de energia potencial. De acordo com a lei de Hooke a relação entre força e deflexão é denominada de constante elástica da mola, que depende diretamente dos parâmetros dimensionais e do material que a compõe, atribuindo assim um comportamento de caráter linear ou não-linear.

Um exemplo típico destes elementos são as molas fabricadas de materiais metálicos clássicos que podem apresentar características lineares em faixas de operação usuais, em contrapartida as ligas de materiais “inteligente”, como as LMF’s, apresentam comportamento típico não-linear na faixa de operação em que são aplicadas devido a apresentarem mudanças das duas fases microestruturais sólidas quando carregadas mecânica ou termicamente.

Na Figura 74 é ilustrado os principais parâmetros dimensionais utilizados no projeto de um elemento de uma mola helicoidal. Desta maneira, quatro parâmetros básicos podem ser observados, dentre eles, o comprimento útil entre pontos de fixação das extremidades da mola (L_u), o diâmetro efetivo da mola ou ainda diâmetro externo (D), o diâmetro do fio em que é fabricado a mola, designado (d), e desta forma por consequência o índice da mola (C), dado por (D/d), que indica o quanto o fio deve ser curvado para formar o diâmetro efetivo, logo, fios com menores valores de (C), têm maiores curvaturas e conseqüentemente maiores tensões (SANTOS JR, 2001).

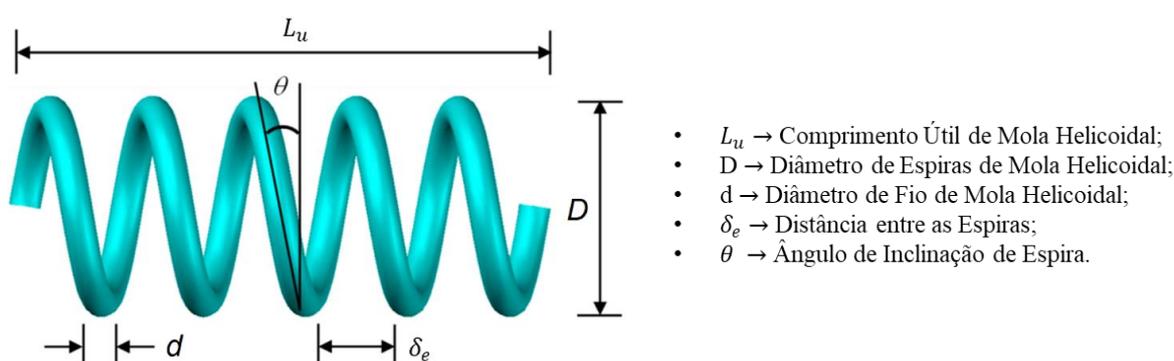


Figura 74 – Dimensões geométricas de mola helicoidal. Fonte: Adaptado de Liu *et al.* (2019).

De acordo com Santos Jr. (2001) a rigidez estrutural de uma mola está relacionada com o aumento da tensão e conseqüentemente esta rigidez é maior no lado interno do fio pois o comprimento a ser torcido é menor, em relação ao lado externo. O fato das tensões geradas pelos esforços se somarem no lado interno dos fios leva ao surgimento de um fator que corrige este termo, denominado de fator Wahl pelo Prof. A. M. Wahl (JUVUNALL & MARSEHEK, 2016 e BUDYNAS & NISBETT, 2011), aplicado em solicitações dinâmicas (k_w) e estáticas (k_s), como descrito a seguir.

$$K_w = \frac{4C-1}{4C-4} + \frac{0,615}{C} \quad (49)$$

$$K_s = 1 + \frac{0,615}{C} \quad (50)$$

Os outros dois parâmetros dimensionais são a distância ou “passo” entre espiras (δ_e), e o ângulo de inclinação ou de espira (θ), que quando igual a zero a mola é denominada fechada

e quando diferente de zero é denominada mola aberta, com influência direta no campo de tensão de cisalhamento gerado quando o elemento é carregado axialmente.

Devido à alta relevância no contexto desta tese, é visualizado a seguir o procedimento de projeto de molas helicoidais fabricadas em materiais clássicos, de acordo com a mecânica dos sólidos, quando sob uma força axial e as reações da seção transversal do fio que a compõe.

Na Figura 75 é exemplificado o diagrama de corpo livre deste elemento para uma dada força axial trativa (F), que gera na seção do fio uma força cisalhante (F_c) associada a um torque (T_r), e uma força axial (F_a) associada a um momento (M). Desta forma, esta força aplicada na mola provoca além da torção no fio uma disposição de diminuir o diâmetro efetivo (D), denominado ($\Delta_D = D_i - D_f$). A Equação (51) proporciona uma relação de torque gerado em função do diâmetro da mola, ângulo de espira e força axial.

$$T_r = \frac{F_c D}{2} = \frac{F \cos(\theta) D}{2} \quad (51)$$

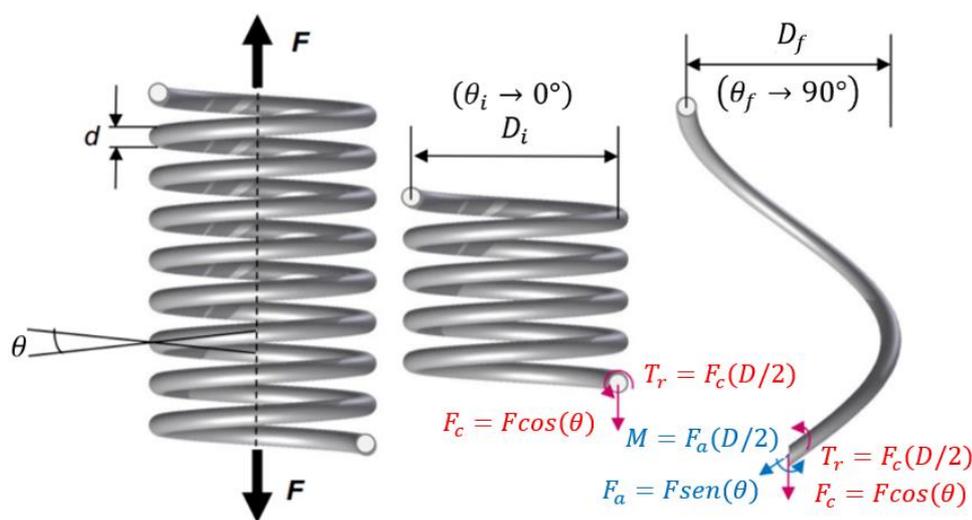


Figura 75 – Representação de mola helicoidal com carga axial e DCL dos esforços gerados. Fonte: Adaptado de An *et al.* (2012).

A partir de conceitos definidos na mecânica dos sólidos para corpos deformáveis pode-se atribuir para este sistema a presença de duas cargas combinadas agindo simultaneamente, sendo elas, a tensão de cisalhamento direta, pelo esforço cortante, e a tensão de cisalhamento torcional pelo torque gerado no elemento.

Desta forma, assumindo parâmetros dimensionais como área da seção (A), raio da bitola (r), e parâmetros de resistência, como o momento de inércia polar (J), pode-se obter a tensão máxima agindo na bitola do fio como dado na Equação (52) a seguir:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{T_r r}{J} + \frac{F_c}{A}; \quad A = \frac{\pi d^2}{4}; \quad r = \frac{d}{2}; \quad J = \frac{\pi r^4}{2} = \frac{\pi d^4}{32} \quad (52)$$

Substituindo os parâmetros e reorganizando os termos, obtêm-se a Equação (53):

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{8F_c D}{\pi d^3} + \frac{4F_c}{\pi d^2} \quad (53)$$

Rearranjando e/ou simplificando a Equação (53) em termos da tensão de cisalhamento torcional e desprezando o esforço cortante, como também assumindo o fator de Wahl, têm-se as tensões para carga estática e dinâmica em função do índice de mola, como na Equação (54):

$$\tau_{(s,w)} = \frac{8F_c D}{\pi d^3} K_{(s,w)} \quad (54)$$

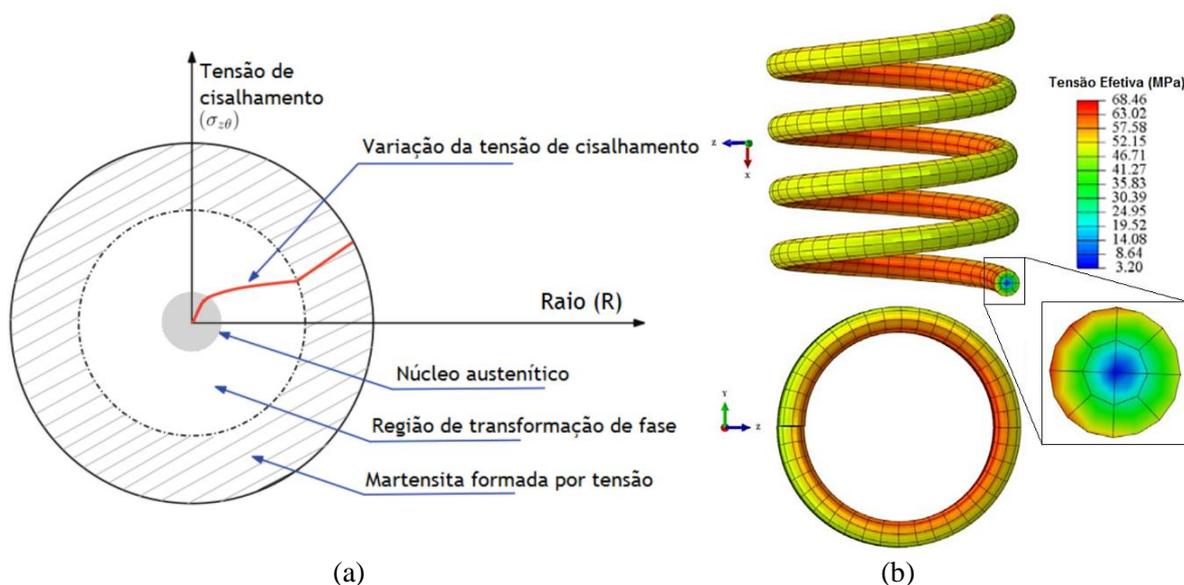


Figura 76 – Representação da distribuição da tensão cisalhante de uma mola helicoidal LMF submetida a carregamento axial. (a) Distribuição vista na seção transversal do fio; (b) Simulação numérica com campo de tensão. Fonte: Adaptado de Rao & Srinivasa (2013) e Saleeb *et al.* (2013).

Na Figura 76(a) é evidenciado um campo de tensão teórico por cisalhamento em função do raio, para uma área de seção circular de um fio de mola LMF quando submetido a um esforço trativo. A linha vermelha do gráfico significa o maior valor de tensão na fibra mais externa, onde o raio é máximo, com a transformação de fase Martensítica ocorrendo no sentido da parte externa para a interna de forma radial. Deve-se advertir que devido ao comprimento do fio ser bem menor no lado interno da espira, a tensão e consequentemente o percentual de

transformação de fase é maior nesta região, como é visto na Figura 76(b), que evidencia o efeito da curvatura no campo de distribuição de tensão cisalhante. Segundo Budynas & Nisbett (2011) em um fio de geometria reta este efeito é inexistente e a distribuição de tensão é dita simétrica em relação ao seu eixo longitudinal por não possuir um raio de curvatura definido.

A Equação (55) a seguir demonstra uma relação entre a deflexão sofrida (δ) e a força aplicada para grandes deformações, ou seja, altos ângulos de inclinação, modelada a partir do método de Castigliano (BUDYNAS & NISBETT, 2011). Verifica-se a presença do módulo de elasticidade transversal (G) que representa efeitos do torque por cisalhamento, o módulo longitudinal (E) que representa efeitos do momento, com valores expressivos em ($\theta \rightarrow 90^\circ$), como também o número de espiras ativas (N_m). Assim no caso real de pequenas deformações ($\theta \rightarrow 0^\circ$), têm-se a simplificação. Para a rigidez equivalente da mola, dada por ($k_m = F/\delta$), obtêm-se a Equação (56):

$$\delta = \frac{8FN_m(D_f^3)}{d^4 \cos(\theta)} \left[\frac{\cos^2(\theta)}{G} + \frac{2\sin^2(\theta)}{E} \right] \rightarrow \frac{8FN_m D^3}{d^4 G}; \quad D_f = D_i \left[\frac{\cos(\theta_f)}{\cos(\theta_i)} \right] \rightarrow D \quad (55)$$

$$k_m = \frac{d^4 G}{8N_m D^3} \quad (56)$$

Para uma mola fabricada com uma dada LMF, o módulo de elasticidade transversal, visto na Equação (57), pode ser obtido a partir do módulo longitudinal, que nestas ligas variam de acordo com o percentual da fração de Martensita transformada (ζ), sendo o módulo de elasticidade (E_A) predominante da fase Austenita, estado Austenítico, e o módulo de (E_M) da fase Martensita, estado Martensítico. O (ν) representa o coeficiente de Poisson do material, considerado na literatura em torno de 0,33 para as LMF's.

$$G = \frac{E_A + (E_M - E_A)\zeta}{2(1 + \nu)} \quad (57)$$

O cálculo do volume de material efetivo de uma mola helicoidal (V_m) pode ser obtido a partir da Equação (58), no qual (l_m) e (A_m) se refere ao comprimento e área efetiva da mola. Logo, a massa efetiva de uma mola helicoidal (m_h) é calculada pela Equação (59), no qual (ρ) se refere a densidade ou massa específica do material em (kg/mm^3):

$$V_m = l_m A_m = \pi D N_m \left(\pi \frac{d^2}{4} \right) = \frac{D N_m (\pi d)^2}{4} \quad (58)$$

$$m_h = \rho \frac{D N_m (\pi d)^2}{4} = \rho V_m \quad (59)$$

4.6 Projeto dos Sistemas de Controle

Nesta seção aborda-se o projeto das configurações de acoplagem das molas helicoidais projetadas como atenuadores, na forma de amortecedores, absorvedores e isoladores, para a técnica de contraventamento lateral, estaiado no AMS e isolamento de base, respectivamente. O projeto do acoplamento faz-se necessário como forma de otimizar os dispositivos para que atuem com maior eficiência, explorando todo o seu potencial de dissipação de energia.

4.6.1 Sistema de Contraventamento Lateral

Para a condição dos testes dinâmicos da estrutura com a incorporação dos elementos de molas LMF superelásticas, fez-se necessário uma verificação prévia relacionada a pré-carga ou pré-deformação inicial, *offset*, para qual os elementos seriam submetidos, com o objetivo de garantir que não acumulassem níveis de deformação plástica residual, em ciclos de tração, ocasionando rompimento por fadiga mecânica, como também não flambassem em ciclos de compressão. Outra motivação seria assegurar que as molas superelásticas ciclassem próximo ao centro do laço histerético prevendo maior eficiência e um maior grau de energia dissipada por ciclo devido as transformações microestruturais das fases sólidas (Austenita/Martensita).

Para esta análise foi realizado um teste dinâmico da estrutura submetida a uma excitação forçada pela base, empregando a mesa vibratória *Shake Table*, sem a incorporação de qualquer elemento atenuador, podendo assim determinar o deslocamento máximo em cada um dos três pisos da estrutura, como em cada diagonal onde serão incorporados os elementos. Neste caso usou-se o método da FRF visto no tópico de análise no domínio da frequência, item 4.4.2.

Na Figura 77 é demonstrado a esquematização utilizada na determinação dos parâmetros (D_{11}' ; D_{21}' ; D_{31}') relacionados às diagonais deslocadas do primeiro, segundo e terceiro piso respectivamente, quando a estrutura está em seu primeiro modo vibracional, que para estes sistemas é o modo que oscila com maiores amplitudes. Logo, a calibração da pré-deformação dos elementos foi analisada a partir deste modo de vibrar.

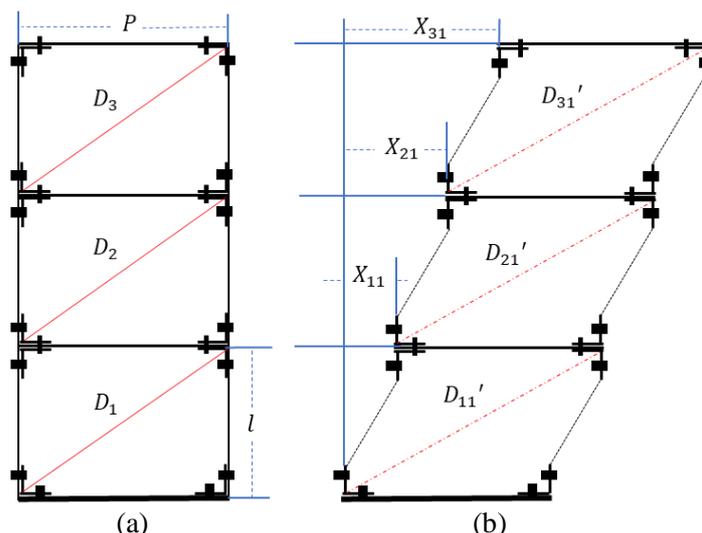


Figura 77 – Representação esquemática dos parâmetros das diagonais da estrutura com 3GDL. (a) Diagonais estáticas; (b) Diagonais deslocadas para o 1º modo de vibrar. Fonte: Autoria Própria.

Inicialmente determinou-se os valores das diagonais (D_j) para o sistema estático a partir de relação matemática, onde os comprimentos dos pisos como também das colunas indicam os catetos de um triângulo retângulo e as diagonais sua hipotenusa. A Equação (60) evidencia o cálculo para os três pavimentos, na variação de ($j = 1, 2$ e 3).

$$D_j = \sqrt{l^2 + P^2} \quad (60)$$

Analisando as curvas experimentais das FRF's pôde-se observar os deslocamentos (X_{ji}) referentes à deflexão máxima em cada piso, com a variação de ($i = 1, 2$ e 3) que corresponde aos três modos de vibração, respectivamente. Todavia, no projeto do contraventamento foi avaliado a relação ao caso mais crítico, ou seja, ao primeiro modo vibracional ($i = 1$). De forma análoga (Y) é a amplitude máxima de pico na entrada. Sabe-se que este parâmetro sofre flutuações devido as imprecisões do equipamento de excitação e dos sensores de medição, logo é adotado para fins de cálculo o valor médio observado, como na Equação (61):

$$X_{ji} = T_{dji} \cdot Y \quad (61)$$

Os parâmetros (T_{dji}) representam as transmissibilidades de deslocamento dos pisos com relação à base, fonte de excitação, relacionadas ao primeiro, segundo e terceiro piso, com variação dos três modos vibracionais. Admitindo que (X_{ji}), possui o mesmo valor para toda

a espessura das chapas que compõe os pisos, obtêm-se o deslocamento diagonal na condição geral (D_{ji}'), pela Equação (62). É importante denotar que (X_{0i}) assume valor zero na equação.

Sabe-se que por simetria enquanto para o mesmo piso uma mola é tracionada a outra que a cruza é comprimida, logo deve-se calcular dois valores de deslocamento da diagonal, um para o termo que soma (+) e outro para o termo que subtrai (-), no interior das “chaves”. É importante o cálculo de ambos pois em apenas um ciclo de movimento ocorre a alternância destes comportamentos. Por simetria é verificado que em termos absolutos são iguais.

$$D_{ji}' = \sqrt{(l)^2 + [P \pm (X_{ji} - X_{(j-1)i})]^2} \quad (62)$$

As cotas dimensionais do desenho em CAD da estrutura são exibidas no Apêndice A. Logo, após a obtenção dos valores das diagonais deslocadas, pode-se determinar as variações de alongação máxima dos pisos (Δ_{ji}) referentes aos modos de vibrar, como na Equação (63):

$$\Delta_{ji} = D_{ji}' - D_j \quad (63)$$

Empregando-se uma caracterização quase-estática nos elementos, pode-se verificar pelo gráfico (Força/Deformação) o percentual da deformação máxima reversível, garantindo a sua integridade nas condições de testes. Assim é possível projetar as molas pelo seu comprimento útil (L_u) e deformação, seja sob tração ou compressão. Neste sentido foi adotada a estratégia da aplicação de *offset* padrão de 300%, como forma de simplificar a metodologia dos ensaios. As respostas da estrutura com os atenuadores de maior eficiência para cada piso, obtidos pelo equacionamento desta seção, foram comparadas com as respostas de uma mola padrão, que apresenta maior comprimento e número de espiras, como forma de validar a modelagem. O algoritmo desenvolvido para esta análise é mostrado no Apêndice B3.

4.6.2 Sistema AMS com Dispositivo Secundário

Um absorvedor de massa sintonizada, AMS, é um dispositivo de controle passivo de vibrações classificado como um atenuador absorvedor, agindo no sistema pela defasagem de movimento entre a estrutura e o mecanismo instalado. O dispositivo geralmente é composto por uma massa pendular e um elemento elástico que faz o papel de uma mola, e ainda em

sistemas mais eficientes, amortecedores associados ao dispositivo. No entanto, este tipo de sistema provou ser mais eficaz quando a estrutura é excitada por funções tipo harmônicas, enquanto sua eficácia para aplicações sísmicas ainda está para ser comprovada (SADEK, 1998). Uma das desvantagens do uso do AMS é que ele deve ser calibrado para uma dada frequência específica, não sendo útil quando uma faixa do espectro inteira precisa ser coberta, neste caso deve-se acrescentar mais de um elemento inercial para atuar no controle.

Neste estudo foi aplicado um AMS pendular com haste prismática retangular e massa metálica circular, agindo como um sistema de controle primário, e ainda um dispositivo ou sistema secundário composto de duas molas helicoidais estaiadas a massa, aumentando assim a eficiência de controle do absorvedor. Os ensaios experimentais serão realizados de acordo com a sequência adotada na metodologia. O objetivo principal é analisar a eficácia do sistema auxiliar quando comparado com a estrutura sem controle, como também incorporada com o AMS simples, em termos de quantitativos e qualitativos. A montagem aplicada nos testes é apresentada na Figura 78.

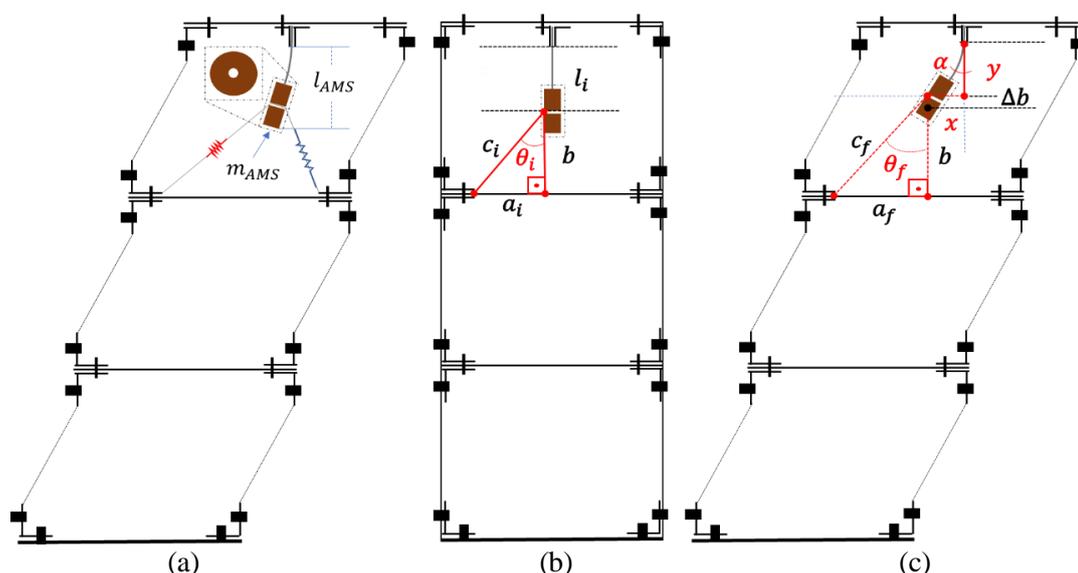


Figura 78 – Representação do sistema AMS com dispositivo secundário. (a) Configuração do AMS e molas; (b) Parâmetros dimensionais do dispositivo estático; (c) Parâmetros dimensionais do dispositivo deformado. Fonte: Autoria Própria.

Após a definição das frequências naturais do sistema foi possível dimensionar o pêndulo e sua fixação, que devido a limitação de espaço entre os pavimentos a inércia do AMS precisou ser projetada de forma que seu movimento não ultrapassasse os limites físicos do pórtico.

A próxima etapa definiu-se pelo cálculo do comprimento da haste que suporta a massa, sendo definida para ter uma geometria simples, prismática e retangular, fabricada de chapa de

metal com características físicas de um aço inoxidável. Na Equação (64) é visto a relação de frequências naturais para a estrutura e o dispositivo, com a inércia do sistema absorvedor definida como (m_{AMS}), apresentando uma certa rigidez transversal (k_{AMS}), de forma que sua frequência natural (ω_{nAMS}) seja igual à da estrutura (ω_{ni}), com ($i = 1, 2, 3$) variando com o modo de vibrar. Substituindo o valor da rigidez do AMS na Equação (65), que representa uma viga mono-engastada, o comprimento do braço do pêndulo que sintoniza o sistema é calculado para a frequência a ser controlada, a partir da Equação (66).

$$\omega_{ni} = \omega_{nAMS} \rightarrow \sqrt{\frac{k_i}{m_i}} = \sqrt{\frac{k_{AMS}}{m_{AMS}}} \rightarrow \quad (64)$$

$$k_{AMS} = \frac{m_{AMS}k_i}{m_i} = m_{AMS}(\omega_{ni})^2 = m_{AMS}(2\pi f_{ni})^2$$

$$k_{AMS} = \frac{3EI_c}{l_{AMS}^3}; \quad I_{c\Box} = \frac{b \cdot h^3}{12} \quad (65)$$

$$l_{AMS} = \sqrt[3]{\frac{3EI_c}{k_{AMS}}} = \sqrt[3]{\frac{Eb h^3}{4m_{AMS}(2\pi f_{ni})^2}} \quad (66)$$

Assumindo que o diâmetro da massa pendular é dado por ($D_{m_{AMS}}$), pode-se determinar o ponto de engaste do estaio estático das molas (l_i) pela Equação (67):

$$l_i = \left(l_{AMS} - \frac{D_{m_{AMS}}}{2} \right) \quad (67)$$

Outros parâmetros dimensionais como a altura do ponto de estaio estático até o piso (b), a largura do ponto de estaio estático até a fixação na cantoneira da coluna (a_i), o ângulo de inclinação do estaio estático que contém as molas (θ_i), e o comprimento do estaio estático (c_i), podem ser definidos no conjunto da Equação (68). Neste cálculo os valores geométricos aplicados podem ser visualizados a partir do desenho CAD da estrutura, Apêndice A.

$$b = l_{piso} - l_{cant_AMS} - l_i$$

$$a_i = \frac{P_{piso}}{2} - b_{cant_EST} \quad (68)$$

$$\theta_i = \operatorname{tg}^{-1}\left(\frac{a_i}{b}\right)$$

$$c_i = \frac{b}{\cos(\theta_i)}$$

Considerando agora a deformação do dispositivo quando solicitado de forma dinâmica, têm-se a modelagem aplicada a lei de Hooke a partir da força inercial, assumindo para este caso um movimento harmônico e periódico como sinal de entrada e saída no sistema. Desta forma, a Equação (69) define os parâmetros: ponto de engaste do estaio das molas deformadas (y) e a altura do ponto de estaio deformado até o piso (x), ambos em função do ângulo de inclinação do pêndulo deformado, definido por (α).

$$F = m\ddot{x}(t) \rightarrow |mA(\omega_n^2)\operatorname{sen}(\omega_n t)| \quad (69)$$

$$F = k \cdot x(t) \rightarrow x(t) = \frac{F}{k} = \frac{Fl_i^3}{3EI_c}$$

$$\operatorname{sen}(\alpha) = \frac{x}{l_i} \rightarrow x = l_i \cdot \operatorname{sen}(\alpha)$$

$$y = l_i \cdot \cos(\alpha)$$

Rearranjando e manipulando algebricamente os termos, têm-se (α) para o deslocamento imposto ao terceiro piso da estrutura, no qual a amplitude máxima (A) é calculada a partir da transmissibilidade de deslocamento do piso (T_{d3i}) e amplitude de entrada na base (Y):

$$\alpha = \operatorname{sen}^{-1}\left[\frac{x(t)}{l_i}\right] = \operatorname{sen}^{-1}\left[\frac{4m_3 \cdot T_{d3i} \cdot Y(2\pi f_{ni})^2 l_i^2}{Ebh^3}\right]; p/(\omega_n t) = \frac{\pi}{2} \quad (70)$$

Desta forma pode-se determinar a variação de altura do ponto de estaio deformado (Δ_b), a partir da Equação (71):

$$\Delta_b = l_i - y = \left(l_{AMS} - \frac{D_{mAMS}}{2}\right) \cdot [1 - \cos(\alpha)] \quad (71)$$

O ângulo de inclinação do estaio que contém as duas molas deformadas (θ_f) pode ser calculado a partir da Equação (72) que se segue:

$$\theta_{f1,2} = tg^{-1} \left(\frac{a_i \mp x}{b + \Delta_b} \right) \rightarrow \theta_{f1,2} = tg^{-1} \left\{ \frac{a_i \mp l_i \cdot \text{sen}(\alpha)}{b + l_i [1 - \text{cos}(\alpha)]} \right\} \quad (72)$$

$$\theta_i \leq \theta_{f1,2} \leq \theta_f (\alpha = 90^\circ)$$

Desta maneira o comprimento do estaió que contém as molas deformadas (c_f), também pode ser calculado a partir da Equação (73):

$$\text{cos}(\theta_{f1,2}) = \frac{(b + \Delta_b)}{c_{f1,2}} \rightarrow c_{f1,2} = \left\{ \frac{b + l_i [1 - \text{cos}(\alpha)]}{\text{cos}(\theta_{f1,2})} \right\} \quad (73)$$

Por fim, a elongação máxima das duas molas nos estaios do dispositivo secundário do AMS, (Δ_{m_AMS}), relacionados ao segundo modo de vibração, ou seja, a segunda frequência natural sintonizada, pode ser determinada pela relação da Equação (74):

$$\Delta_{m_AMS_1,2} = (c_{f1,2} - c_i) = \left\{ \frac{b + l_i [1 - \text{cos}(\alpha)]}{\text{cos}(\theta_{f1,2})} \right\} - \frac{b}{\text{cos}(\theta_i)} \quad (74)$$

A partir de uma caracterização quase-estática nos elementos de mola, pode-se verificar a deformação máxima reversível, garantindo a sua integridade nas condições de testes. Assim é possível projetar as molas pelo seu (L_u), e deformação, seja sob tração ou compressão. Neste sentido foi adotada a aplicação de um *offset* padrão de 300%. As respostas da estrutura com os atenuadores de maior eficiência, obtidos nesta seção, foram comparadas com respostas de uma mola padrão, que apresenta um maior comprimento útil e número de espiras. O algoritmo desenvolvido para esta análise é mostrado em Apêndice B4.

4.6.3 Sistema DRIV Para Isolamento de Base

O sistema DRIV é um dispositivo especial definido como Dispositivo de Recentragem e Isolamento de Vibrações que foi projetado com o objetivo de suportar a estrutura metálica de 3GDL e permitir um deslocamento linear do sistema perante excitações harmônicas ou sísmicas de uma *Shake Table*. O sistema dispõe basicamente de molas helicoidais LMF e dispositivos para calibração destes elementos. As molas helicoidais instaladas devem reduzir as cargas dinâmicas e as transmissibilidades provenientes de vibrações impostas pela base.

Desta forma, os elementos serão dispostos paralelamente a base da estrutura, atuando a partir da sua deformação elástica, sob condições de expansão e contração. Nestes ciclos os elementos dissipam energia mecânica pelo alto grau de amortecimento hysterético do material, e minimizam as amplitudes também pelo acréscimo de rigidez estrutural. Assim a estrutura tende a diminuir sua resposta vibracional, garantindo sua integridade e estabilidade dinâmica.

É importante destacar que no projeto dos atenuadores deverá ser considerado a mudança de suas propriedades, sendo a principal delas a rigidez equivalente. Esta variável deve garantir que o sistema seja rígido o suficiente para não flambar e flexível o suficiente para se deformar, porém sem se plastificar, formando os sublaços hysteréticos, ou seja, uma área relativamente considerável sobre a curva (Força/Deslocamento). Desta forma, no projeto dos elementos do DRIV deve-se satisfazer as seguintes condições:

1) *Determinação da força transmitida pela fonte excitadora:*

Foi considerado que uma força impulsional agindo na base da estrutura ou suporte do DRIV por uma vibração livre irá gerar uma força transmitida (F_{IT}) aos elementos atenuadores que tenderá a ser menor que a força aplicada no impulso do impacto de um martelo ($F_{Imáx}$), conforme é ilustrado na representação da Figura 79. Neste caso, para que haja deformação das molas a força do impacto deve ser superior a gerada pelo atrito nos guias lineares, que para este caso é cerca de ($\mu = 0,15$), considerando o atrito entre metais com lubrificação. Assim a força transmitida é dada pela Equação (75). Na equação (A_g) é a aceleração da gravidade.

$$F_{IT} = F_{Imáx} - \mu \left[m_E A_g \left(\frac{m}{s^2} \right) \right] \quad (75)$$

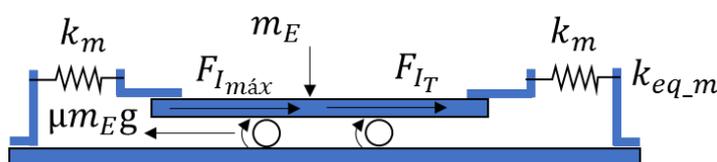


Figura 79 – Representação do sistema DRIV, evidenciando a atuação de forças quando submetido a um impulso de martelo, em vibração livre. Fonte: Autoria Própria.

Em termos de vibração sísmica, com uma dada força sísmica ($F_{Smáx}$) como na Equação (76), pode-se prever que a força transmitida (F_{S_T}) aos elementos atenuadores no DRIV tem a tendência de ser uma força de intensidade menor, corrigida pelo coeficiente de atrito das guias.

Desta maneira a força repassada aos elementos de mola pela excitação aleatória é dada pela Equação (77). Na Figura 80 é ilustrado o esquema com esta força.

$$F_{S_{m\acute{a}x}} = m_E a_{m\acute{a}x} A_g \left(\frac{m}{s^2} \right) \quad (76)$$

$$F_{S_T} = \mu F_{S_{m\acute{a}x}} = \mu \left[m_E a_{m\acute{a}x} A_g \left(\frac{m}{s^2} \right) \right] \quad (77)$$

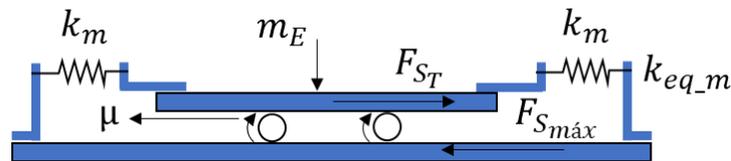


Figura 80 – Representação do sistema DRIV, evidenciando a atuação de forças quando submetido a um sinal aleatório, em vibração sísmica. Fonte: Autoria Própria.

E por fim, considerando o sistema submetido a uma vibração forçada de base, com uma força permanente ($F_{Y_{m\acute{a}x}}$) relacionada a um deslocamento máximo ($Y_{m\acute{a}x}$), Figura 81, pode-se prever que a força transmitida (F_{Y_T}) aos atenuadores no DRIV tem a tendência de ser uma força de intensidade menor, corrigida pelo atrito das guias lineares, como na Equação (78).

$$Y_T = \mu Y_{m\acute{a}x} \quad (78)$$

$$F_{Y_T} = \mu F_{Y_{m\acute{a}x}}$$

Assumindo uma força de excitação harmônica e um valor de amplitude máxima, têm-se a força transmitida como descrito na Equação (79):

$$F_{Y_{m\acute{a}x}} = m_E | -Y_{m\acute{a}x} \omega^2 \text{sen}(\omega t) |; \quad p/\omega t = \frac{\pi}{2} \quad (79)$$

$$F_{Y_T} = \mu m_E Y_{m\acute{a}x} \omega^2 \times 10^{-3} = \mu m_E Y_{m\acute{a}x} (2\pi f_{m\acute{a}x})^2$$

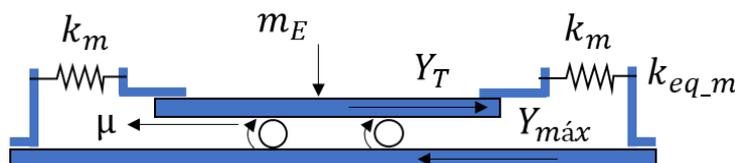


Figura 81 – Representação do sistema DRIV, evidenciando a atuação de forças quando submetido a um sinal harmônico, em vibração forçada. Fonte: Autoria Própria.

2) Projeto dos elementos atenuadores:

A partir da lei de Hooke para elementos elásticos, iguala-se a força transmitida pela excitação (F_{i_T}), com a força imposta aos elementos (F_{eq_m}), obtendo-se a Equação (80):

$$F_{i_T} = F_{eq_m} = k_{eq_m} \cdot \Delta_m; \quad i = I, S, Y. \quad (80)$$

Logo, assumindo o caso inicial de duas molas dispostas em uma associação em paralelo, com a incorporação de pares adicionais também em paralelo até se atingir um valor necessário para o nível de deformação delimitada, têm-se a Equação (81):

$$k_{eq_m} = 2k_m(n + 1) \quad (81)$$

Esta variação é proposta pelo termo (n), no qual atribui-se ($n = 0$) para o caso mínimo de apenas 02 molas; logo ($n = 1$) para um par adicional incorporado em paralelo com o par mínimo, e assim consecutivamente. Substituindo o termo de (k_{eq_m}), e a rigidez de uma mola helicoidal (k_m), têm-se:

$$\frac{F_{i_T}}{\Delta_m} = \frac{d^4 G}{8N_m D^3} 2(n + 1); \quad i = I, S, Y. \quad (82)$$

Admitindo o mesmo deslocamento entre um par de molas e a estrutura, ($\Delta_m = \Delta_E$), e assumindo o deslocamento para meio ciclo, obtêm-se a relação da Equação (83):

$$\Delta_E = \frac{4F_{i_T}(D^3)N_m}{(d^4)G(n+1)}; \quad i = I, S, Y. \quad (83)$$

Considerando o valor da deformação mais eficiente imposta a apenas uma única mola, como (ε_{i_m}), e seu comprimento útil (L_u), têm-se o dimensionamento pela Equação (84).

$$L_u \varepsilon_{i_m} = \frac{4F_{i_T}(D^3)N_m}{(d^4)G(n+1)}; \quad i = I, S, Y. \quad (84)$$

Isolando o termo (ε_{i_m}), em percentual na Equação (84), e assumindo termos distintos de deformação da mola para uma dada vibração livre por impulso (F_{I_T}), excitação sísmica (F_{S_T}), ou forçada de base (F_{Y_T}), têm-se a Equação (85):

$$\begin{aligned}\varepsilon_{I_m} &= \frac{4F_{I_T}(D^3)N_m}{L_u(d^4)G(n+1)} \times 100 = \frac{(4 \times 10^2)(D^3)N_m [F_{I_{m\acute{a}x}} - \mu(m_E A_g)]}{L_u(d^4)G(n+1)} \\ \varepsilon_{S_m} &= \frac{4F_{S_T}(D^3)N_m}{L_u(d^4)G(n+1)} \times 100 = \frac{\mu(4 \times 10^2)m_E a_{m\acute{a}x}(A_g)(D^3)N_m}{L_u(d^4)G(n+1)} \\ \varepsilon_{Y_m} &= \frac{4F_{Y_T}(D^3)N_m}{L_u(d^4)G(n+1)} \times 100 = \frac{(4 \times 10^2)(D^3)N_m [\mu m_E Y_{m\acute{a}x}(2\pi f_{m\acute{a}x})^2 \times 10^{-3}]}{L_u(d^4)G(n+1)}\end{aligned}\quad (85)$$

Compreendendo que o fuso mecânico padrão aplicado na construção das molas LMF possui um número de espiras ($N_f = 33$ und.) em ($L_{uf} = 0,1$ m) de comprimento útil, pode-se então calcular um coeficiente dimensional de mola LMF (CD_{m_LMF}), e se determinar um padrão de variação para qualquer tipo de mola helicoidal LMF utilizada no DRIV. Logo:

$$CD_{m_LMF} = \frac{N_f}{L_{uf}} \approx 330 \text{ und./m} \quad (86)$$

Para o caso das molas de aço testadas no DRIV, o número de espiras é de ($N_f = 8$ und.) em ($L_{uf} = 0,082$ m) de comprimento útil, pode-se então calcular um coeficiente dimensional da mola de aço ($CD_{m_aço}$), e se determinar o padrão desta mola utilizada no DRIV. Logo:

$$CD_{m_aço} = \frac{N_f}{L_{uf}} \approx 98 \text{ und./m} \quad (87)$$

Desta forma, têm-se para todos os tipos de excitações e atenuadores a Equação (88):

$$\begin{aligned}\varepsilon_{I_m} &\approx \frac{(4 \times 10^2)(D^3) [F_{I_{m\acute{a}x}} - \mu(m_E A_g)]}{(d^4)G(n+1)} CD_m \\ \varepsilon_{S_m} &\approx \frac{\mu(4 \times 10^2)m_E a_{m\acute{a}x}(A_g)(D^3)}{(d^4)G(n+1)} CD_m \\ \varepsilon_{Y_m} &\approx \frac{(4 \times 10^2)(D^3) [\mu m_E Y_{m\acute{a}x}(2\pi f_{m\acute{a}x})^2]}{(d^4)G(n+1)} CD_m\end{aligned}\quad (88)$$

3) Atendimento aos critérios de projeto:

Os critérios de projeto são definidos como três tipos, o 1º referente a instalação, o 2º a eficiência das molas e o 3º referente a possibilidade de avaria do sistema. No primeiro critério o deslocamento calibrado no DRIV que está diretamente relacionado com o comprimento útil da mola selecionada, deve via de regra estar dentro de um deslocamento mínimo de 30 mm e máximo de 100 mm, que são os limites dimensionais dos guias lineares. É válido salientar que o deslocamento calibrado é função da pré-deformação ou *offset* imposto as molas LMF, que no algoritmo desenvolvido foi estabelecido em $[(3/5) \varepsilon_{m\acute{a}x}]$.

No segundo critério de projeto a deformação de meio ciclo efetiva da mola (ε_{i_m}) deve ser inferior a um determinado limite de deformação máxima reversível ($\varepsilon_{m\acute{a}x}$) subtraído do *offset* padrão. O valor de ($\varepsilon_{m\acute{a}x}$) deve ser obtido após caracterização quase-estática das molas, onde o elemento nunca deverá ultrapassá-lo, para qualquer entrada, sobre o ônus de ocorrência de deformação plástica residual durante o ciclo de carga ou tração. Logo, deve-se seguir a relação descrita na Equação (89):

$$\begin{aligned} \varepsilon_{i_m} &\leq \left\{ \varepsilon_{m\acute{a}x} - \left(\frac{3}{5}\right) \varepsilon_{m\acute{a}x} \right\} & (89) \\ \varepsilon_{m\acute{a}x} &\geq \varepsilon_{i_m} + \text{offset} \end{aligned}$$

Para que o elemento não flambe, com um fator de segurança, durante o ciclo de descarga ou compressão, uma dada deformação mínima ($\varepsilon_{m\grave{i}n}$), deve ser atendida. Desta forma, deve-se seguir a relação descrita na Equação (90). Como a deformação mínima está sempre em função do *offset* e da deformação máxima, ela sempre estará apta caso a condição da Equação (89) também esteja, logo deve-se projetar a mola para que atenda esta situação.

$$\begin{aligned} \varepsilon_{m\grave{i}n} &= \left(\frac{1}{5}\right) \varepsilon_{m\acute{a}x} & (90) \\ \varepsilon_{m\grave{i}n} &\leq \text{offset} - \varepsilon_{i_m} \end{aligned}$$

Assumindo um valor fixo para o diâmetro do fio da mola, se a relação da Equação (89) não for satisfeita deve-se acrescentar um par de molas adicional ao DRIV, e assim repetir o ciclo de cálculo, nesta sequência, até que o critério esteja atendido. Ainda obedecendo o segundo critério de projeto ao atingir-se um limite máximo de 04 pares totais de molas, que é a condição

de viabilidade de eficiência, totalizando 08 molas LMF no DRIV, deve-se encerrar o laço de programação do algoritmo e retornar os valores calculados, como o número total de pares de molas, deformação efetiva das molas, deslocamento da estrutura e energia total dissipada.

No terceiro e último critério de projeto o algoritmo deve verificar se o deslocamento efetivo das molas é menor do que o deslocamento máximo admissível do DRIV, assim como se a deformação imposta está dentro dos limites de plastificação e flambagem do elemento. Feito isto o algoritmo deve retornar um comando de aviso se houve ou não risco de avaria do sistema e se os elementos atenuadores precisam ser substituídos. Caso o terceiro critério não seja atendido, uma barreira de contenção do deslocamento, ou “batentes de contenção” irão evitar que o sistema colapse, ou seja, que os carros de calibração das molas saiam dos trilhos, assegurando assim a estabilidade do pórtico de edifício.

O algoritmo que comanda o DRIV foi desenvolvido no *software Matlab®* e aplicado na solução dos cálculos e atendimento dos critérios de projeto. Uma versão das linhas do código pode ser vista no Apêndice B5. Na Figura 82 é mostrado uma ilustração do modelo estrutural sob a concepção do DRIV, incorporado dos elementos atenuadores, destacando a deformação das molas quando o sistema é excitado com uma certa força $[F(t)]$.

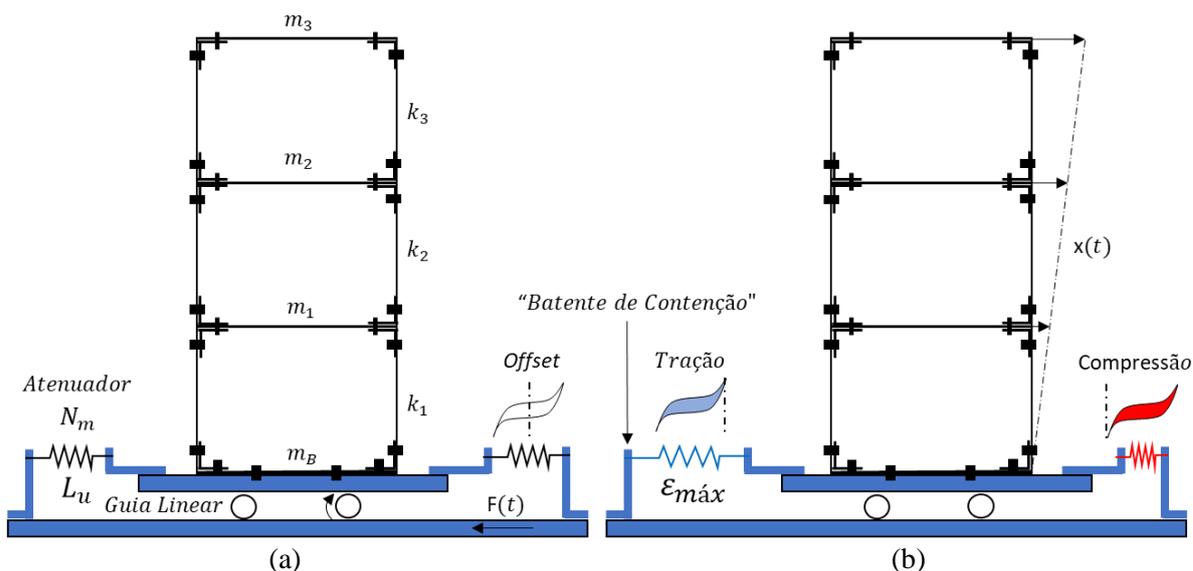


Figura 82 – Representação esquemática da concepção do sistema DRIV. (a) Aplicação do par mínimo de molas helicoidais associadas em série; (b) Ilustração do comportamento dinâmico das molas quando o DRIV está sob excitação. Fonte: Autoria Própria.

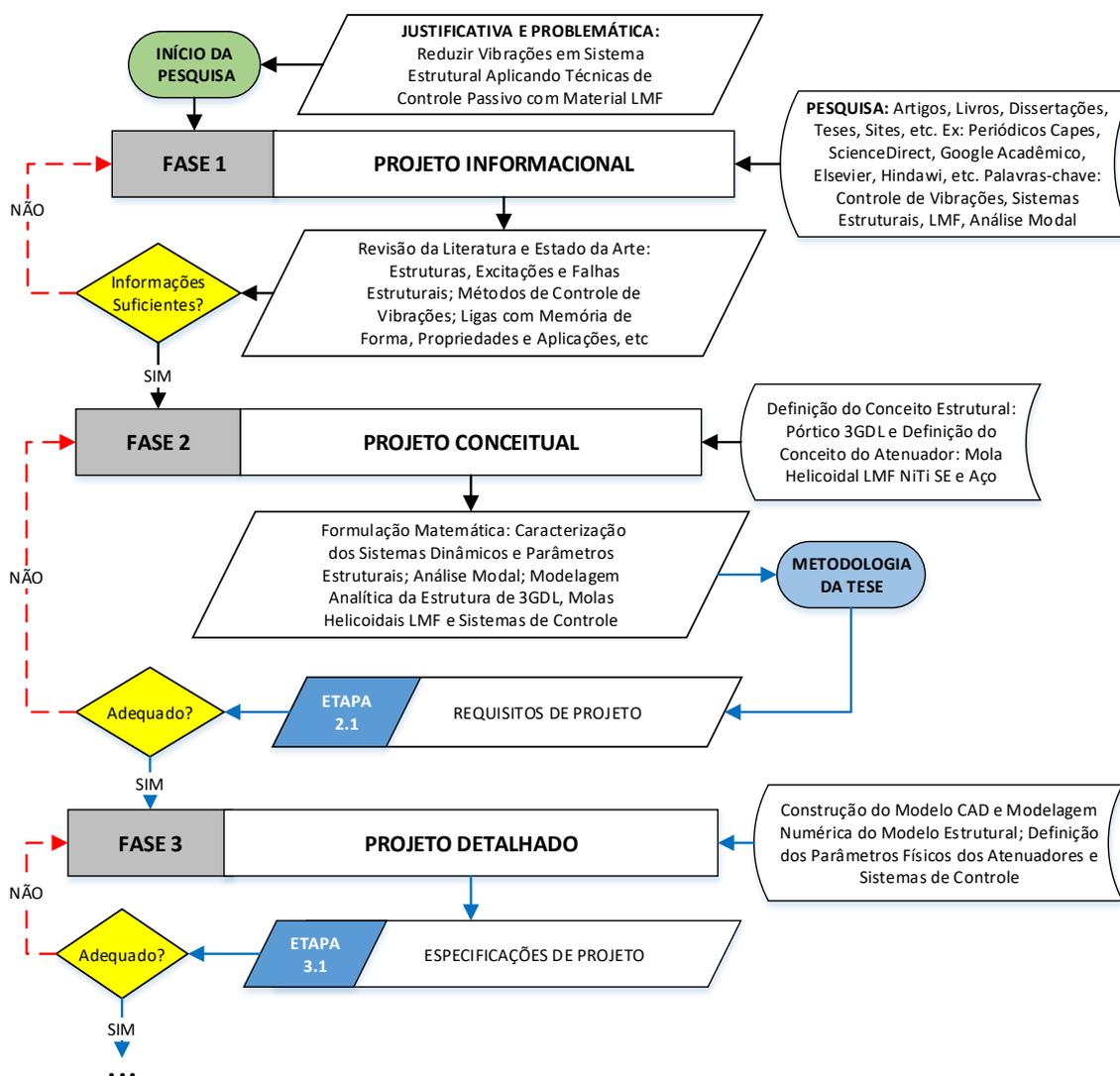
Para que os testes dinâmicos também sejam possíveis deve-se atender as limitações da mesa vibratória, como a sua capacidade de carga e frequências de excitação. Estes parâmetros serão definidos nos requisitos de projeto previstos na metodologia do Capítulo V.

CAPÍTULO V

MATERIAIS E MÉTODOS

5.1 Processo Metodológico

Apresenta-se neste tópico as seis (06) principais fases aplicadas na pesquisa conforme ilustrado no Fluxograma da Figura 83. O detalhamento das fases é descrito a seguir.



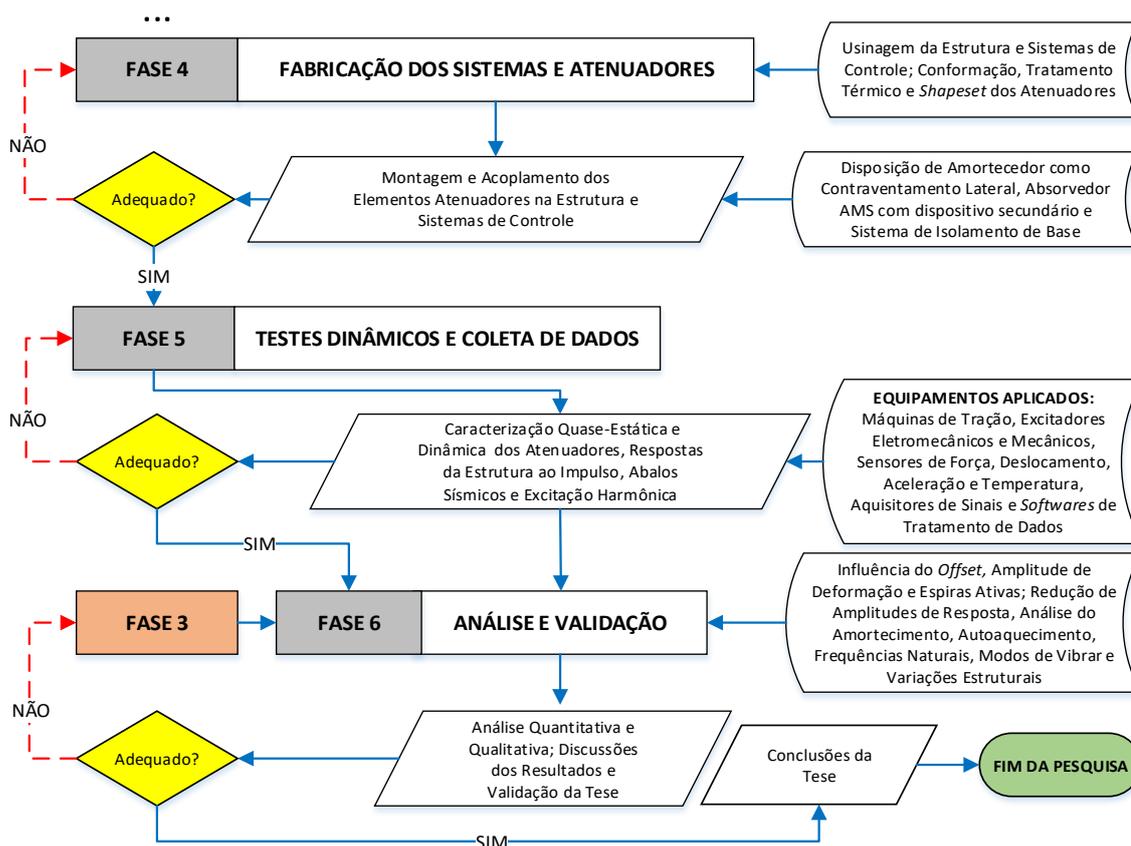


Figura 83 – Fluxograma esquemático da sequência operacional empregada na metodologia do projeto. Fonte: Autoria Própria.

Neste fluxograma inicia-se com as fases de projeto informacional e do projeto conceitual do modelo a partir das formulações matemáticas e modelagem analítica, seguindo com as definições dos requisitos de projeto. Na terceira fase tem-se o projeto detalhado e as suas especificações seguidas dos processos de fabricação e testes da estrutura com a incorporação dos elementos atenuadores, finalizando com os procedimentos dos ensaios experimentais e validação dos resultados da pesquisa.

Em termos da metodologia da pesquisa o trabalho se enquadra segundo Gil (2002) em relação a “natureza” como sendo uma pesquisa do tipo “aplicada”, pois tem desígnio imediato de gerar produtos ou processos relacionados. Em termos de “objetivos” é descrita como pesquisa do tipo “explicativa”, pois se propõe a identificar fatores que determinam ou que contribuem para a ocorrência dos fenômenos. Este é o tipo que aprofunda de maneira mais eficiente o conhecimento da realidade, explicando a razão e o seus porquês.

Com relação a “abordagem” pode ser classificada como “quantitativa” pois requer o uso de recursos e técnicas, procurando traduzir em números os conhecimentos suscitados, como

também de viés “qualitativo”, pois o ambiente estudado é fonte direta para coleta de dados, interpretação de fenômenos e atribuição de significados.

Em relação ao “procedimento técnico” a pesquisa é enquadrada como do tipo “analítica, numérica e experimental”, que é aplicada quando se determina um objeto de estudo, seleciona as variáveis que seriam capazes de influenciá-lo, define as formas de controle e observação dos efeitos que as variáveis poderiam produzir no objeto, e assim detectam a relação de causa-efeito entre variáveis e fenômeno (GIL, 2002).

5.1.1 Projeto Conceitual e Requisitos de Projeto

Adotando como referência o fluxograma desenvolvido na Figura 83, pode-se verificar que ao satisfazer-se a primeira fase do projeto informacional, onde define-se a problemática e justificativa do estudo, segue-se com a revisão da literatura e estado da arte e subsequente fase do projeto conceitual com a concepção do modelo 3GDL e sistemas de controle, e respectiva formulação matemática e caracterização dinâmica. A partir desta fase é necessário identificar os requisitos de projeto na sequência metodológica da tese. A Figura 84 ilustra o fluxograma detalhando o processo de definição destes requisitos.

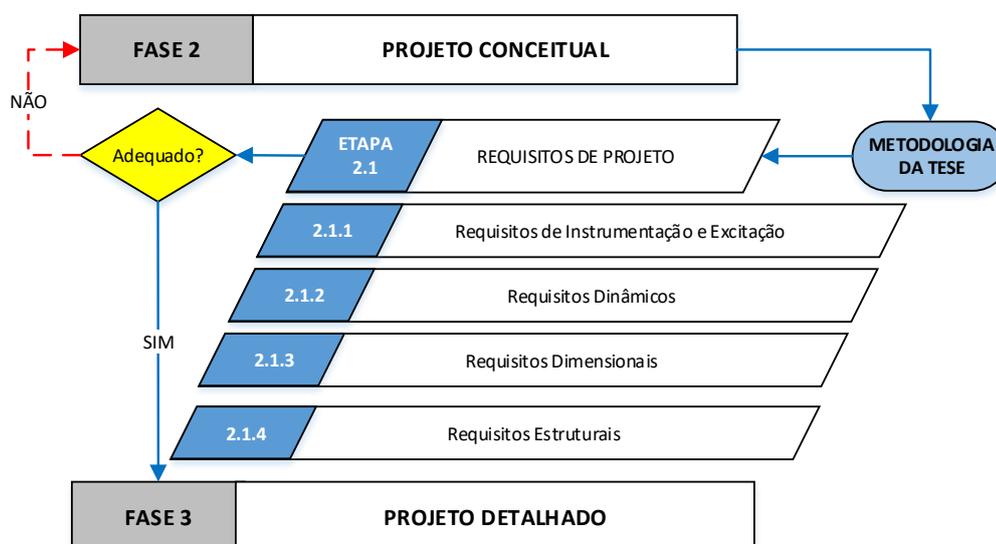


Figura 84 – Detalhamento do fluxograma esquemático da sequência operacional empregada na definição dos requisitos de projeto. Fonte: Autoria Própria.

A imposição destes requisitos se deu em função de algumas limitações da infraestrutura disponível nos laboratórios utilizados nos testes experimentais, como o LVI e LaMMEA da UFCG. A seguir estão detalhadas as ações que corroboram esta etapa.

ETAPA 2.1.1: Requisitos de Instrumentação e Excitação

- 2.1.1.a: Sensores de deslocamento – LVDT's:
 - ✓ Faixa de medição nominal: 10, 20 e 100 mm pp.
- 2.1.1.b: Sensores de aceleração – Acelerômetros piezoelétricos:
 - ✓ Alcance de frequência: 1 até 7 kHz.
 - ✓ Alcance de medição: ± 250 gpk.
- 2.1.1.c: Sensores de força – Células de carga:
 - ✓ Faixa de medição nominal: 10 N, 1 kN.
- 2.1.1.d: Sensor de temperatura – Termopar tipo K:
 - ✓ Alcance de medição: 1250 °C.
- 2.1.1.e: Vibração livre – Martelo de impacto:
 - ✓ Força máxima: $\pm 22,2$ kN pk.
- 2.1.1.f: Vibração sísmica e vibração forçada – *Shake Table*:
 - ✓ Aplicação: Análise modal do pórtico, caracterização quase-estática da mola de AÇO (A5) e dinâmica das molas LMF (M1), (M3), (M5).
 - ✓ Deslocamento máximo: $\pm 7,6$ cm.
 - ✓ Aceleração máxima: 24,5 m/s².
 - ✓ Carga máxima sobre a mesa vibratória: 15 kg.
 - ✓ Faixa útil de frequência de excitação: 0,005 até 20 Hz.
 - ✓ Frequências da caracterização das molas: 0,005 Hz; 0,01 Hz e 4 Hz.
- 2.1.1.g: Ensaio de tração – INSTRON 5582:
 - ✓ Aplicação: Caracterização quase-estática da mola LMF (M3).
 - ✓ Frequências da caracterização das molas: 0,01 Hz.

ETAPA 2.1.2: Requisitos Dinâmicos

- 2.1.2.a: Frequências naturais das estruturas:
 - ✓ Limitação de frequência da estrutura pela mesa vibratória: 0,5 até 20 Hz.
 - ✓ Limite máximo de variação das frequências naturais: 10% (Aceitável).
- 2.1.2.b: Deslocamentos dos pisos das estruturas:
 - ✓ Limitações dos LVDT's: 20 mm pp.

OBS: Deslocamento de base delimitado pelo requisito anterior: Até 1 mm pk.

ETAPA 2.1.3: Requisitos Dimensionais

- 2.1.3.a: Dimensões da estrutura, contraventamento, AMS e DRIV:
 - ✓ Limitações físicas estabelecidas da estrutura: (1,0 x 0,3 x 0,3) m.
 - ✓ Limitação da espessura das colunas da estrutura: Até 1,5 mm.
 - ✓ Limitação do nº de atenuadores LMF no contraventamento: 06.
 - ✓ Limitações físicas do AMS: (200 x 50 x 3) mm.
 - ✓ Limitação do nº de atenuadores LMF no AMS: 02.
 - ✓ Limitações físicas do DRIV pela mesa vibratória: (50 x 40 x 5) cm.
 - ✓ Limitações de instalação dos atenuadores no DRIV: 30 até 100 mm.
 - ✓ Limitação do nº de pares totais dos atenuadores LMF no DRIV: 04.
 - ✓ Limitação do nº de pares totais dos atenuadores de AÇO no DRIV: 01.
- 2.1.3.b: Dimensões dos atenuadores:
 - ✓ Limitações do fuso mecânico “LMF”: ($N_f \times L_{uf}$) → (33 und. x 100 mm).
 - ✓ Limitações da mola LMF: ($dx D x L_u$) → (Até 1,5 x 10 x 100) mm.
 - ✓ Limitações do fuso mecânico “AÇO”: ($N_f \times L_{uf}$) → (8 und. x 82 mm).
 - ✓ Limitações da mola de AÇO: ($dx D x L_u$) → (2,8 x 27 x 82) mm.

ETAPA 2.1.4: Requisitos Estruturais

- 2.1.4.a: Massa da estrutura, contraventamento, AMS e DRIV:
 - ✓ Limitação de massa da estrutura pela mesa vibratória: $m_E \leq 15$ kg.
 - ✓ Limitação de massa do AMS: $5\% \times m_E$.
 - ✓ Limitação de massa do DRIV: $m_{MCEI} \leq 15$ kg – m_E .
- 2.1.4.b: Rigidez estrutural do pórtico e atenuadores:
 - ✓ Limitação da rigidez da estrutura pelas frequências: $k_{eq} \leq 3$ kN/m.
 - ✓ Limitação da rigidez dos atenuadores LMF: $1,0 \times k_{eq}$
 - ✓ Limitação da rigidez das molas de AÇO: $2,0 \times k_{eq}$
- 2.1.4.c: Comportamento termomecânico dos atenuadores:
 - ✓ Limitação do efeito superelástico LMF: $A_f \leq 30$ °C.
 - ✓ Limitação da deformação imposta as molas LMF: $\varepsilon_{im} \leq \varepsilon_{máx} - \left(\frac{3}{5}\right) \varepsilon_{máx}$.
 - ✓ Limitação da deformação imposta as molas de AÇO: $\varepsilon_{im} \leq \varepsilon_{máx}$.
 - ✓ *Offset* dos atenuadores LMF no DRIV: $(3/5) \varepsilon_{máx}$.
 - ✓ *Offset* dos atenuadores de AÇO no DRIV: Sem *offset*.

5.1.2 Projeto Detalhado e Especificações de Projeto

A partir da definição dos requisitos de projeto, ou seja, da delimitação dos parâmetros e propriedades possíveis a serem aplicadas no modelo estrutural e sistemas de controle, faz-se necessário especificar parâmetros imperativos para o cumprimento dos requisitos propostos. A sequência das especificações é vista no fluxograma da Figura 85.

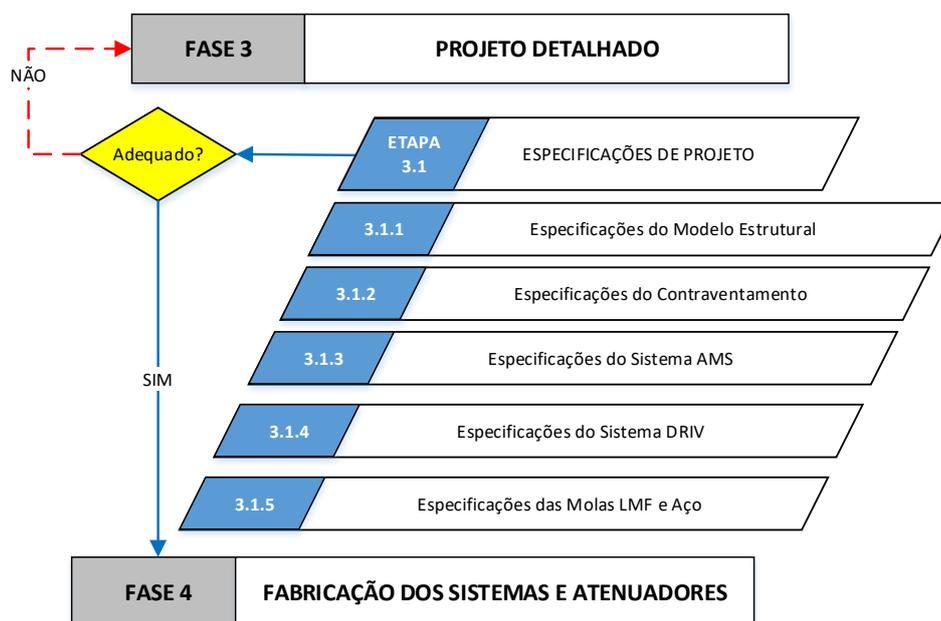


Figura 85 – Detalhamento do fluxograma esquemático da sequência operacional empregada na definição das especificações de projeto. Fonte: Autoria Própria.

A seguir estão detalhadas as ações que corroboram esta etapa do projeto.

ETAPA 3.1.1: Especificações do Modelo Estrutural

- 3.1.1.a: Material e propriedades físicas:
 - ✓ Material: Aço carbono, aço fundido, aço inoxidável e alumínio.
 - ✓ Material das colunas: Aço inoxidável 304 A.
 - ✓ Componentes do modelo: Placas, chapas e cantoneiras.
 - ✓ Elementos para fixação: Parafusos allen, sextavados, porcas convencionais, porcas autotravantes e arruelas.
- 3.1.1.b: Parâmetros dimensionais:
 - ✓ Tipo de coluna: 04 colunas prismáticas retangulares por piso.
 - ✓ Espessura das colunas selecionada: $\cong 1,0\text{mm}$.

- ✓ Relação largura x profundidade x altura: Quadrática e simétrica.

ETAPA 3.1.2: Especificações do Contraventamento

- 2.1.2.a: Material e propriedades físicas:
 - ✓ Componentes secundários: 06 fios rígidos de aço cruzados, dois por piso.
 - ✓ Componentes de fixação: buchas helicoidais de bronze, olhais metálicos e abraçadeiras plásticas.
 - ✓ Atenuadores: 06 molas helicoidais LMF cruzadas, duas por piso.
- 2.1.2.b: Propriedades dinâmicas:
 - ✓ *Offsets* testados: 100% e 300%.
 - ✓ Força de impulso aplicada no martelo de impacto: 25N.
 - ✓ Deslocamento enviado e medido pela *Shake Table*: 0,7 e 0,4 mm pk.

ETAPA 3.1.3: Especificações do Sistema AMS

- 2.1.3.a: Material e propriedades físicas:
 - ✓ Material: Aço comum e aço inoxidável.
 - ✓ Tipo da haste do pêndulo: Prismática retangular.
 - ✓ Tipo da massa inercial: Circular de 0,250 kg.
 - ✓ Ângulo de inclinação do atenuador LMF: $\theta_i = 28,8^\circ$.
 - ✓ Componentes secundários: 02 fios rígidos de aço estaiados no AMS.
 - ✓ Componentes de fixação: Cantoneiras metálicas, parafusos allen e porcas, buchas helicoidais, olhais metálicos e abraçadeiras plásticas.
 - ✓ Atenuadores: 02 molas helicoidais LMF estaiadas no AMS.
- 2.1.3.b: Propriedades dinâmicas:
 - ✓ *Offsets* testados: 100% e 300%.
 - ✓ Frequência sintonizada: $2^\circ f_n$ da estrutura.
 - ✓ Força de impulso aplicada no martelo de impacto: 25N.
 - ✓ Deslocamento enviado e medido pela *Shake Table*: 0,7 e 0,4 mm pk.

ETAPA 3.1.4: Especificações do Sistema DRIV

- 2.1.4.a: Material e propriedades físicas:
 - ✓ Material: Aço comum, aço inoxidável e plástico.

- ✓ Componentes secundários: Base do DRIV, 02 guias lineares NSK, 02 carros de calibração das molas, 02 trilhos plásticos acoplados aos carros, parafusos de fixação da base, cantoneiras de fixação da estrutura, buchas helicoidais e abraçadeiras plásticas.
- ✓ Massa do DRIV: $\cong 6,5$ kg.
- ✓ Atenuadores: Pares de molas LMF e AÇO associadas em paralelo.
- 2.1.4.b: Propriedades dinâmicas:
 - ✓ *Offset* testado: 300%.
 - ✓ Sismos padrões aplicados pela *Shake Table*: Northridge e Mendocino.
 - ✓ Deslocamento enviado e medido pela *Shake Table*: 0,7 e 0,4 mm pk.

ETAPA 3.1.5: Especificações dos Atenuadores LMF e AÇO

- 2.1.4.a: Material e propriedades físicas:
 - ✓ Composição química mola LMF: Ni_{50%}Ti_{50%}.
 - ✓ Propriedade explorada da LMF: Superelasticidade (SE).
 - ✓ Fabricação mola LMF: Conformação a frio e tratamento de recozimento.
 - ✓ Material mola de AÇO: Aço carbono comum.
 - ✓ Fabricação mola de AÇO: Conformação mecânica a frio.
- 2.1.4.b: Parâmetros dimensionais:
 - ✓ Forma do atenuador LMF: Mola helicoidal aberta de Tração.
 - ✓ Diâmetro do fio e espira LMF: 0,9 e 10 mm.
 - ✓ Distância entre espiras LMF: 3,0mm.
 - ✓ Ângulo de inclinação da espira LMF: 5°.
 - ✓ Comprimento útil máximo do atenuador LMF: 15 mm.
 - ✓ Coeficiente dimensional e índice de mola LMF: 330 und./m e 11,1 adm.
 - ✓ Forma do atenuador de AÇO: Mola helicoidal aberta Tração/Compressão.
 - ✓ Diâmetro do fio e espira de AÇO: 2,8 e 27 mm.
 - ✓ Distância entre espiras de AÇO: 10,2 mm.
 - ✓ Ângulo de inclinação da espira de AÇO: 10°.
 - ✓ Comprimento útil máximo do atenuador de AÇO: 50 mm.
 - ✓ Coeficiente dimensional e índice de mola de AÇO: 98 und./m e 9,6 adm.

5.2 Construção do Modelo CAD da Estrutura

A concepção do sistema estrutural foi concretizada em ambiente computacional com o intuito de se determinar as dimensões físicas e materiais aplicados na construção do pórtico, com objetivo inicial de se verificar a integridade e estabilidade estrutural através de simulação e análise modal numérica, ainda na fase de projeto. Para isto foram seguidos os requisitos de projeto definidos na metodologia a partir dos critérios e parâmetros estruturais estabelecidos, como a rigidez equivalente, facilidade de montagem/desmontagem, resistência das colunas, fixação das uniões, e dinâmica do modelo. Este último requisito delimitado pela massa e faixa de frequência de excitação, e outros parâmetros admissíveis da mesa vibratória, *Shake Table*.

Na Figura 86 pode ser visto o pórtico referente a estrutura, com suas respectivas cotas e vistas principais, que posteriormente serão aplicadas na obtenção da análise modal analítica e numérica. O desenho em CAD detalhado utilizado no estudo se encontra no Apêndice A.

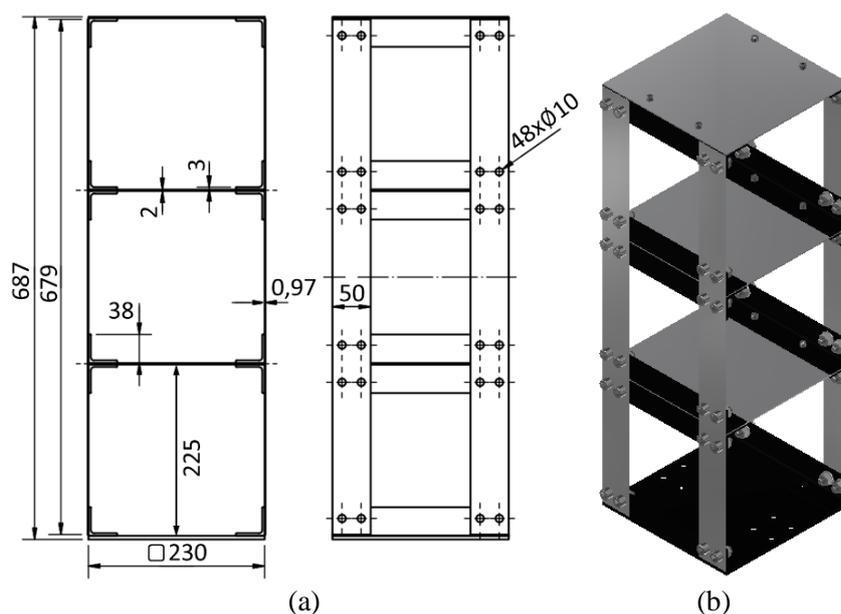


Figura 86 – Desenho CAD do pórtico de edifício de 3GDL. (a) Vistas principais da estrutura; (b) Isométrica do modelo. Fonte: Autoria Própria.

5.2.1 Modelagem e Análise Modal da Estrutura

Na modelagem analítica definida pela formulação matemática para um sistema que se adequa a um edifício de três pisos, foi desenvolvido um algoritmo no ambiente *Matlab*® a partir da segunda lei de movimento de Newton e determinação da matriz dinâmica do sistema, encontrando-se as frequências naturais de vibração pelos autovalores da equação característica

e as formas modais pelos respectivos autovetores. A rotina utilizada pode ser visualizada no Apêndice B1. Nesta análise preliminar, como simplificação foi desprezado o amortecimento viscoso e estimado parâmetros do sistema apenas sob vibração livre. Os parâmetros físicos implementados foram obtidos pelo CAD do modelo, equações de rigidez e de inércia, e massas dos componentes estruturais medidas por pesagem, incluindo parafusos, porcas e arruelas.

Na etapa da análise modal numérica a estrutura foi modelada em CAD, e posteriormente simulada seu comportamento dinâmico. Na análise considerou-se o sistema em vibração livre com a base como superfície fixa. Assim pôde-se determinar as frequências naturais e modos vibracionais, destacando os deslocamentos máximos e mínimos de amplitudes em cada ponto. Para a construção do modelo e elaboração do desenho técnico, foi usado o *software* comercial de desenho e modelagem *Autodesk Inventor*® em sua versão 2018. Já para a análise modal foi usado o *software* de desenvolvimento e simulação *Ansys*® em sua versão 16.0, apresentando assim uma melhor precisão nos resultados obtidos.

Para esta fase do projeto não foi aplicado o estudo do sistema com a implementação dos elementos atenuadores devido ao alto grau de complexidade da modelagem e simulação com tais acoplamentos e elementos de comportamento não-linear, ficando delimitada no escopo da pesquisa apenas a fase que aplica aos ensaios modais experimentais.

A fase de modelagem e simulação numérica é uma etapa essencial pois tem a finalidade de se verificar o comportamento dinâmico dos sistemas de forma preliminar, ainda na fase do projeto detalhado, impedindo assim que falhas descobertas neste processo comprometam a integridade física da estrutura ou ainda impossibilitem a realização dos testes experimentais após a fase de fabricação. Um exemplo da necessidade desta análise é a possível limitação dos equipamentos de excitação e instrumentação, como descritos nos requisitos de projeto.

Em termos da simulação, foi gerada uma malha de controle com elementos tipo mistos, lineares e quadráticos na configuração de tetraédricos e hexaédricos, contendo um total de 1.534.436 nós e 525.918 elementos, o modelo proporciona um tamanho ótimo de 2,0 mm do elemento, para este caso sendo o suficiente para que haja uma convergência dos resultados, com uma variação mínima dos parâmetros. Nesta simulação o atrito entre as partes da estrutura e o contato entre os metais das uniões foram desprezados para simplificar a análise.

Assim, na Figura 87 está apresentado a malha gerada para simulação da estrutura a partir da aplicação do método dos elementos finitos, o MEF, sendo destacado o refinamento nas colunas em relação aos outros componentes da estrutura de 3GDL.

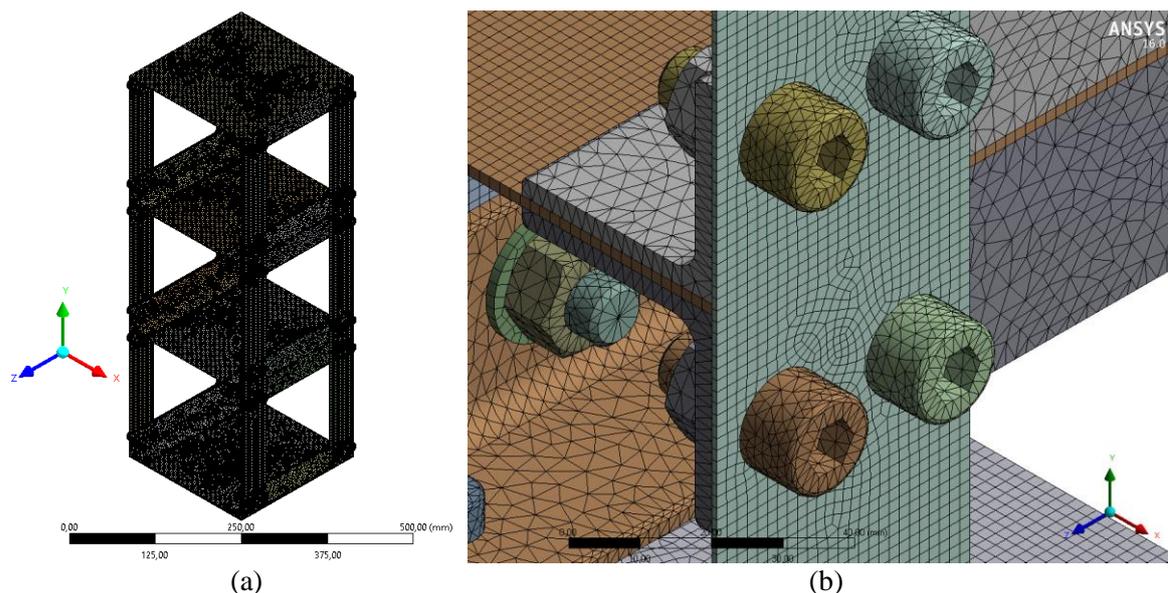


Figura 87 – Malha da simulação numérica gerada pelo *Ansys*®. (a) Malha completa da estrutura; (b) Detalhe do refino da malha nas colunas. Fonte: Autoria Própria.

5.3 Estrutura, Sistemas de Controle e Elementos Atenuadores

5.3.1 Fabricação do Modelo Estrutural

Neste trabalho foi usado um protótipo de estrutura projetada e construída no Laboratório de Vibrações e Instrumentação (LVI), com suporte da oficina mecânica, ambos presentes na Unidade Acadêmica de Engenharia Mecânica (UAEM) da Universidade Federal de Campina Grande (UFCG).

O protótipo é formado basicamente por placas quadradas de alumínio da série 8XXX para composição dos pisos da estrutura, e chapas retangulares de aço inoxidável tipo 304 A, para composição das colunas, e como elementos de ligação: cantoneiras 7/8", parafusos allen e parafusos sextavados com porcas convencionais e autotravantes e ainda arruelas, todas em aço comum. Tendo em vista que a estrutura será submetida a esforços dinâmicos, foi realizado o cálculo de torque efetivo para todos os tipos de parafusos aplicados na montagem do modelo, no qual se obteve um valor médio de 40 N.m (BUDYNAS, R. G. & NISBETT, J. K., 2011), garantindo um aperto eficiente em todas as uniões que compõe o pórtico metálico.

Na Tabela 3 são especificadas as dimensões dos elementos, propriedades e quantidades dos componentes utilizados na fabricação do pórtico de edifício. Já na Figura 88 ilustra-se partes da estrutura e sua respectiva montagem final em fotografias reais.

Tabela 3 – Componentes utilizados na construção do sistema estrutural. Fonte: Autoria Própria.

Componentes da Estrutura	Parâmetros Dimensionais (mm)	Material	Massa (kg)	Quant. Und.
<i>Colunas</i>	$l \times b \times h$ (679 x 50 x 0,97)	<i>Aço Inox.</i> $E \cong 193 \text{ GPa}$ $\rho \cong 7850 \text{ kg/m}^3$	0,260	04
<i>Pisos</i>	$l \times b \times h$ (230 x 230 x 2)	<i>Alumínio</i> $E \cong 71 \text{ GPa}$ $\rho \cong 2700 \text{ kg/m}^3$	0,278	03
<i>Base</i>	$l \times b \times h$ (230 x 230 x 5)	<i>Aço Fundido</i> $E \cong 200 \text{ GPa}$ $\rho \cong 7500 \text{ kg/m}^3$	1,920	01
<i>Cantoneiras</i>	$l \times b \times h$ (230 x 38 x 3)	<i>Aço Fundido</i> $E \cong 200 \text{ GPa}$	0,398	12
<i>Parafusos Allen M10</i> <i>“Viga-Pilar”</i>	$\Phi \times \varphi \times l$ (16 x 10 x 30)	<i>Aço Carbono</i> $E \cong 207 \text{ GPa}$	0,021	48
<i>Porcas autotravantes</i> <i>M10</i>	$b \times h$ (17 x 8)		0,010	48
<i>Parafusos Allen M06</i> <i>“Piso”</i>	$\Phi \times \varphi \times l$ (9 x 6 x 30)		0,007	12
<i>Porcas</i> <i>convencionais M06</i>	$b \times h$ (11 x 5)		0,003	12
<i>Arruelas M06</i>	$\Phi \times h$ (20 x 1,5)		0,004	12
<i>Parafusos Sextavado</i> <i>M12 “Base”</i>	$b \times \varphi \times l$ (19 x 12 x 20)		0,026	04
<i>Total</i>	-	-	$\cong 10,33$	156

Φ : Diâmetro de componentes ou da cabeça de parafusos. φ : Diâmetro da rosca dos parafusos.

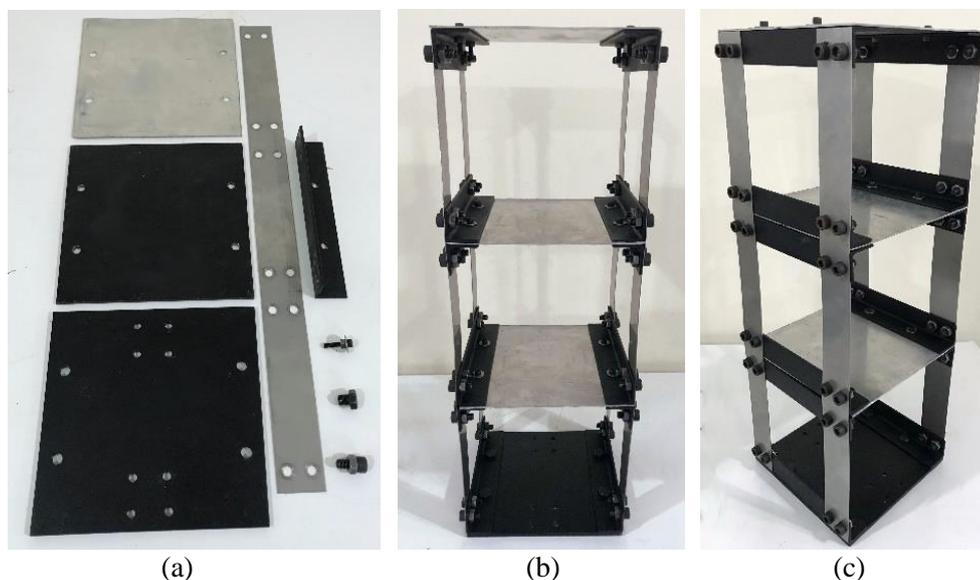


Figura 88 – Modelo estrutural com montagem final dos componentes. (a) Detalhes de componentes usados na construção do modelo; (b) Vista frontal; (c) Isométrica. Fonte: Autoria Própria.

Na Tabela 4 é mostrado os valores de massas correspondentes a base do pórtico, como também ao primeiro e segundo pavimento quando incorporados os elementos de fixação, que possuem massas iguais, e por fim as massas do terceiro piso, apresentando menor valor devido ao menor número de componentes de união. A mensuração da massa da estrutura foi realizada experimentalmente por pesagem em balança com resolução ($5\text{kg} \pm 1\text{g}$). Analisando a tabela é verificado uma massa total referente aos pavimentos e base de aproximadamente 9,29 kg. Logo, como a estrutura final montada apresenta cerca de 10,33 kg, têm-se que a diferença de 1,04 kg é devido aos elementos elásticos, ou seja, as quatro colunas de 0,26 kg cada uma.

Os parâmetros de massa dos pavimentos serão inseridos nos dados de entrada da rotina aplicada na modelagem analítica do modelo estrutural, como apresentado no Apêndice B2.

Tabela 4 – Componentes dos pavimentos da estrutura. Fonte: Autoria Própria.

Estrutura	Base	1° Piso/2° Piso	3° Piso
Componentes	01 Base Aço 02 Cantoneiras 08 Conjuntos M10 04 Parafusos M12	01 Piso Alumínio 04 Cantoneiras 16 Conjuntos M10 04 Conjuntos M06	01 Piso Alumínio 02 Cantoneiras 08 Conjuntos M10 04 Conjuntos M06
Massa (kg)	$m_b = 3,06$	$m_1 = m_2 = 2,42$	$m_3 = 1,39$

Conjunto M10: Parafuso e Porca M10. Conjunto M06: Parafuso, Porca e Arruela M06.

5.3.2 Fabricação e Caracterização dos Atenuadores e Sistemas de Controle

○ *Fabricação e Seleção dos Atenuadores:*

Na fabricação dos atenuadores LMF usou-se um arame comercial de 0,9 mm de bitola de fio, com composição de Níquel-Titânio ($Ni_{51\%}Ti_{49\%}$) fabricado pela empresa Sandinox®, com especificação ASTM F2063, e dito comercialmente como liga NiTiNOL. Este arame já se encontra na temperatura ambiente e regime superelástico, como visto na Figura 89(a).

Na sequência impõe-se a forma helicoidal a partir do enrolamento a frio do fio em um fuso metálico com ranhuras helicoidais, possibilitando a formação das espiras do elemento. Devido a característica SE da LMF a força necessária a deformação do material é bem superior à de um metal comum, sendo necessário o auxílio de um torno mecânico. Após esta fase fixou-se a mola já conformada no fuso a partir de um jaqueteamento por abraçadeiras metálicas. Estas etapas são vistas na Figura 89(b) e Figura 89(c).

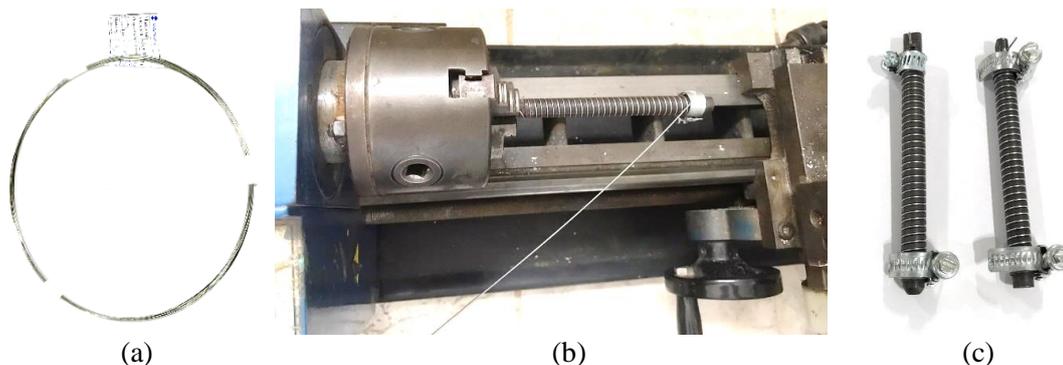


Figura 89 – Fabricação dos atenuadores do tipo mola helicoidal LMF. (a) Arame Sandinix NiTi com bitola 0,9 mm; (b) Conformação com uso de fuso e torno; (c) Fusos com 100 mm de comprimento útil e molas fixadas por abraçadeiras. Fonte: Autoria Própria.

Por fim, o fuso metálico foi levado para um forno de resistência elétrica da fabricante *EDG® F1700-I* para conformação do *shape setting*, ou seja, tipo de sua forma, pelo tratamento térmico do tipo recozimento. Este tratamento consistiu em aquecer a amostra em 500°C em um tempo médio de até 25 minutos. Todos os equipamentos e processo realizado, juntamente com os atenuadores obtidos podem ser observados na Figura 90.

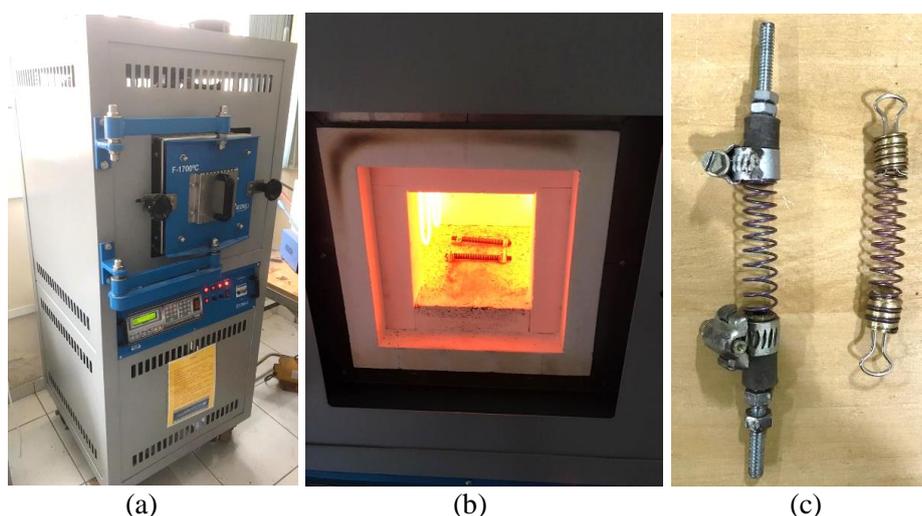


Figura 90 – Tratamento térmico dos atenuadores para *shape setting*. (a) Forno elétrico usado no recozimento das molas; (b) Fusos com molas inseridas no forno; (c) Atenuadores finalizados pós-tratamento térmico. Fonte: Autoria Própria.

Na seleção dos atenuadores de AÇO optou-se por um arame de 2,8 mm de bitola de fio, em composição de aço carbono comum SAE 1020. A forma helicoidal do atenuador também foi obtida por conformação a frio a partir de processo inerente ao fabricante das molas. Após esta fase fixou-se a mola em uma bucha polimérica de ABS, fabricada por manufatura aditiva e impressão 3D. As molas de aço foram utilizadas exclusivamente no sistema de controle que

emprega o DRIV para fins de comparação com os atenuadores LMF superelásticos. Todos os elementos aplicados nos sistemas de controle da análise modal experimental e caracterização, com seus respectivos comprimentos úteis, podem ser visualizados na Figura 91.

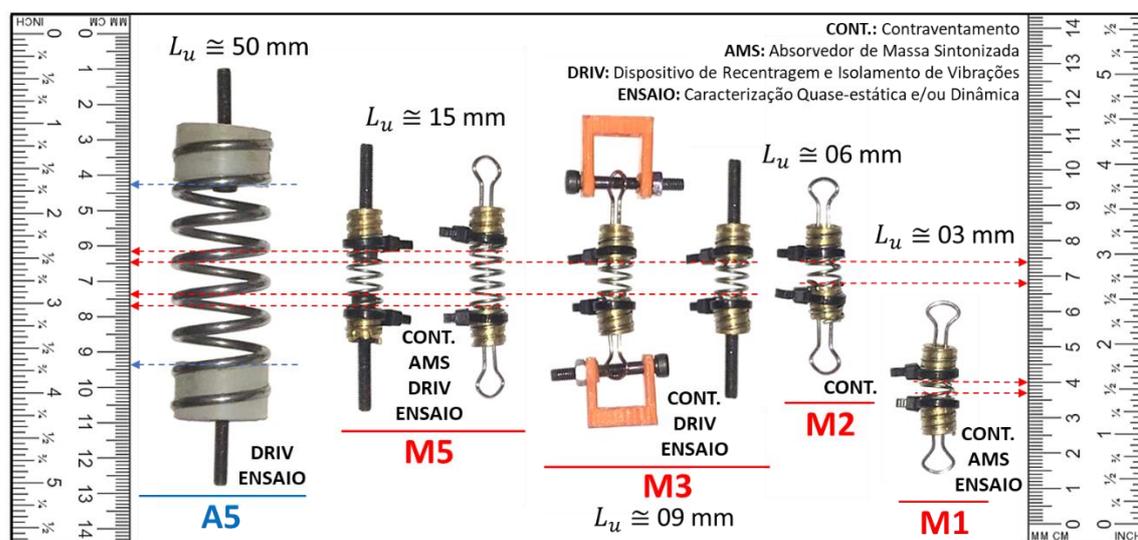


Figura 91 – Tipos de elementos atenuadores aplicados nos sistemas de controle com a representação da escala real do comprimento útil (L_u). Fonte: Autoria Própria.

Outros parâmetros dimensionais e físicos dos elementos atenuadores podem ser vistos e analisados na Tabela 5. A rigidez equivalente média admitida foi considerada assumindo um módulo de elasticidade transversal correspondente a predominância da fase Austenítica corroborado pelo emprego do tratamento térmico de recozimento. Para este caso a literatura aponta um valor de ($G \cong 32,5$ GPa), segundo An, *et al.* (2012). Logo, a aplicação do *offset* leva previamente a transformação de fase e aumento da fração Martensita induzida por tensão mecânica, no qual em aplicações reais diminuiria o valor do módulo de cisalhamento, sendo oscilatório com essas transformações. Assim para simplificar a programação dos algoritmos que comandam os sistemas foi considerado o valor médio desta variável. Os parâmetros de massa e volume foram quantificados pelas equações obtidas na formulação matemática.

Tabela 5 – Parâmetros dimensionais e físicos dos atenuadores. Fonte: Autoria Própria.

Elementos Atenuadores	Espiras Ativas (N_m)	Comprimento Útil (L_u) mm	Rigidez (k_m) N/m	Massa (m_h) g	Volume (V_m) m^3
M5(T/C)	05	15,0	533	0,65	$9,99 \times 10^{-8}$
M3(T/C)	03	9,0	889	0,39	$5,99 \times 10^{-8}$
M2(T/C)	02	6,0	1.333	0,26	$3,99 \times 10^{-8}$
M1(T/C)	01	3,0	2.660	0,13	$1,99 \times 10^{-8}$
A5(T/C)	05	50,0	5.855	20,53	261×10^{-8}

T/C: Mola helicoidal de Tração/Compressão.

o *Fabricação e Montagem dos Sistemas de Controle:*

No projeto dos sistemas de controle passivo admitidos neste estudo deve-se detalhar a concepção e fabricação do contraventamento lateral, do absorvedor de massa sintonizada com dispositivo de amortecimento secundário e do DRIV, dispositivo de recentragem e isolamento de vibrações. Estes três sistemas serão detalhados a seguir.

Para o sistema de contraventamento foram usados fios comerciais de aço (1), de 0,5 mm de diâmetro e com um comprimento aproximado das diagonais da estrutura, cerca de 322 mm, suficiente para incorporação de forma cruzada nos pisos. Uma das extremidades dos fios foi fixada nos pisos por pressão dos componentes de união da estrutura, sendo a outra extremidade fixada aos atenuadores por olhais metálicos dispostos em buchas de bronze e por abraçadeiras plásticas (2), conforme o número de espiras ativas específico da mola LMF. O tensionamento calibrará as molas nos *offsets* programados. Na Figura 92 pode ser visualizado uma fotografia real destes elementos e detalhes da montagem.

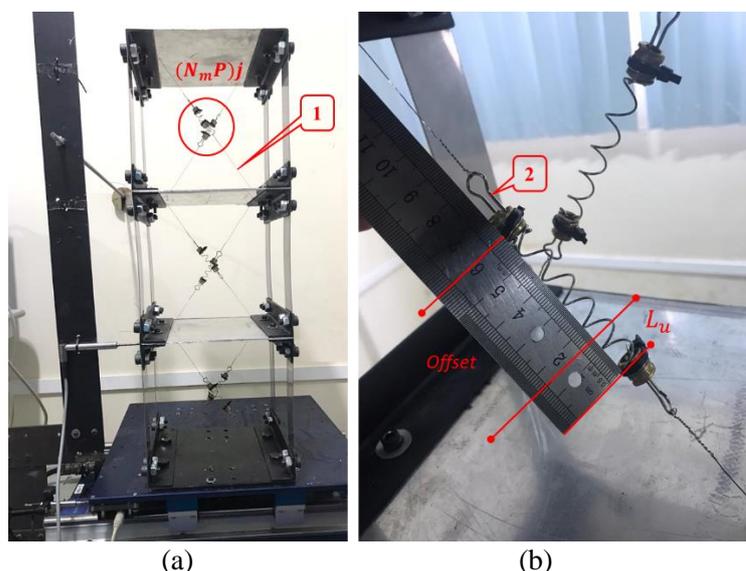


Figura 92 – Dispositivos e elementos mecânicos aplicados no sistema de contraventamento lateral. (a) Vista frontal com atenuadores LMF de maior eficiência (M_N); (b) Vista do segundo piso e medição de *offset* para atenuadores LMF (M5). Fonte: Autoria Própria.

Para o caso do AMS utilizou-se na fabricação os componentes da Tabela 6, que denota a descrição, quantidade, dimensões e propriedades dos materiais. Desta forma foi observado a eficiência desta técnica para o AMS simples, como visto na Figura 93(a), e posteriormente otimizado com a incorporação do dispositivo secundário composto de molas helicoidais LMF estaidas no pêndulo, evidenciado na Figura 93(b).

Tabela 6 – Componentes usados na construção do dispositivo AMS. Fonte: Autoria Própria.

Descrição AMS	Parâmetros Físicos	Material Empregado	E (GPa)	Quant. (und.)
Haste l_{AMS}	$l \times b \times h$ $(l_i \times 29,0 \times 0,8) \text{ mm}$	Aço Inox	$\cong 193$	01
Massa/Pêndulo m_{AMS}	$(\Phi \times l) \text{ mm}$ 0,250 kg	Bronze	$\cong 115$	01
Cantoneira	0,082 kg	Aço Fundido	$\cong 200$	02
Parafusos e porcas	0,010 kg	Aço Carbono	$\cong 207$	03
Fios de Fixação	$(\Phi \times l) \text{ mm}$ $(0,5 \times 160)$	Aço Carbono	$\cong 207$	02

A massa do AMS para o comprimento de haste aplicado (Haste + Inércia + Cantoneiras) deverá possuir cerca de até 5% da massa total da estrutura (MOUTINHO, 2007). É importante denotar que o AMS deve estar firmemente fixado à estrutura, para que sua base (1) não oscile, e sua haste (2) permaneça fixa, permitindo um paralelismo entre as colunas do pórtico. Este ajuste tornou-se possível a partir da incorporação da haste no interior de duas cantoneiras metálicas fixas no terceiro piso e ajustadas por parafusos, permanecendo imóvel durante os testes. A massa (3) é formada por duas barras circulares de bronze com furo no centro e unidas por um arame metálico rígido. Para este caso (Δ_m) é o valor do deslocamento medido na mola quando o sistema está em vibração livre. As etapas dos ensaios serão descritas posteriormente.

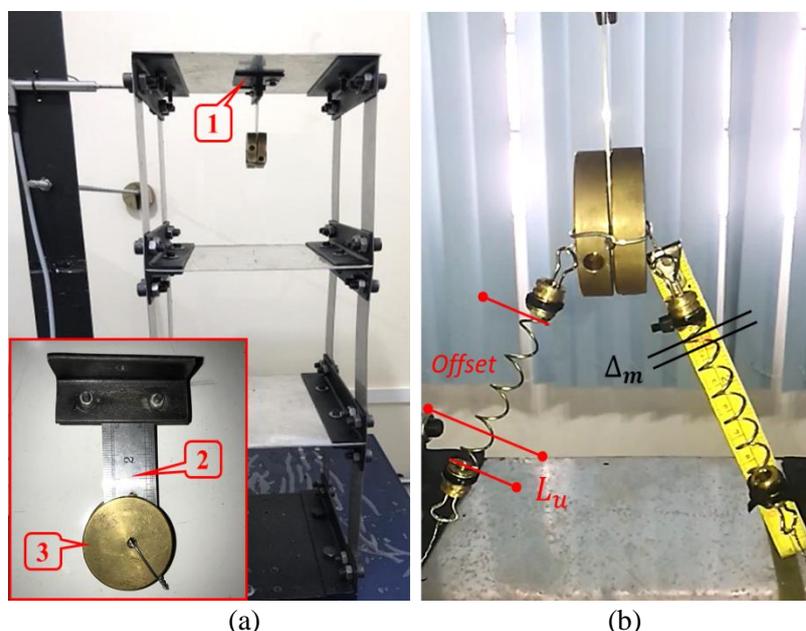


Figura 93 – Dispositivos e elementos mecânicos aplicados no sistema AMS. (a) Vista frontal e detalhamento do AMS simples; (b) AMS e dispositivo secundário. Fonte: Autoria Própria.

O sistema DRIV, qualificado como a maior contribuição deste trabalho é constituído basicamente de um apoio para a ancoragem (1), duas guias lineares com esferas deslizantes do fabricante *NSK*® (2) que se deslocam com a base da estrutura sobre trilhos, dois carros de calibração das molas (3), dois trilhos plásticos para calibração dos carros (4) que estão fixos ao apoio. Os trilhos também limitam a instalação das molas no DRIV com seus deslocamentos mínimos e máximos, sendo critérios de projeto. Por fim, os parafusos de ancoragem da base (5) e as cantoneiras de fixação da estrutura (6), fixam o sistema. Além disso fazem parte como elementos acessórios para a operação e ajustes do sistema, as buchas de bronze e abraçadeiras plásticas que fixam os atenuadores. Na Figura 94 pode ser visto ilustrações e fotografias reais destes elementos, além de alguns componentes comerciais empregados no dispositivo.

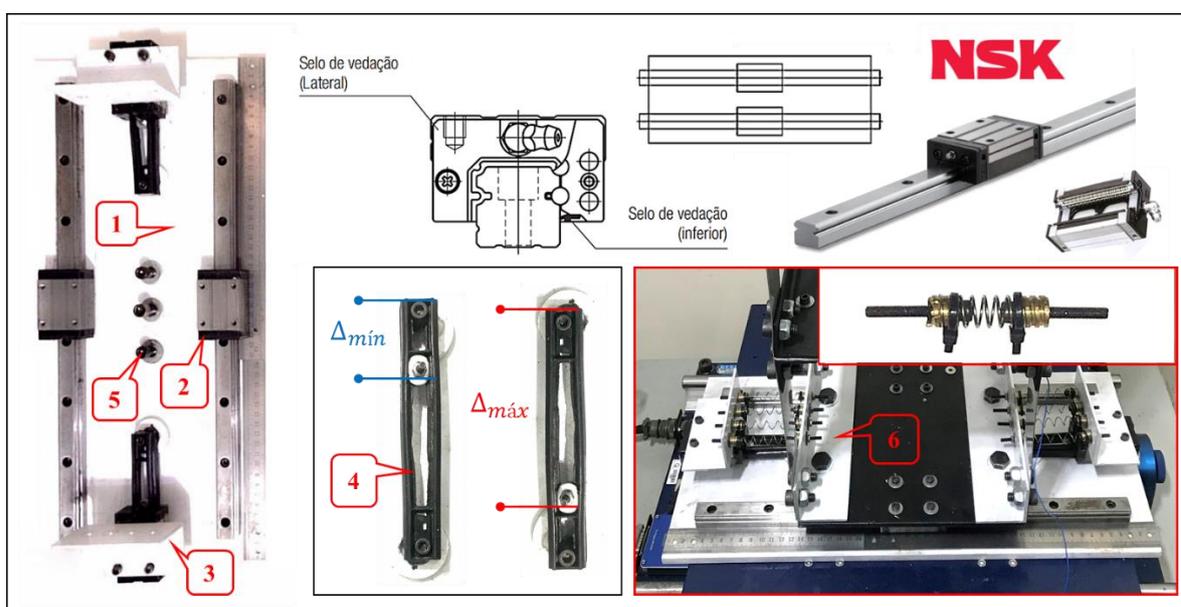


Figura 94 – Dispositivos e elementos mecânicos aplicados no sistema de controle de isolamento de base DRIV. Fonte: Autoria Própria.

o *Caracterização Térmica dos Atenuadores:*

Na caracterização térmica do elemento LMF, que é usada para prever as características intrínsecas ao material, foi empregada a técnica da variação de Resistência Elétrica em função da Temperatura (RET). Como na literatura destaca-se que LMF's são sensíveis a tratamentos térmicos (RAO *et al.*, 2015; MEHTA e GUPTA, 2018), a caracterização experimental é ideal para garantir análises com maior precisão.

As informações necessárias nesta análise são as tensões e temperaturas de transformação de fase, propriedades relacionadas através da Lei *Clausius Clapeyron*, específica para LMF's.

Nesta lei, as temperaturas de transformação aumentam linearmente com a tensão, e as tensões de transformação aumentam linearmente com a temperatura (OTSUKA & WATMAN, 1998). A técnica do RET consiste na variação controlada da temperatura do elemento LMF, com o monitoramento em tempo real desta variável, e da resistência elétrica, obtendo-se assim a curva Resistência elétrica (Ω) \times Temperatura ($^{\circ}\text{C}$) (REIS, 2010).

Na Figura 95(a) é visualizado a fixação do elemento LMF utilizado como amostra para caracterização térmica do atenuador no RET. Na Figura 95(b) pode ser visto os equipamentos utilizados no ensaio. Inicialmente a fonte de potência fornece uma tensão elétrica de corrente contínua constante para a amostra, que está fixada em uma base. A amostra é mantida imersa em um banho térmico, com temperatura bem controlada. A partir da instrumentação de um termopar “tipo K” na amostra, um aquisitor colhe as mensurações das temperaturas, como também a “ddp” fornecida pela fonte. Em um computador PC, os dados são armazenados e tratados e a resistência elétrica (R) do material é medida indiretamente através da lei de *Ohm*.

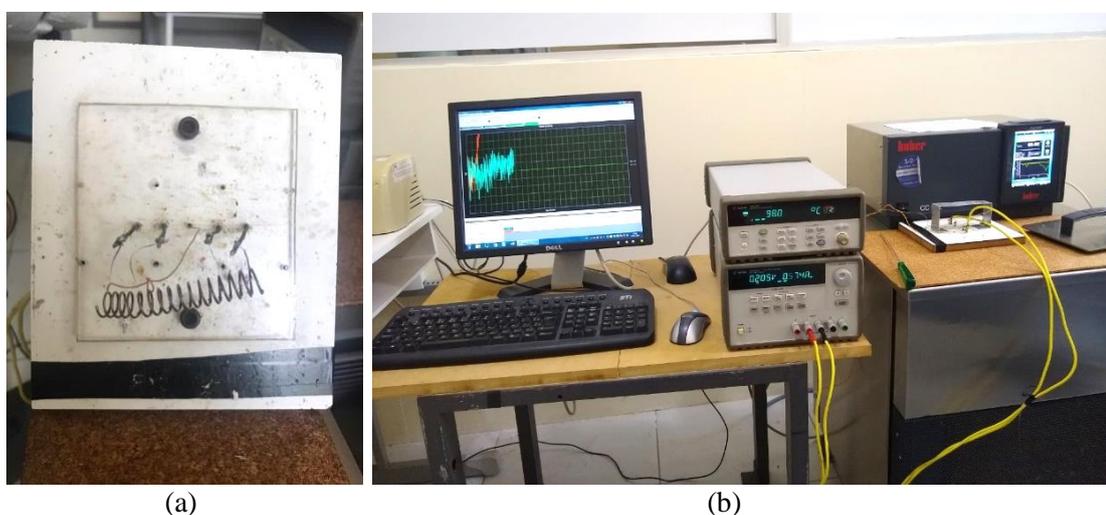


Figura 95 – Setup para caracterização térmica dos atenuadores pelo processo RET. (a) Base com elemento fixado por solda elétrica; (b) Bancada aplicada no ensaio, com a utilização de fonte, módulo para banho, aquisitor e PC. Fonte: Autoria Própria.

É importante destacar que no ensaio, as LMF's funcionam como resistores lineares até que a temperatura de início de transformação de fase seja atingida, causando uma inflexão da curva até o fim da transformação, no qual a amostra volta a comportar-se como resistor linear (SIMÕES, 2017). O RET se torna vantajoso com relação a outros métodos de caracterização térmica como o DSC, por possuir uma maior sensibilidade na medição das temperaturas, como também por ser um ensaio não destrutivo. As maiores desvantagens são a impossibilidade de

calcular a entalpia de transformação, e uma maior dificuldade na instalação do ensaio, devido a necessidade de fixação da amostra nos terminais da base.

○ *Caracterização Quase-estática dos Atenuadores:*

Para a caracterização quase-estática do elemento LMF foi utilizado uma máquina de ensaios de tração (1) da fabricante *INSTRON*® modelo 5582, disponível no LaMMEA/UFCG. Neste ensaio foram utilizados uma célula de carga aplicada na medição de força, modelo *HBM*® *S2M/10N* e sensor de deslocamento do tipo *WA-L/20mm* (2) do mesmo fabricante. As garras (3) inseridas no experimento para o acoplamento da mola LMF SE (4) usam fixadores fabricados em ABS por impressão 3D e parafusos allen de ancoragem. Neste teste foi ensaiado apenas o atenuador (M3) que possui três espiras ativas em um comprimento útil de 9,0 mm. Pressupõe que os diversos elementos de mola LMF aplicadas neste estudo possuem o mesmo comportamento mecânico, tendo apenas uma variação proporcional do campo de força e de deformação, todavia para simplificação dos ensaios optou-se pelo teste de apenas um único tipo de elemento, nesta fase. Na Figura 96 são visualizados exemplos dos testes experimentais aplicados nesta caracterização.

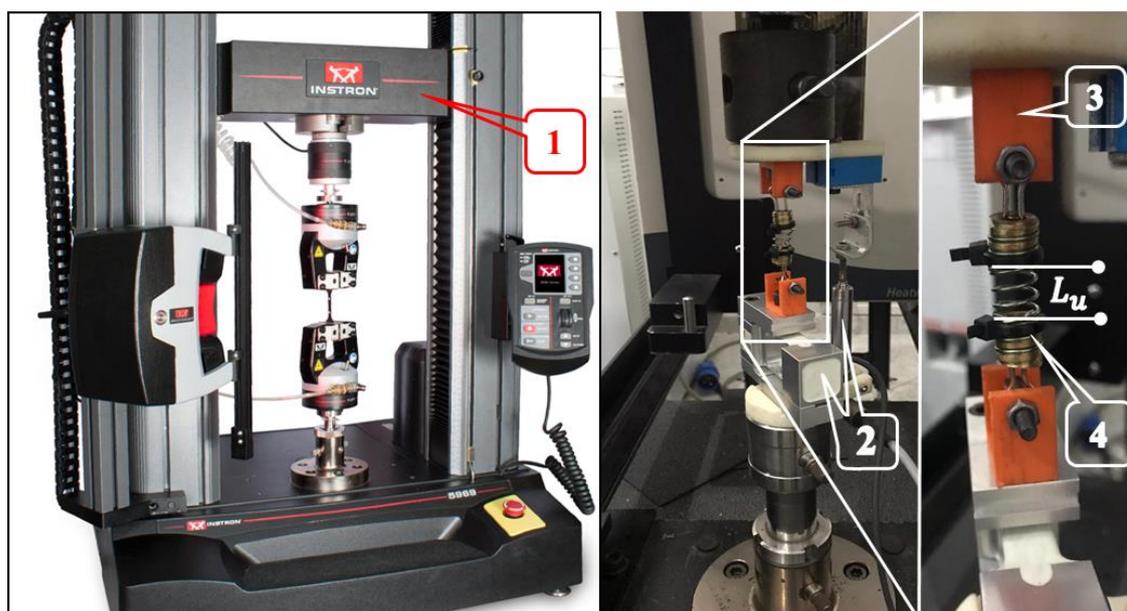


Figura 96 – Exemplos de montagens dos testes experimentais dos elementos de mola LMF em máquina de ensaio de tração aplicados na caracterização quase-estática. Fonte: Autoria Própria.

Para este teste adotou-se dois tipos de ensaios, o primeiro com uma faixa de variação de 0% a 600% de deformação e um incremento de 100% em cada ciclo, sem a presença de pré-

deformação inicial. No segundo ensaio aplicou-se um *offset* de 300% e uma ciclagem de 40% de deformação de pico até que se atinja um valor mínimo de 100% e máximo de 500%. A taxa ou frequência do ensaio foi de 10 mm/min ou aproximadamente 0,01 Hz. Em ambos os casos se obteve curvas Força/Deformação e Deslocamento/Tempo empregadas na análise mecânica do material. Desta forma, determinou-se parâmetros de eficiência como a energia dissipada por volume de material, por exemplo. Para a caracterização quase-estática do elemento de AÇO (A5) empregado no DRIV foi utilizado uma mesa vibratória unidirecional improvisada como máquina de tração (1), devido a maior facilidade de fixação do elemento. A frequência de ensaio adotada foi de 0,005 Hz seguindo até a deformação plástica da mola helicoidal. Na Figura 97 pode ser visto um exemplo do teste experimental aplicado nesta caracterização.

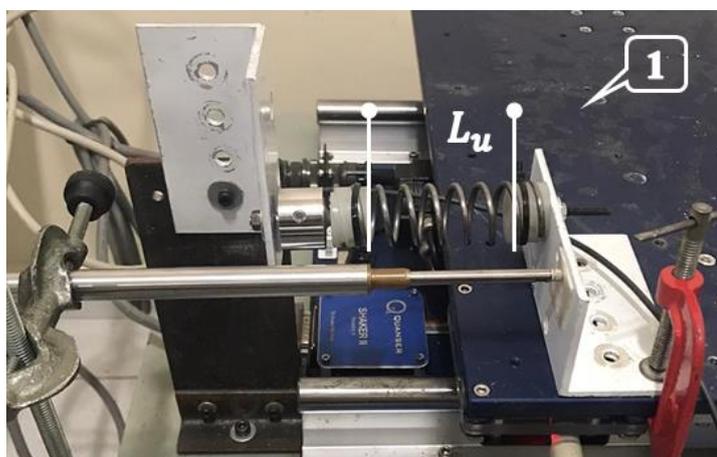


Figura 97 – Exemplo de montagem do teste experimental do elemento de mola de AÇO sob *Shake Table* aplicado na caracterização quase-estática. Fonte: Autoria Própria.

o *Caracterização Dinâmica dos Atenuadores:*

Na caracterização dinâmica dos elementos de mola LMF foi utilizado também sob forma de adaptação a plataforma *Shake Table II Controll*® (1), que controla a mesa vibratória (2). Para a excitação harmônica do tipo senoidal foram testados três tipos de atenuadores, as molas (M1), (M3) e (M5), (3), na primeira frequência natural da estrutura sem controle, 4 Hz, e em três condições de deslocamento, 02, 04 e 06 mm de pico. Neste ensaio foram utilizados uma célula de carga aplicada na medição da força, modelo tipo *HBM*® *U9C/1KN* e sensor de deslocamento do tipo *WA-L/100mm* (4) do mesmo fabricante. Os sinais foram registrados pelo sistema de aquisição *QuantumX*® (5), com auxílio do *software CatmanEasy*® (6) também da *HBM*®. Também foi realizado testes dinâmicos na mola LMF (M5) referentes aos sinais dos sismos, Northridge e Mendocino, neste caso além da curva Força/Deformação típica gerou-

se curvas para uma análise secundária, como o Deslocamento/Tempo e Temperatura/Tempo. O tratamento de dados e geração de gráficos foi realizado no *Matlab*®. Na Figura 98 podem ser visualizados exemplos dos testes experimentais aplicados nesta caracterização.

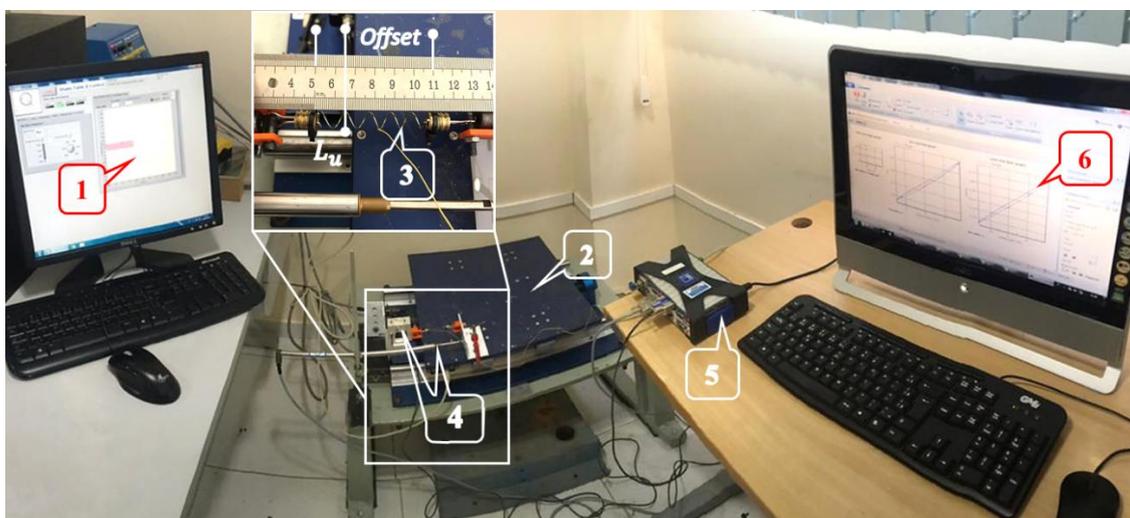


Figura 98 – Exemplo de montagem dos testes experimentais dos elementos de mola LMF sob *Shake Table* aplicado na caracterização dinâmica. Fonte: Autoria Própria.

Neste experimento também foi analisado a variação de temperatura do elemento com o intuito de avaliar a influência do autoaquecimento no poder de dissipação de energia da mola atenuadora, assim foi acoplado em uma das espiras de cada elemento um sensor termopar do tipo “K”. Nestes testes pôde-se determinar parâmetros de eficiência como a energia dissipada por volume de material, que é uma variável muito importante no projeto de amortecedores histeréticos. Na caracterização dinâmica do elemento de AÇO também foi utilizado a mesa vibratória adaptada. A taxa de deformação também foi de 4,0 Hz, sem pré-deformação inicial, seguindo os mesmos deslocamentos de pico aplicados na mola LMF.

5.3.3 Calibração dos Atenuadores nos Sistemas de Controle

Nesta etapa descreve-se como se dá a calibração ou sintonização dos tipos de elementos atenuadores nos sistemas de controle, em termos de *offsets* programados, algoritmos aplicados e sequência operacional para cada técnica de controle vibracional empregada na pesquisa. Todos os sistemas descritos nesta etapa foram ensaiados nos três tipos de excitações previstos para o estudo, a vibração livre, sísmica e vibração forçada harmonicamente.

○ *Contraventamento Lateral:*

Para os ensaios experimentais relacionados com a análise modal foram testados para a estrutura contraventada *offsets* de 100% e 300% e molas LMF SE do tipo (M1), (M5) e (M_N), esta última estando associada ao (N_{mP}), que é o número de espiras ativas mais eficientes para cada piso, calculadas pelas equações da formulação matemática e auxílio de algoritmo. A rotina do *Matlab*® para o algoritmo que calcula o contraventamento é vista no Apêndice B3.

○ *Absorvedor de Massa Sintonizada (AMS):*

Já para o caso da estrutura com o AMS foram testados *offsets* de 100% e 300% e molas atenuadoras LMF do tipo (M1), (M5). A rotina do *Matlab*® para o algoritmo que calcula o sistema AMS pode ser visualizada no Apêndice B4.

○ *Dispositivo de Recentragem e Isolamento de Vibrações (DRIV):*

Aqui é detalhado como se dará a implementação dos atenuadores no DRIV, em termos de calibração, sintonização e montagem do sistema. O fluxograma da Figura 99 esclarece as etapas da sequência seguida pelo algoritmo responsável pela operação e calibração das molas no dispositivo, a partir de critérios de projeto definidos na formulação matemática. No sistema que aplica o DRIV sob a estrutura foram ensaiados apenas o *offset* de 300% e a mola LMF SE (M5), além da mola de AÇO (A5) que não emprega *offset*.

Neste sistema as conexões receberão um pré-carregamento inicial de maneira que deformem os elementos atenuadores LMF até um dado nível, dentro da faixa projetada. Este fato é possível devido a tais conectores possuírem uma rigidez superior à dos elementos de atenuação, possibilitando assim a total transferência da tensão/deformação mecânica para o elemento. Pode-se considerar então que um certo amortecimento adicional fornecido deverá ser associado apenas ao acréscimo de atenuadores. Desta forma a pré-deformação ou *offset* será implementado mediante a calibração aplicada com auxílio de instrumentos de medição.

A sequência operacional inicia-se com a seleção dos parâmetros de entrada ou excitação e dos parâmetros físicos da estrutura e elementos de mola, seguindo os cálculos das equações preliminares visando o atendimento dos critérios de instalação, eficiência e limites de avaria,

e finalmente com o retorno das variáveis como, número de pares de molas e energia dissipada no sistema. A rotina desenvolvida no *Matlab*® para este algoritmo é vista no Apêndice B5.

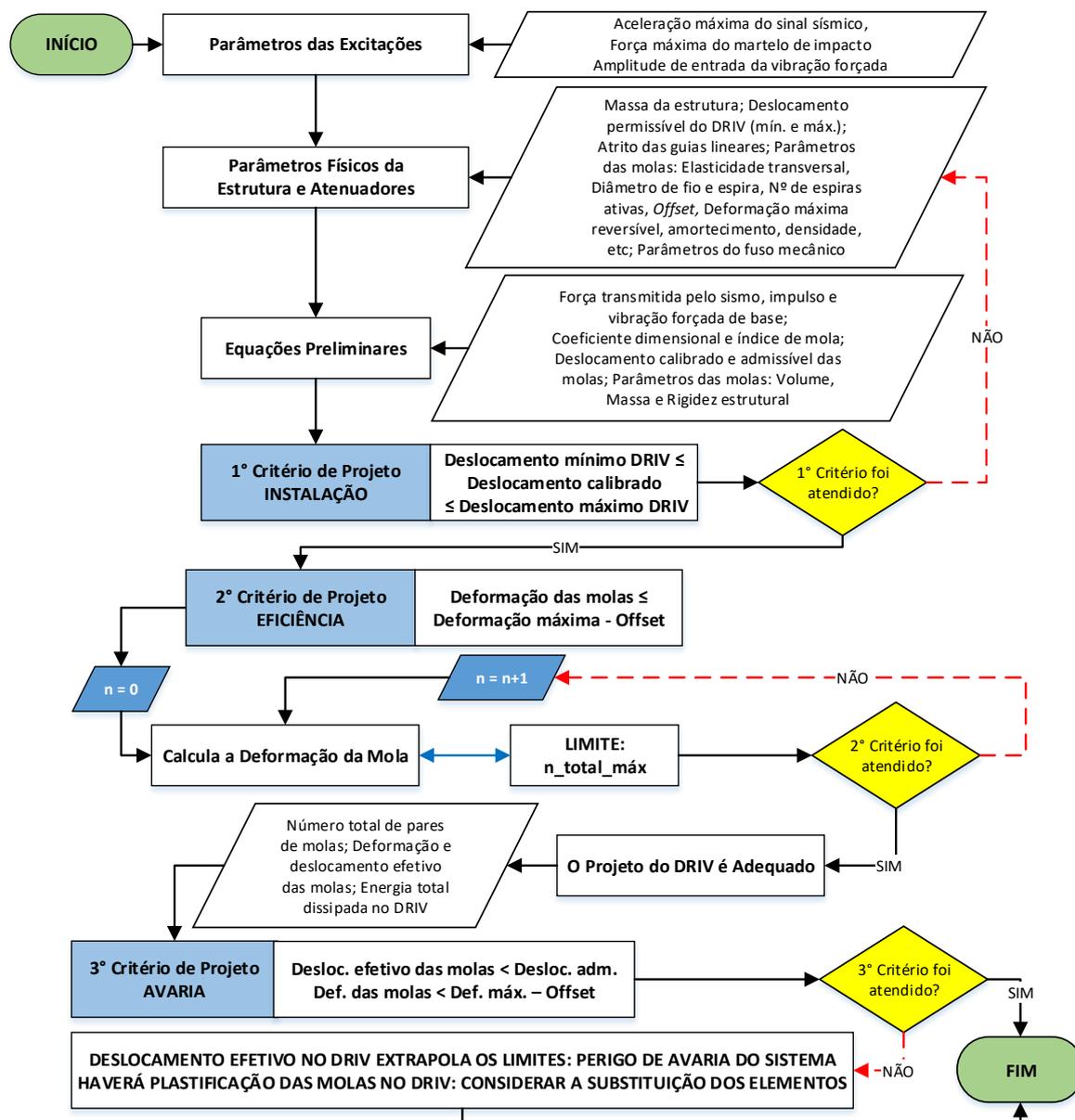


Figura 99 – Fluxograma esquemático da sequência operacional empregada pelo algoritmo utilizado no projeto e calibração dos elementos atenuadores no DRIV. Fonte: Autoria Própria.

5.3.4 Medição da Rigidez Experimental da Estrutura e Sistemas de Controle

Na análise da rigidez experimental foi desenvolvido um ensaio de deflexão estática no qual um fio de aço é fixado no terceiro pavimento do pórtico, e com auxílio de um suporte de aço (1), um paquímetro analógico mede os deslocamentos (2), e com dinamômetro de molas

(3) são medidas as forças respectivas impostas pela estrutura sem/com os sistemas de controle. Assim foram analisadas seis montagens, referentes a rigidez equivalente, com cinco aferições cada. Todas são representadas em gráficos com a presença dos pontos experimentais, desvio padrão médio e linha de tendência, assim como uma curva final de rigidez equivalente. Todos os dados/gráficos foram tratados/gerados no *software* comercial *OfficeExcel*®. O *setup* do experimento para as três técnicas de controle é visto na Figura 100.

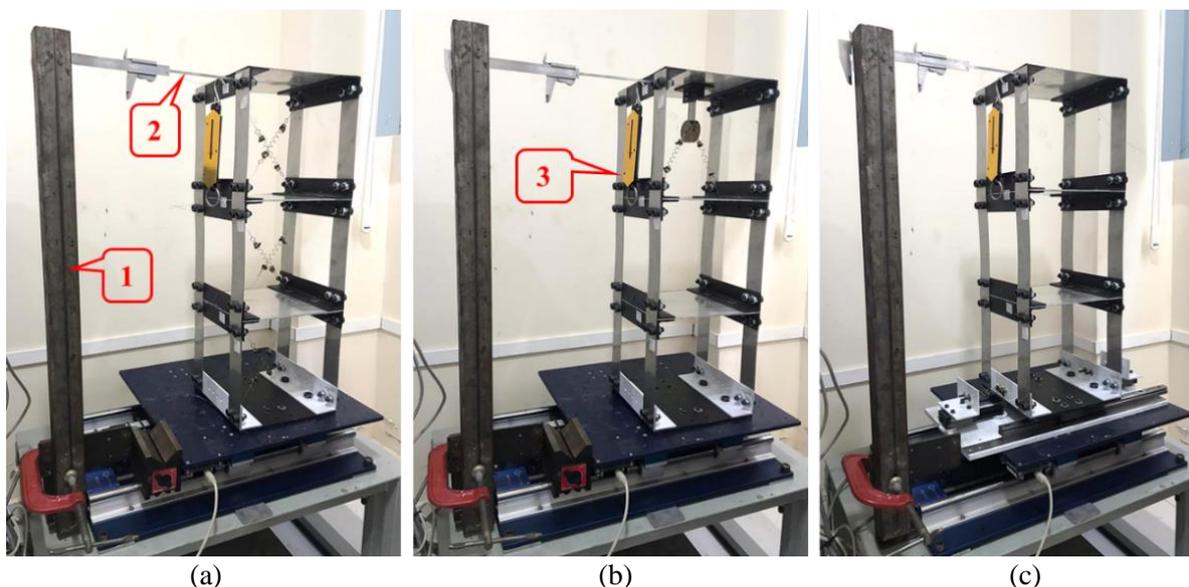


Figura 100 – Exemplo de montagem dos testes experimentais da estrutura para medição da rigidez equivalente sem/com a incorporação dos sistemas de controle. (a) Sistema de contraventamento lateral; (b) Sistema AMS; (c) Sistema DRIV. Fonte: Autoria Própria.

○ *Contraventamento Lateral:*

Desta maneira os ensaios foram realizados em contraventamento lateral para a estrutura sem atenuadores e com a incorporação de 06 molas helicoidais LMF com cinco espiras ativas cada uma, acopladas de forma cruzada nos pisos (02 em cada) e com pré-deformação de 300% do comprimento útil, como pode ser visto na Figura 100(a).

○ *Absorvedor de Massa Sintonizada (AMS):*

Outro teste emprega o absorvedor de massa sintonizada simples e com a incorporação de 02 molas LMF com cinco espiras cada, acopladas em forma de estaio no AMS e com uma pré-deformação de 300%, como observado na Figura 100(b).

o *Dispositivo de Recentragem e Isolamento de Vibrações (DRIV):*

O último procedimento utiliza o dispositivo de recentragem e isolamento de vibrações na disposição de um par de molas de AÇO comum sem pré-deformação e com a incorporação de 04 pares de molas LMF com cinco espiras cada, acopladas de forma paralela entre si no DRIV, e com *offset* de 300%. A montagem é vista na Figura 100(c).

Como condição de validação do dispositivo será realizado testes experimentais para a aferição da rigidez equivalente do DRIV em algumas associações de molas LMF, o intuito é avaliar a variação deste parâmetro quando comparado ao método analítico. Esta análise se faz necessária devido as simplificações consideradas no desenvolvimento do algoritmo, dentre elas a aplicação de um módulo de elasticidade transversal médio da LMF, por exemplo.

Para que se tenha uma validação do dispositivo DRIV, faz-se necessário uma calibração do sistema em termos da rigidez equivalente, nas quatro condições possíveis de aplicação das molas. Neste ensaio uma célula de carga modelo tipo *HBM® U9C/1KN* (1) e sensor LVDT *WA-L/20mm* (2) do mesmo fabricante, coletam os dados referentes a força e o deslocamento respectivamente, necessário para determinação do parâmetro de rigidez. Um fio de aço (3) foi utilizado para aplicação da força no dispositivo necessária para deformação da associação dos atenuadores (4). Em termos da medição o deslocamento máximo atingido foi de 10,0 mm com a taxa de aquisição do sistema *QuantumX®* e *software CatmanEasy®* de 1,0 Hz. Na Figura 101 é ilustrado um exemplo de montagem dos testes experimentais.

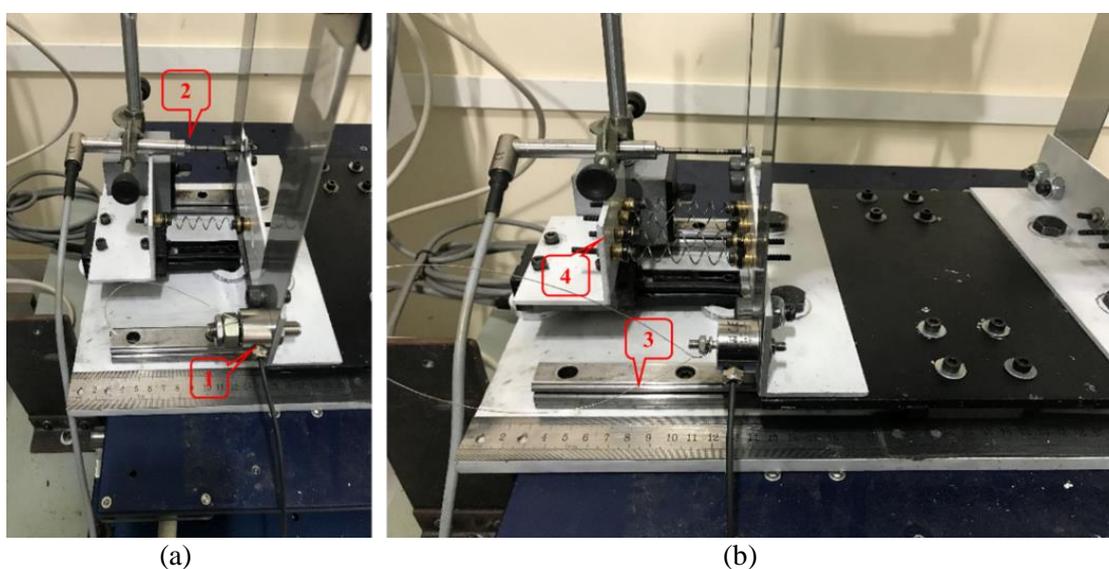


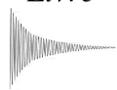
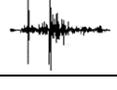
Figura 101 – Setup para caracterização e calibração da rigidez equivalente do DRIV com molas LMF (M5) e 300% de *offset*. (a) Medição do dispositivo com 01 par de molas; (b) Medição do dispositivo com 04 pares de molas. Fonte: Autoria Própria.

5.4 Testes Dinâmicos e Coleta de Dados Experimentais

5.4.1 Análise Modal Experimental da Estrutura

Neste tópico detalha-se a metodologia usada na análise modal experimental da estrutura através de excitações transientes, como a vibração livre (A) e a vibração sísmica (B), como também por vibração forçada pela base (C). Dividiu-se inicialmente a bateria de ensaios em três etapas: (1) que engloba a estrutura incorporada com os amortecedores contraventados em todos os pisos; (2) no formato de AMS com dispositivo secundário acoplado no terceiro piso; (3) que aplica o sistema de isolamento de base DRIV. Na Tabela 7 é vista a sequência e divisão dos ensaios que serão descritos nos tópicos subsequentes.

Tabela 7 – Testes aplicados à análise modal experimental. Fonte: Autoria Própria.

Método Experimental	Etapas	Casos Testados	Offset %	Configurações Ensaio		Número Ensaio		
Vibração Livre 	× A.1	□ 1°	-	3P	-	05	10	
		☹ 2°	100 (M5) 300 (M5) 100 (M1) 300 (M1)					
	● A.2	□ 1°	-	1	2F	θ _i		05
		☹ 2°	100 (M5) 300 (M5) 100 (M1) 300 (M1)					
Vibração Sísmica 	☹ B.3	☹ 2°	300 (M5)	3P	-	04	04	
		☹ 3°	0 (A5)	T _{1,2}				
Vibração Forçada 	× C.1	□ 1°	-	1P 2P 3P	-	09	24	
		☹ 2°	300 (M5) 300 (M _N)					
	● C.2	□ 1°	-		2F	θ _i		09
		☹ 2°	300 (M5) 300 (M1)					
		☹ B.3	300 (M5)					
	☹ 3°	0 (A5)	-	06				
Total		38 Testes						

2F: 2ª Frequência natural sintonizada no AMS. P: Piso capturado o sinal de saída.

M_N: Mola LMF com número de espiras eficientes (N_{mp}) calculadas pela formulação matemática.

T_{1,2}: Sinais de abalos sísmicos testados, 1 - Northridge e 2 - Mendocino.

θ_i: Ângulo de inclinação do dispositivo secundário no AMS. I: Força de impulso testada (25N).

Para estas etapas subdividiu-se os testes em três casos, como descritos a seguir:

- 1º Caso: Testes sem a incorporação dos elementos atenuadores  ;
- 2º Caso: Testes com a incorporação de molas helicoidais LMF NiTi SE  ;
- 3º Caso: Testes com a incorporação de molas helicoidais de aço comum .

Para a excitação transiente por impulso (A) analisou-se a resposta quando avaliado um impulso lateral (I) a partir da colisão de um martelo de impacto sob os sistemas, neste caso foi adotado uma força média aproximada de 25 Newtons. Na excitação sísmica (B) analisou-se dois sinais de sismos ou terremotos padrões ($T_{1,2}$), em duas configurações distintas, utilizada para fins de comparação.

Nas configurações dos ensaios foi considerado que para os testes que utilizam sensores de aceleração, como nas excitações (A) e (B), a captura dos sinais se dará no terceiro piso, e para os testes sob vibração forçada que utilizam sensores de deslocamento, (C), esta medição será feita nos três pavimentos separadamente. Para o AMS com dispositivo secundário, etapa (2) no 2º Caso, foi analisado apenas a sintonização na segunda frequência natural (2F) para todas as condições, devido a limitação física do habitáculo do dispositivo, como também a busca pela otimização dos testes.

Na etapa que aplica o dispositivo DRIV não foram apresentados resultados do sistema sob vibração livre com impacto na estrutura, (A.3), devido a técnica de isolamento apresentar uma baixa eficácia quando o sistema é excitado por cargas laterais de impulso ou colisões. Neste sentido também não foram apresentados resultados referentes a vibração dita sísmica aplicada a técnica passiva do contraventamento e AMS, etapas (B.1) e (B.2), que também se mostraram pouco eficiente quando o sistema é submetido a cargas transientes e aleatórias pela base, fato este corroborado por teste preliminares e pesquisas científicas da literatura. Desta forma esta fase totaliza 38 testes experimentais, já com as variações de *offsets* e molas LMF.

5.4.1.1 Método da Vibração Livre

Para os testes da estrutura sob vibração livre foi realizada uma montagem experimental fixando o sistema sob uma mesa inercial de concreto disponível no LVI/UFCG e formato prismático apoiada em molas de aço, atuando como isoladores de base. A mesa se apresenta

como um sistema com 1GDL e com frequência natural de aproximadamente 1,5 Hz, que se encontra abaixo das frequências principais da estrutura testada.

Para a excitação, nesta montagem, foi utilizado um martelo de impacto modelo *PCB® 086D05*, simulando um impulso ou impacto semelhante a função delta de Dirac, e atuando no terceiro piso, como forma de obtenção dos sinais de entrada transientes. No excitador foi acoplado uma massa de 190 g em sua extremidade com o intuito de acrescentar a inércia da excitação, e assim a força da colisão. Para a coleta dos sinais de saída foi utilizado um sensor do tipo acelerômetro, modelo *PCB® 352B10 SN 34589*, acoplado na outra face lateral da estrutura, oposta a excitação. Os dados foram adquiridos pelo analisador dinâmico modelo *Agilent® 37670A*, e posteriormente tratados no *software Matlab®*.

Em termos metodológicos os testes foram divididos em duas etapas, a primeira com a estrutura incorporada do contraventamento lateral como sistema amortecedor, etapa (A. 1), e a segunda com o absorvedor AMS com dispositivo secundário, (A. 2). Neste método foram ensaiados dois casos propostos, sistemas sem atenuadores e com as molas LMF.

A sequência operacional do processo e um exemplo de montagem real dos testes podem ser vistos na Figura 102 e Figura 103. Neste caso a estrutura 3GDL (1) sob mesa inercial (2) é excitada pelo martelo de impacto (3), com a captura dos sinais realiza pelo acelerômetro (4). Estes sinais são adquiridos pelo analisador dinâmico (5) e dados tratados pelo *Matlab®* (6), sendo possível a geração das curvas de resposta no tempo e em frequência (7). Estes testes têm como objetivo determinar o comportamento dinâmico dos sistemas no tempo, no qual se determina as amplitudes de aceleração (gpk), pelo período de atenuação destas vibrações ao longo tempo, como também as acelerâncias (g/N) a partir da análise de FRF's.

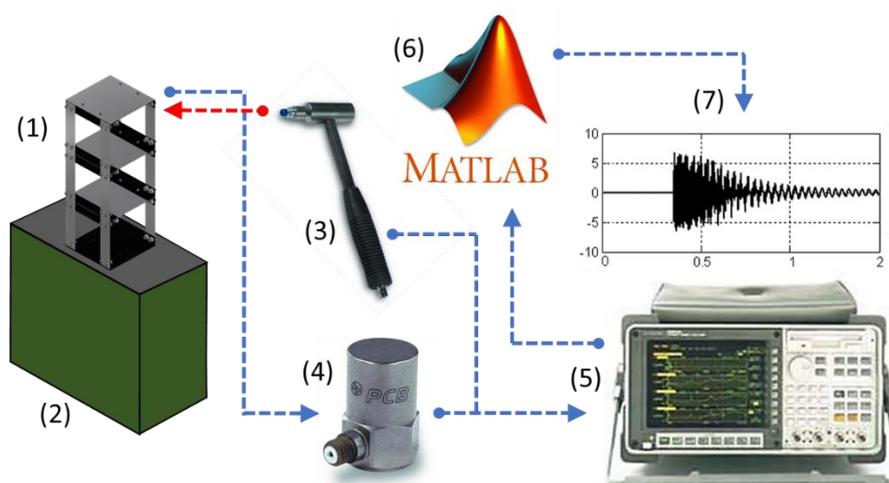


Figura 102 – Representação da sequência do processo experimental de excitação, captura e análise dos sinais dos sistemas em vibração livre, na etapa (A). Fonte: Autoria Própria.

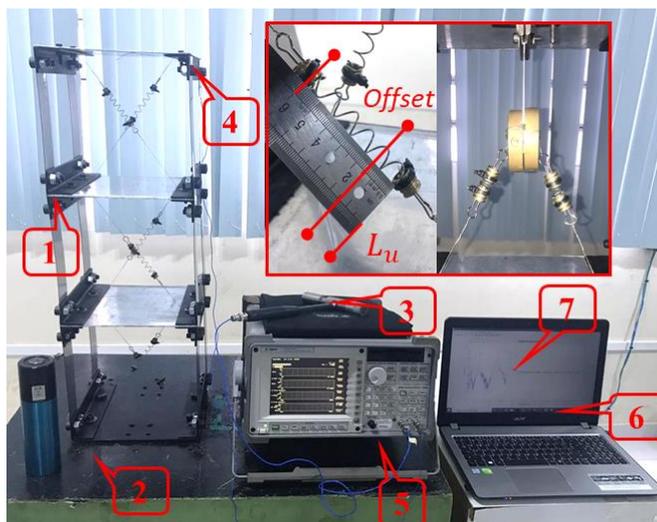


Figura 103 – Exemplo de montagem dos testes experimentais da estrutura sob vibração livre aplicando os sistemas de controle. Fonte: Autoria Própria.

5.4.1.2 Método da Vibração Sísmica

Para os testes da estrutura sujeita a excitações simulando os abalos sísmicos, foi aplicado um excitador eletromecânico do tipo mesa vibratória unidirecional, modelo *Quanser® Shake Table II*, no qual a partir de um sinal de entrada que varia no tempo, ou seja, com caráter transiente e aleatório pré-definido na plataforma *Shake Table II Controll®*, foram registradas as curvas de resposta em aceleração no tempo (gpk) capturadas no terceiro piso da estrutura e PSD's em frequência, dadas em (grms). As características da mesa são vistas na Tabela 8.

Tabela 8 – Características da mesa vibratória *Quanser® Shake Table II*. Fonte: Autoria Própria.

<i>Dimensões</i>	<i>(61,0 x 46,0 x 13,0) cm</i>
<i>Deslocamento máximo</i>	<i>± 7,6 cm</i>
<i>Carga máxima</i>	<i>15,0 kg</i>
<i>Massa Total</i>	<i>27,2 kg</i>
<i>Aceleração máxima</i>	<i>24,5 m/s²</i>
<i>Frequência máxima</i>	<i>20 Hz</i>

Para esta pesquisa foi analisado dois tipos de abalos sísmicos padronizados ocorridos no início da década de 1990 na costa oeste dos EUA, designados de sismo de Northridge (T_1), com características de média intensidade e duração, e o dito terremoto de Mendocino (T_2), que apresenta alta intensidade de magnitude, porém com curta duração de incidência. Os sinais de

deslocamento dos terremotos foram adquiridos pela plataforma *Shake Table II Controll*®, com sensor próprio, e estão evidenciados na Figura 104.

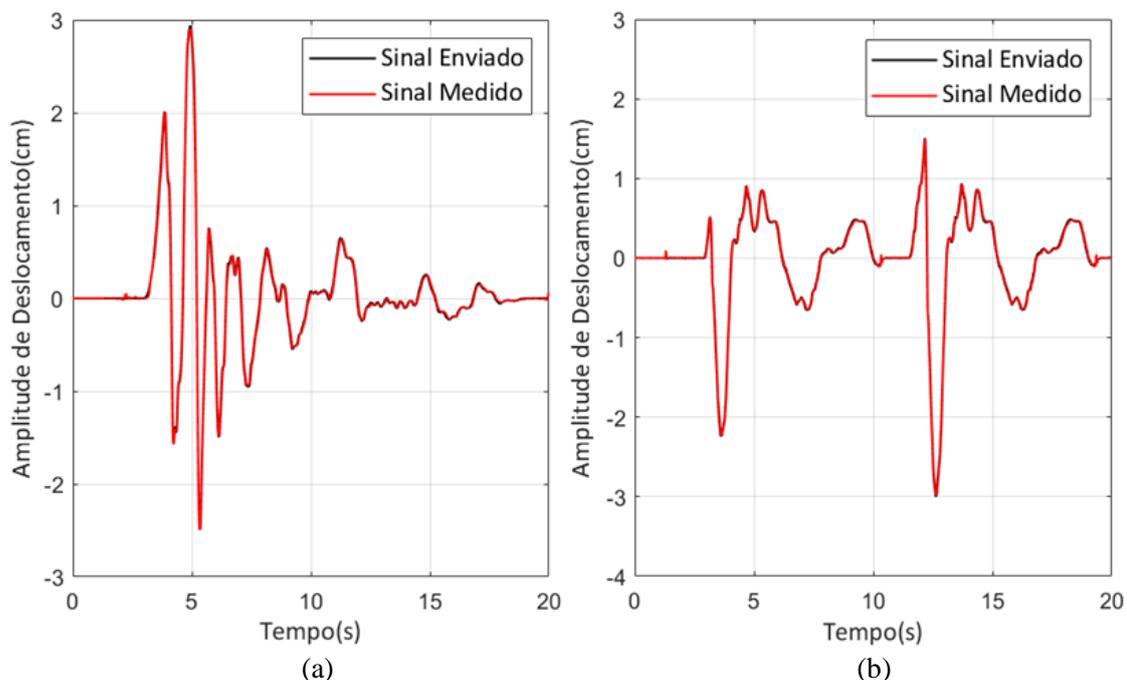


Figura 104 – Sinais padrões de sismos gerados na plataforma *Shake Table II Controll*®. (a) Abalo de Northridge em cm; (b) Abalo de Mendocino em cm. Fonte *Shake Table II Controll*®.

A seqüência operacional do processo e um exemplo de montagem real dos testes podem ser vistos na Figura 105 e Figura 106.

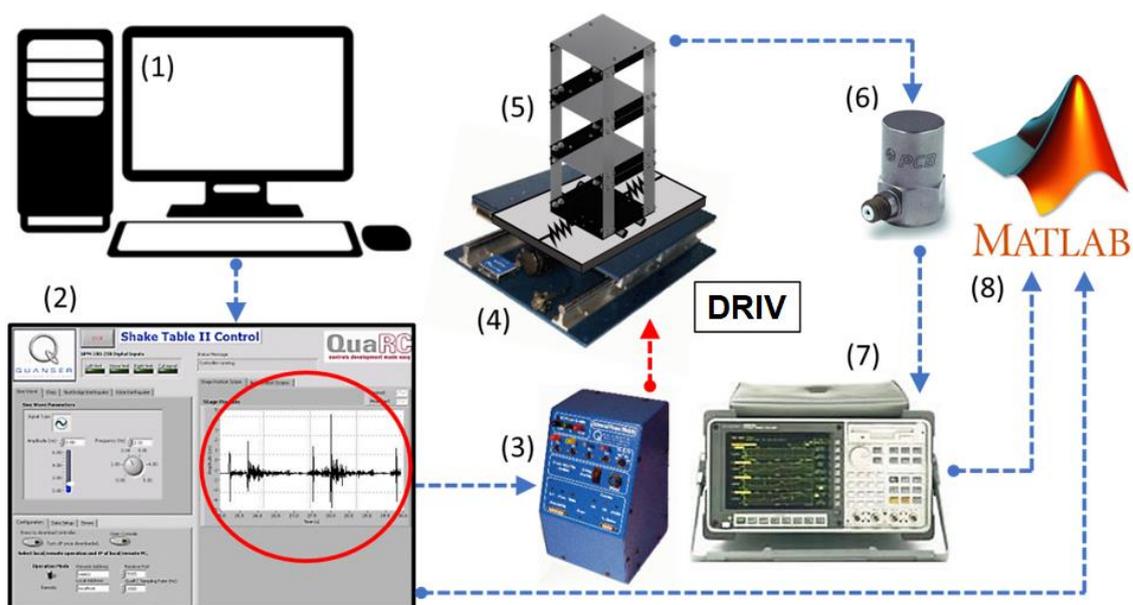


Figura 105 – Representação da seqüência do processo experimental de excitação, captura e análise dos sinais dos sistemas em vibração sísmica, na etapa (B). Fonte: Autoria Própria.

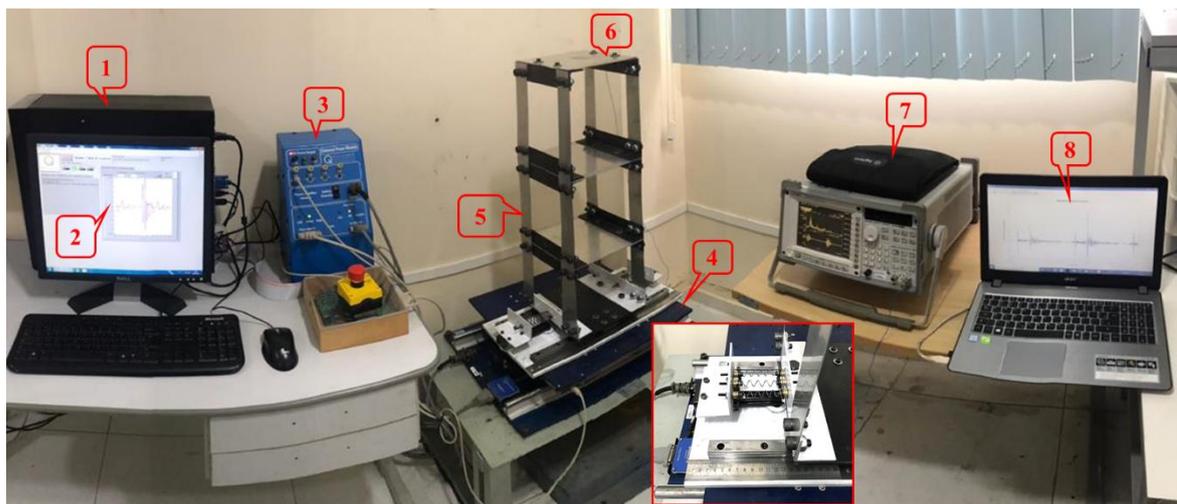


Figura 106 – Exemplo de montagem dos testes experimentais da estrutura sob vibração sísmica aplicando os sistemas de controle. Fonte: Autoria Própria.

Neste caso um PC controlador (1) é o *hardware* usado para geração da entrada aplicada no *software* da plataforma de controle (2). O módulo de força (3) implementa a tensão elétrica necessária para movimentar o sistema DRIV sob a mesa vibratória (4) que transfere a energia a estrutura (5). A captura dos sinais é realizada pelo acelerômetro (6) com sinais adquiridos pelo analisador dinâmico (7) e os dados tratados pelo *Matlab*® (8), sendo possível a geração das curvas de resposta no tempo e saída em aceleração (gpk).

O intuito desta etapa é verificar a densidade espectral de potência da aceleração do sinal e correspondentes frequências naturais de vibração, determinando o comportamento dinâmico dos sistemas nas respectivas configurações adotadas. Neste método foram ensaiados os dois casos propostos, sistemas com molas LMF e molas de AÇO.

5.4.1.3 Método da Vibração Forçada

Nos testes que aplica a vibração forçada com excitação senoidal pela base foi utilizado o mesmo excitador eletromecânico, gerenciado por um computador e *software* de comando, o *QUARC*®, ou utilizando a interface do *Matlab*® a partir de blocos de comando da *Toolbox Simulink*®. Os sinais de saída foram capturados por sensores do tipo transformador diferencial variável linear, ou *Linear Variable Differential Transformer (LVDT)*, modelos *WI-T/10mm* e *WA-L/20 mm*, da fabricante *HBM*®, com sinais registrados e adquiridos pelo *QuantumX*®, e *software* de geração *CatmanEasy*®. O tratamento de dados foi realizado pelo *Matlab*®.

Para esta etapa foi aplicado um sinal do tipo *sweep* de senos com uma amplitude de entrada de pico medida de 0,4 mm, taxa de aquisição do sensor de 2.400 Hz e período de captura de 180 segundos. Em termos de metodologia os testes experimentais contemplam uma etapa (C. 1), que abrange a estrutura incorporada do sistema de contraventamento lateral com amortecedor, o absorvedor AMS com dispositivo secundário (C. 2), e o sistema de isolamento de base, DRIV, (C. 3). Os testes da estrutura sob vibração forçada foram divididos em três aferições, referentes aos três pisos. Aqui também foram ensaiados os três casos propostos.

Para todos os casos ensaiados seguiram-se a mesma montagem de medição no qual o sinal de *sweep* inicia-se com um valor de frequência de 1,0 Hz e finaliza-se com 19,0 Hz. Em termos de tratamento de dados, após a captação dos sinais gerados, foi realizado a análise a partir de algoritmo desenvolvido no *Matlab*®, onde inicialmente centralizaram-se os sinais em um valor de referência e posteriormente calcula-se a FFT para cada um desses sinais, de entrada e saída, transformando um sinal no tempo para o domínio da frequência. Em seguida divide-se o valor da saída pelo de entrada $[X(\omega)/Y(\omega)]$, para cada incremento de frequência gerado automaticamente no *sweep*, formando assim um conjunto de pontos que dá origem a curva de FRF. É verificado que o sistema de excitação possui um sensor de aceleração próprio controlado por *software*, porém faz-se necessário à aplicação de um LVDT acoplado a mesa devido à falta de precisão do sinal enviado quando se aproxima do limite do equipamento.

A sequência operacional do processo e um exemplo de montagem real dos testes podem ser vistos na Figura 107 e Figura 108.

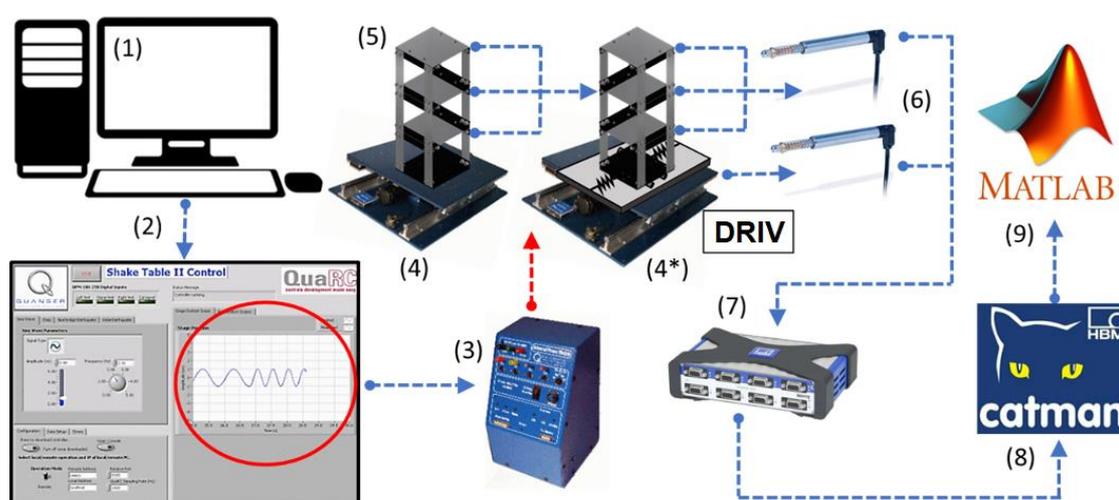


Figura 107 – Representação da sequência do processo experimental de excitação, captura e análise dos sinais dos sistemas sob vibração forçada, na etapa (C). Fonte: Autoria Própria.

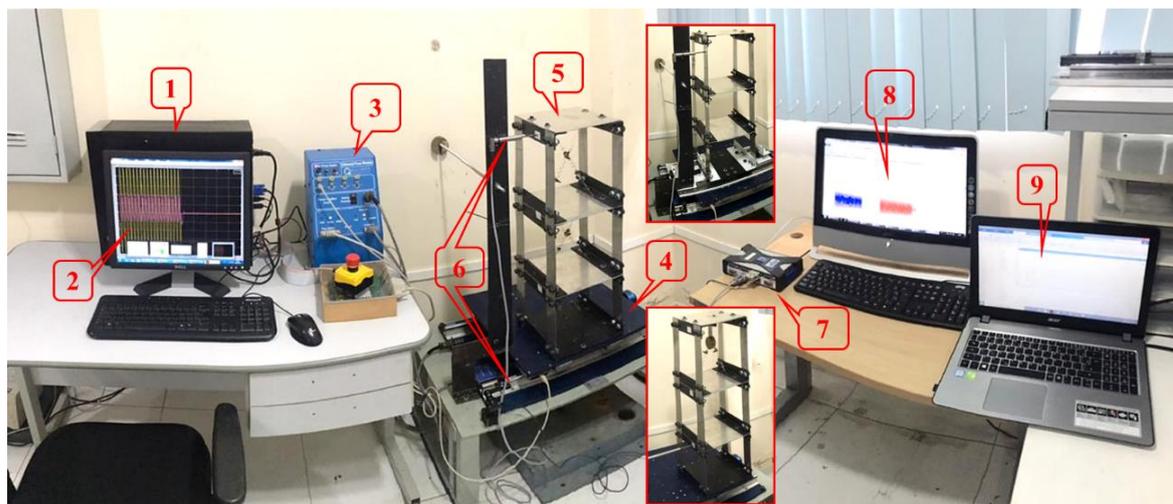


Figura 108 – Exemplo de montagem dos testes experimentais da estrutura sob vibração forçada de base aplicando os sistemas de controle. Fonte: Autoria Própria.

Neste caso um PC controlador (1) é o *hardware* usado para geração da entrada aplicada no *software* da plataforma de controle (2). O módulo de força (3) implementa a tensão elétrica necessária para movimentar a *Shake Table* (4) ou DRIV sob esta mesa vibratória (4*) que transfere a energia a estrutura (5). A captura dos sinais foi conseguida pelos LVDT's (6) com sinais aquisitados pelo *QuantumX*® (7) e geração pelo *CatmanEasy*® (8). Os dados foram tratados pelo *Matlab*® (9), sendo possível gerar curvas de transmissibilidade de deslocamento (mm/mm) e calcular parâmetros como o fator e constante de amortecimento.

5.5 Análise e Validação dos Resultados

5.5.1 Avaliação da Eficiência das Variáveis Funcionais

Nesta etapa será feita uma avaliação das variáveis funcionais estudadas e propostas nos objetivos, destacando as suas influências no processo de controle, seja pela variação dinâmica ou dos parâmetros ou pela redução de amplitudes de resposta. Assim, serão analisadas três variáveis funcionais, a amplitude de deformação dos elementos, relacionando com os sublaços histeréticos, o *offset* ou pré-deformação inicial e o autoaquecimento do material.

5.5.2 Comparação das Técnicas de Controle Passivo

Esta análise será realizada a partir da interpretação dos gráficos e variáveis de forma quantitativa e qualitativa, com o intuito principal de definir com uso do método científico qual a técnica de controle passivo empregada se mostrou mais eficiente para os tipos de excitações impostas aos sistemas de controle, discussão pouco explorada na literatura atual. Todos os dados e gráficos serão gerados com auxílio de tabelas e do *software* comercial, *OfficeExcel*®.

Dentre as variáveis quantitativas analisadas estão:

- Energia máxima dissipada por volume de material nos sistemas de controle;
- Quantidade média de dispositivos secundários e atenuadores usados nos sistemas;
- Redução de amplitudes de resposta pelo número de espiras ativas utilizadas;
- Massa de material LMF aplicada nos sistemas de controle.

Dentre as variáveis e argumentos qualitativos analisados, se destacam:

- Facilidade de montagem/desmontagem;
- Necessidade de manutenção e ajustes de calibração;
- Grau de dano estrutural gerado na transmissão das excitações;
- Disposição dos elementos nas estruturas e restrição de pavimentos;
- Alteração no comportamento dinâmico: rigidez, frequências e modos de vibrar.

CAPÍTULO VI

RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1 Resultados da Análise Modal do Sistema 3GDL Sem Atenuadores

6.1.1 Método Analítico

Na Tabela 9 apresentam-se os resultados dos parâmetros estruturais de massa e rigidez obtidos pelas equações da formulação matemática e algoritmo desenvolvido com auxílio do *Matlab*® vistos no Apêndice B1 e B2 para o protótipo estrutural. Para este caso o modelo foi analisado sem a incorporação dos atenuadores. A rigidez estrutural do sistema foi calculada a partir do desenho CAD do modelo. Nesta análise foi considerado um comprimento efetivo médio entre os pontos de contato das uniões parafusadas (piso-coluna). Esta cota corresponde ao ponto efetivo de fixação que propicia uma alta sensibilidade na rigidez e conseqüentemente nas frequências naturais do sistema, fato verificado nas análises das equações e erros relativos entre os métodos analíticos, experimentais e numéricos.

Tabela 9 – Parâmetros físicos analíticos da estrutura. Fonte: Autoria Própria.

Parâmetros da Estrutura	Valores Calculados
Massa do 1° e 2° Piso (m_1 e m_2)	2,43 kg
Massa do 3° Piso (m_3)	1,39 kg
Massa da Base (m_b)	3,13 kg
Massa da Coluna “1 de 4” (m_c)	0,26 kg
Massa Total da Estrutura (m_E)	10,41kg
Comprimento das Colunas (l_c)	179 mm
Momento de Inércia de Área da Coluna (I_c)	$3,80 \times 10^{-12} m^4$
Rigidez Estrutural das Colunas de um Piso (k_j)	6.143 N/m
Rigidez Equivalente da Estrutura (k_{eq})	2.048 N/m

Na Tabela 10 exibe-se os valores das frequências naturais analíticas da estrutura obtidas pela equação característica e modelo da matriz dinâmica modelado na formulação matemática, desconsiderando o amortecimento e assumindo que o sistema está sob vibração livre.

Tabela 10 – Frequências e vetores modais analíticos da estrutura. Fonte: Autoria Própria.

Frequências Naturais	Valores	X_{1i}	X_{2i}	X_{3i}
f_{n1}	4,05 Hz	+1,0	+1,7	+2,0
f_{n2}	11,06 Hz	+1,0	+0,1	-1,0
f_{n3}	15,16 Hz	+1,0	-1,5	+1,5

Na Figura 109 a seguir evidencia-se os modos vibracionais do modelo. É verificado que o comportamento dinâmico obtido está de acordo com casos semelhantes da literatura. É visto também que a forma de deslocamento dos pisos está em consonância com o método numérico e experimental, validando a técnica. É notório que o primeiro modo de vibrar relacionado com a primeira frequência natural é o que fornece maiores valores de vetores de deslocamento dos pavimentos, o que justifica o projeto ou calibração dos elementos atenuadores da estrutura sob vibração forçada, realizado neste modo, que é a condição crítica e mais severa. Neste caso o primeiro piso teve o mesmo deslocamento modal adimensional que os outros dois modos, com vetor positivo de 1,0, porém quando visto o segundo e terceiro piso, o primeiro modo possui maiores valores dos vetores, atingindo 1,7 e 2,0 und. positivas adimensionais respectivamente.

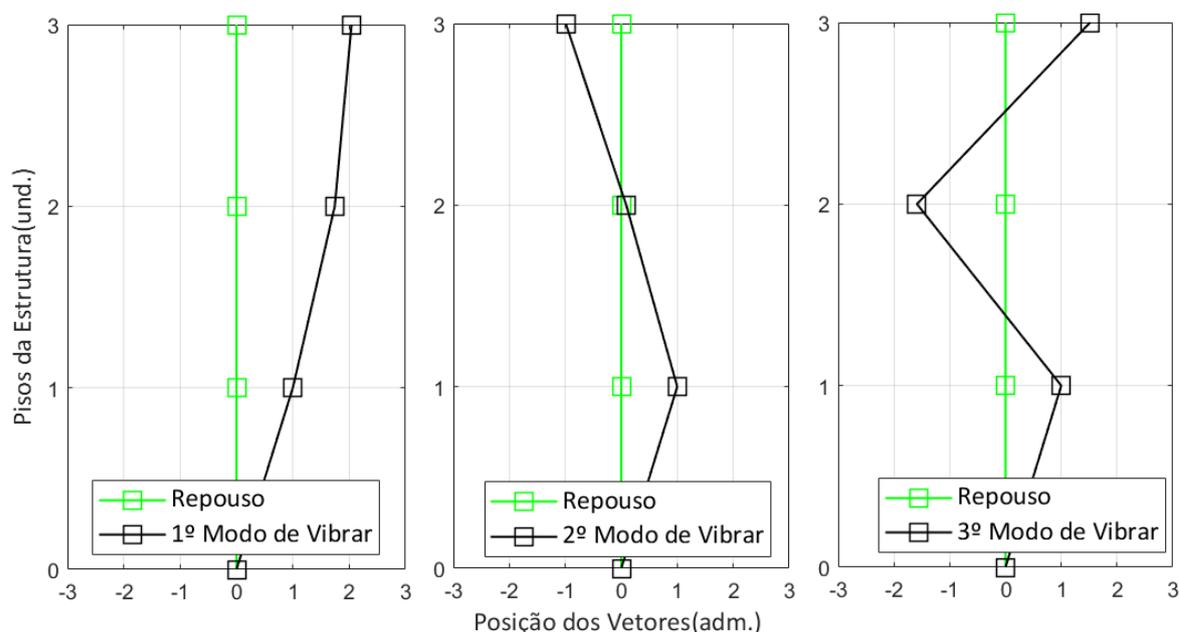


Figura 109 – Modos de vibração analíticos da estrutura. Fonte: Autoria Própria.

Na Figura 110 pode ser visualizado o gráfico referente às FRF's do sistema de 3GDL. Para este caso se considerou a curva de resposta $H_{11}(\omega)$ representando a medida no 1º Piso, $H_{21}(\omega)$ no 2º Piso e $H_{31}(\omega)$ representando a resposta do 3º Piso, quando a excitação incide

pela base ou no primeiro pavimento. Nesta análise foi acrescentada a matriz de amortecimento gerada a partir de fatores médios experimentais da estrutura sem atenuadores.

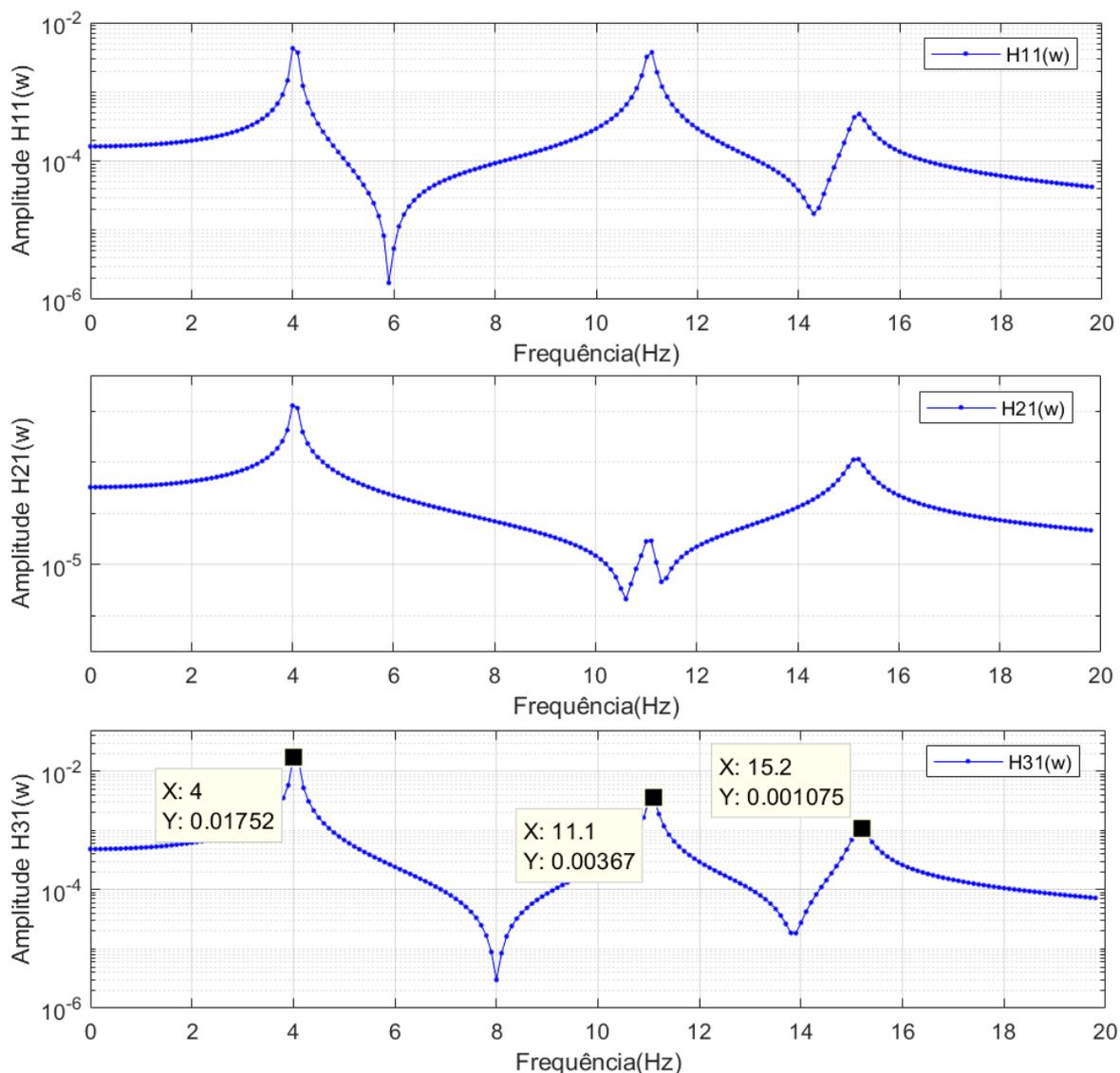


Figura 110 – Funções resposta em frequência (FRF's) analíticas da estrutura de 3GDL obtidas a partir dos vetores modais e matriz dinâmica do sistema sem controle. Fonte: Autoria Própria.

6.1.2 Método Numérico

Os resultados da simulação numérica, para os três modos longitudinais da estrutura, sem a incorporação dos atenuadores e em vista frontal podem ser vistas na Figura 111. A referida figura também denota valores de frequências naturais em Hz e os deslocamentos máximos e mínimos em mm, relacionados com as barras de cores. Também é possível notar a variação de deslocamentos de todos os pisos que compõem o modelo, observando as suas alterações

de posição quando comparado o estágio de repouso com o estágio das deformações máximas, em suas formas modais. Na Tabela 11 denotam-se os deslocamentos máximos e as frequências naturais obtidas pela análise modal numérica, comparando-os com o método analítico.

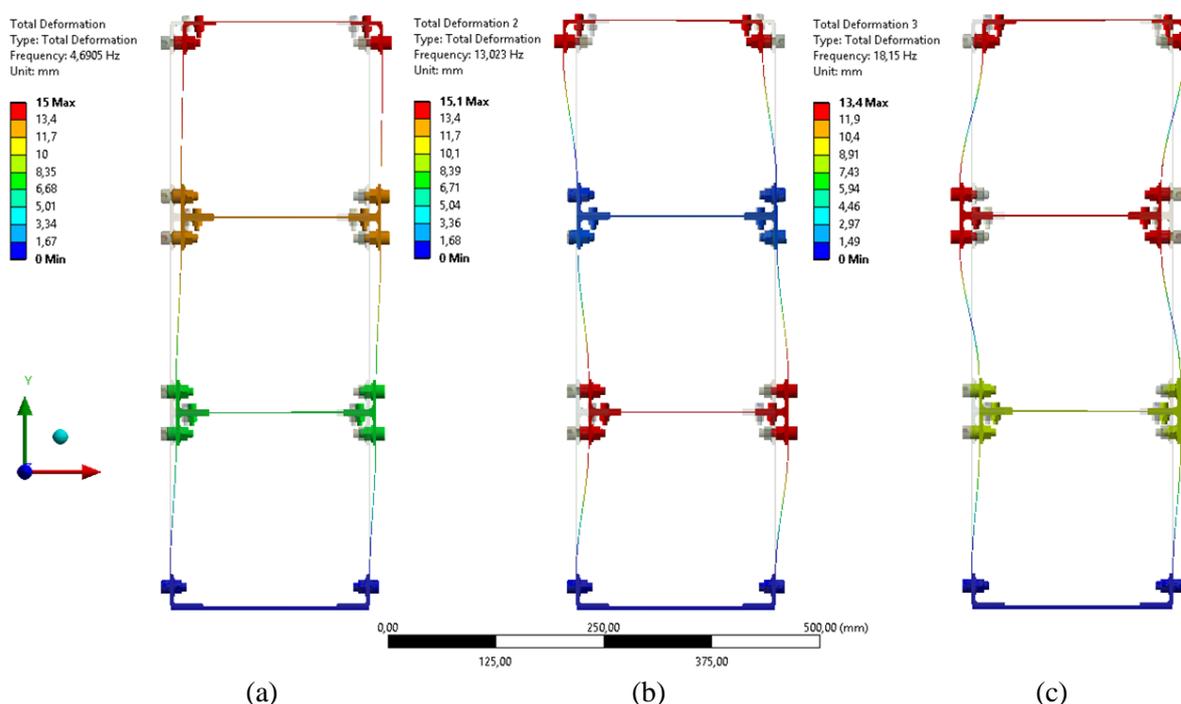


Figura 111 – Análise modal da estrutura, obtidos pela simulação numérica. (a) 1º Modo de vibração; (b) 2º Modo de vibração; (c) 3º Modo de vibração. Fonte: Autoria Própria.

Tabela 11 – Deslocamentos e frequências naturais da estrutura. Fonte: Autoria Própria.

Frequências Naturais	Deslocamentos Máximos	Método Analítico	Método Numérico	Variação (%)
f_{n1}	15,0 mm	4,05 Hz	4,69 Hz	15,8
f_{n2}	15,1 mm	11,06 Hz	13,02 Hz	17,7
f_{n3}	13,4 mm	15,16 Hz	18,15 Hz	19,7

Pode-se assim destacar que a simulação numérica converge com o método analítico, em relação a movimentação dos pisos e modos vibracionais, com erro relativo máximo da ordem de 19,7% quando se compara as frequências naturais. O erro pode ser explicado pelo tipo de conexão empregada na simulação numérica, *bonded* (colado), que aplica uma rigidez infinita nas conexões piso-coluna para simplificação da modelagem, o que eleva significativamente a rigidez equivalente do modelo devido a diminuição do comprimento das colunas. Nos cálculos analíticos o comprimento médio das colunas é estimado no centro do furo da união parafusada, que é o ponto de maior pressão, ou seja, um valor geométrico superior ao da simulação, o que explica o erro calculado.

Foi percebido em estudos anteriores que configurações de união direta (pisos-colunas), sem a presença de elementos de apoio, cantoneiras, diminui de forma relevante os erros entre os métodos de análise, pelo fato de a força de ancoragem ser aplicada em uma área menor, ou seja, apenas na espessura do piso. Todavia, o conceito adotado otimiza a fixação e calibração dos atenuadores no sistema contraventado e no que aplica o AMS com dispositivo secundário, validando o conceito estrutural empregado na pesquisa.

Analisando o comportamento da estrutura verifica-se que no primeiro modo de vibrar os maiores deslocamentos ocorrem no terceiro pavimento, fato este que é verificado tanto no método analítico quanto no numérico, com valores de deslocamento máximo relacionados a este piso devido a sua maior distância geométrica para a base. No segundo modo de vibrar o método analítico confirma uma amplitude maior no primeiro e terceiro pavimentos, porém em sentidos opostos, fato corroborado pelo idêntico comportamento do método numérico, no qual os maiores deslocamentos ocorrem nestes pisos. Já para o terceiro modo, os pisos que mais se deslocam são o segundo e terceiro, também em sentidos opostos nos dois métodos.

6.2 Resultados da Caracterização dos Atenuadores e Sistemas de Controle

6.2.1 Caracterização Térmica dos Atenuadores

A caracterização térmica da mola LMF via RET pode ser visualizada na Figura 112. No gráfico Resistência elétrica (Ω) \times Temperatura ($^{\circ}\text{C}$) é possível identificar a partir das inflexões das curvas de resfriamento/aquecimento as temperaturas de transformação de fases Martensita e Austenita, que para este caso devido ao comportamento típico do material também apresenta uma fase “R”. A mensuração precisa destas temperaturas foi realizada com o auxílio de retas tangentes aplicadas nas inflexões, no *software Origin*®. A partir deste ensaio pode-se dizer que os elementos LMF estarão em estado predominantemente superelástico quando aplicados como atenuadores no sistema estrutural, pois a sua temperatura de transformação de fase final da Austenita (A_f) se encontra em um valor de $24,72^{\circ}\text{C}$, como visto no gráfico, que é inferior a temperatura ambiente local, em média 25°C . As respectivas temperaturas são vistas a seguir:

- Temperatura Final de Transformação Martensítica: M_f ($-48,4^{\circ}\text{C}$);
- Temperatura Inicial de Transformação Martensítica: M_s ($-35,3^{\circ}\text{C}$);

- Temperatura Final de Transformação da Fase R: R_f (9,9 °C);
- Temperatura Inicial de Transformação Austenítica: A_s (12,1 °C);
- Temperatura Inicial de Transformação da Fase R: R_s (22,4 °C);
- Temperatura Final de Transformação Austenítica: A_f (24,7 °C).

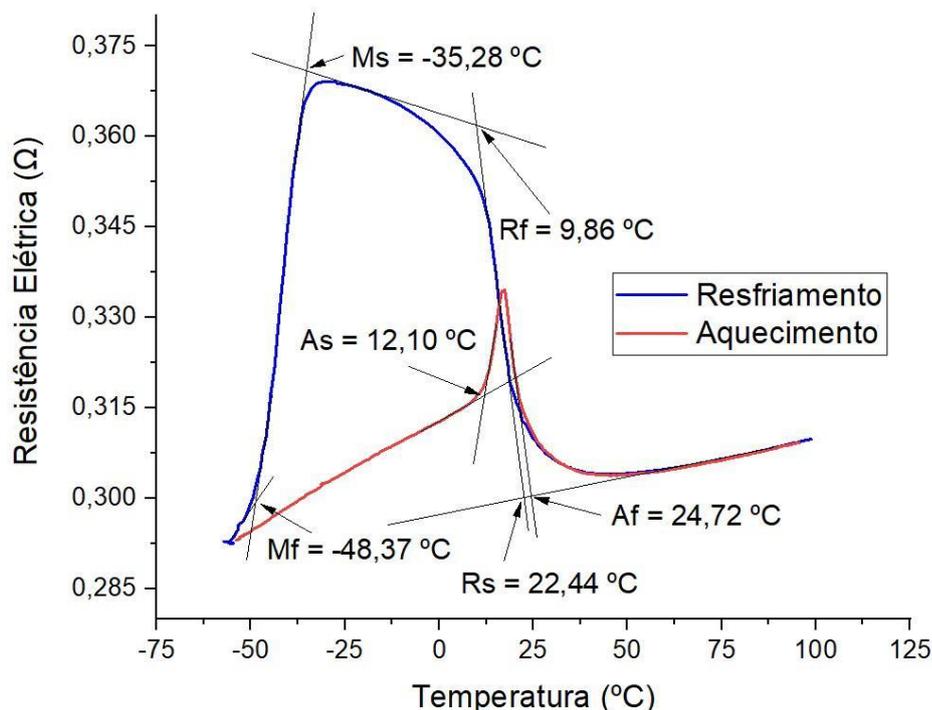


Figura 112 – Curva da caracterização térmica das molas LMF via RET. Fonte: Autoria Própria.

6.2.2 Caracterização Quase-Estática dos Atenuadores

A Figura 113 apresenta a curva Força/Deformação para o ensaio quase-estático de tração aplicado ao atenuador LMF (M3). É possível notar que a mola atingiu o valor de deformação máxima reversível (ϵ_{Ms}) em cerca de 500% (curva em vermelho), este fato é observado pela linha de carregamento do elemento que se mantém na trajetória dos demais ciclos inferiores. Já para a curva de deformação de 600% (curva em preto) é notória uma defasagem da trajetória de carga assim como a presença de certa deformação residual no ciclo de descarregamento, denotando uma plastificação nesta condição de ensaio. Desta maneira o valor de deformação máxima aplicado aos atenuadores LMF, como também no projeto dos sistemas de controle foi de 500%, garantindo assim uma satisfatória vida útil do elemento evitando possíveis falhas por fadiga mecânica. Neste gráfico pode-se observar também as linhas verticais referentes aos *offsets* programados nos sistemas de controle (100% e 300%).

Para a pré-deformação de 100% o estado predominante para o elemento ainda em repouso é o estado Austenítico, enquanto no *offset* de 300% a predominância em repouso é do estado Martensítico, neste caso o elemento está aproximadamente no centro do laço histerético, permitindo uma faixa maior de deformação quando solicitado dinamicamente, cerca de 200% nos ciclos de expansão ou de contração.

No lado inferior direito do gráfico verifica-se a curva de Deslocamento/Tempo. Nesta curva um valor máximo de deslocamento linear do elemento de 45,0 mm no ciclo de 500% de deformação é verificado. Este é o valor máximo que o elemento (M3) pode expandir sem uma pré-deformação inicial e sem sofrer um acréscimo de deformação residual permanente.

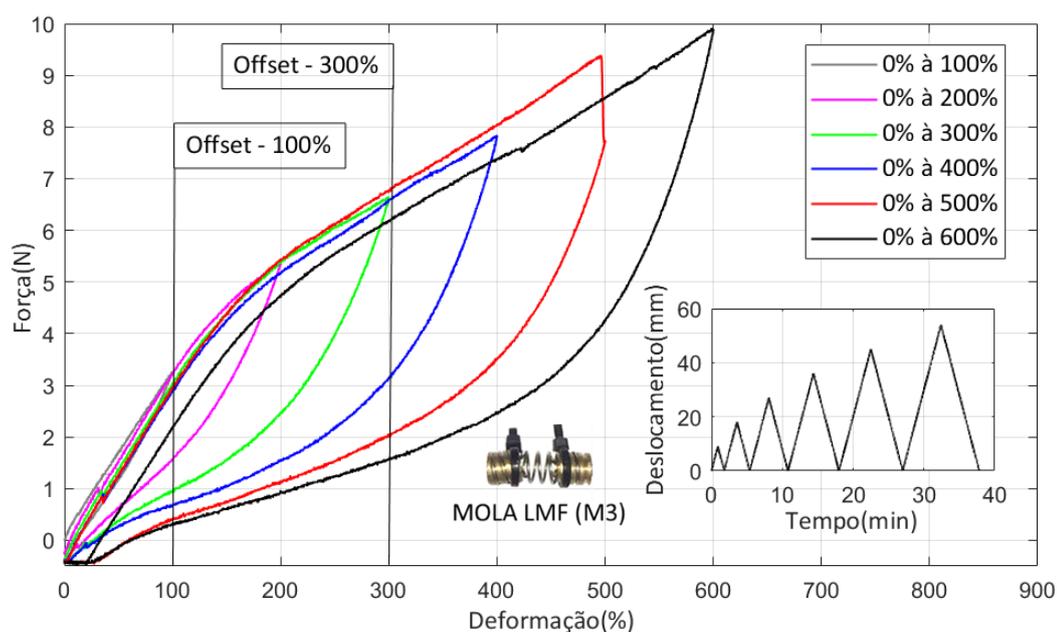


Figura 113 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M3) sem *offset*, obtidas na caracterização quase-estática aplicada na máquina de tração. Fonte: Autoria Própria.

Já no gráfico da Figura 114 é possível identificar o comportamento do elemento LMF (M3) quando ciclado em uma pré-deformação de 300%. Neste caso fica evidente a relação direta da formação da histerese mecânica do atenuador em relação a amplitude de deformação, ou seja, quanto maior for a deformação imposta ao elemento maior será a energia dissipada nos ciclos de carga/descarga, e conseqüentemente maior será o poder de atuação do sistema.

Desta forma todos os sistemas de controle foram projetados levando em consideração a amplitude máxima de deformação do elemento nas condições de ensaio, sendo este parâmetro uma das variáveis funcionais analisadas neste estudo, junto com o *offset* e o autoaquecimento.

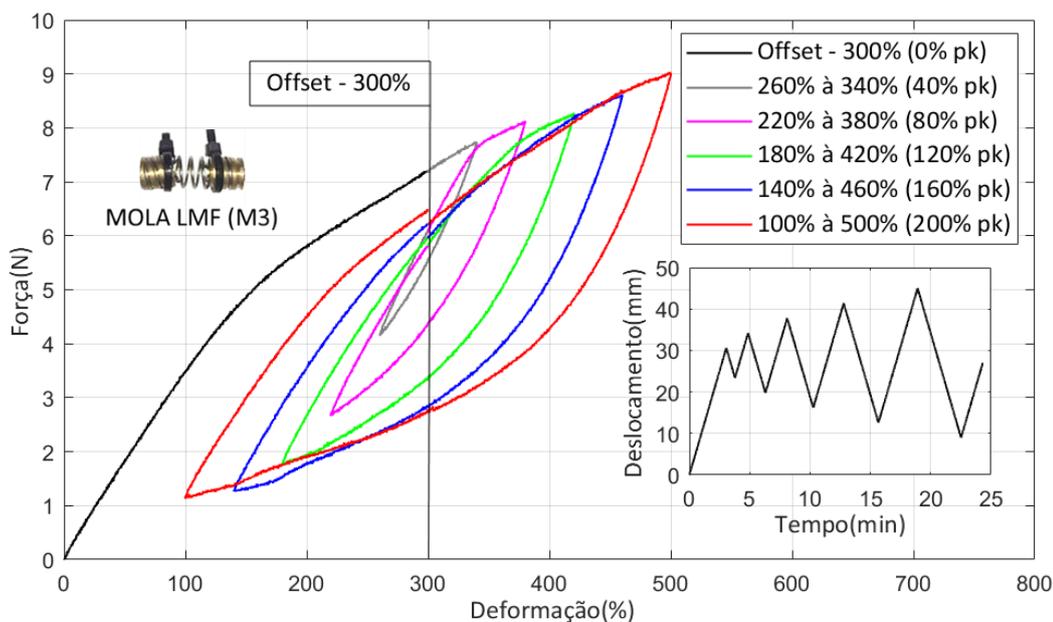


Figura 114 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M3) com *offset* de 300%, obtidas na caracterização quase-estática aplicada na máquina de ensaio de tração. Fonte: Autoria Própria.

Na Figura 115 é denotado também o gráfico Força/Deformação do ensaio quase-estático aplicado ao elemento de AÇO (A5). Neste ensaio pode-se observar que a mola de aço comum entra em regime de plastificação muito antes do elemento LMF, neste caso em cerca de 50% de deformação já é percebido a presença considerável da plastificação do material na expansão e deformação residual no ciclo de descarga ou contração. Logo pode-se afirmar que uma mola LMF, em regime pseudoelástico, deforma-se 10 vezes mais que uma mola de AÇO. Este fato garante que o atenuador de material inteligente permita uma vida muito superior em fadiga, diminuindo consideravelmente o custo de manutenção do sistema, além das outras vantagens relacionadas às propriedades deste material.

Por fim é mostrado o gráfico da energia dissipada por volume de material do elemento, Figura 116, calculado para o atenuador LMF (M3). Pode-se perceber que para deformações menores o material inteligente dissipa uma quantidade de energia muito menor do que o seu potencial permite. Nesta análise fica claro a grande eficiência deste material na dissipação de energia mecânica como também a sua dependência da amplitude de deformação imposta. Em termos comparativos no aço comum o maior valor verificado foi da ordem de até $0,1 \text{ MJ/m}^3$ enquanto no LMF em torno de $2,7 \text{ MJ/m}^3$. Este valor mensurado para a mola de AÇO (A5) é dito como residual e pode ser explicado pelo atrito presente na montagem do elemento nas buchas helicoidais de teflon, aplicadas como garras no ensaio, assim como a plastificação do material quando submetido a maiores deformações, próximo do seu limite elástico.

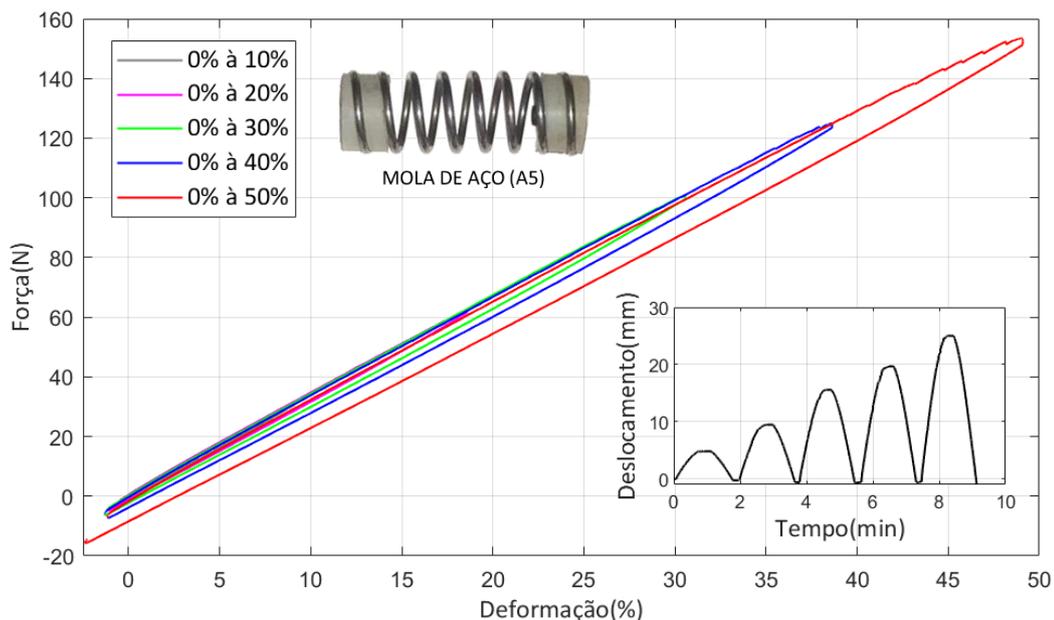


Figura 115 – Gráfico Força/Deformação do atenuador de AÇO (A5) sem *offset*, obtidas na caracterização quase-estática aplicada na *Shake Table*. Fonte: Autoria Própria.

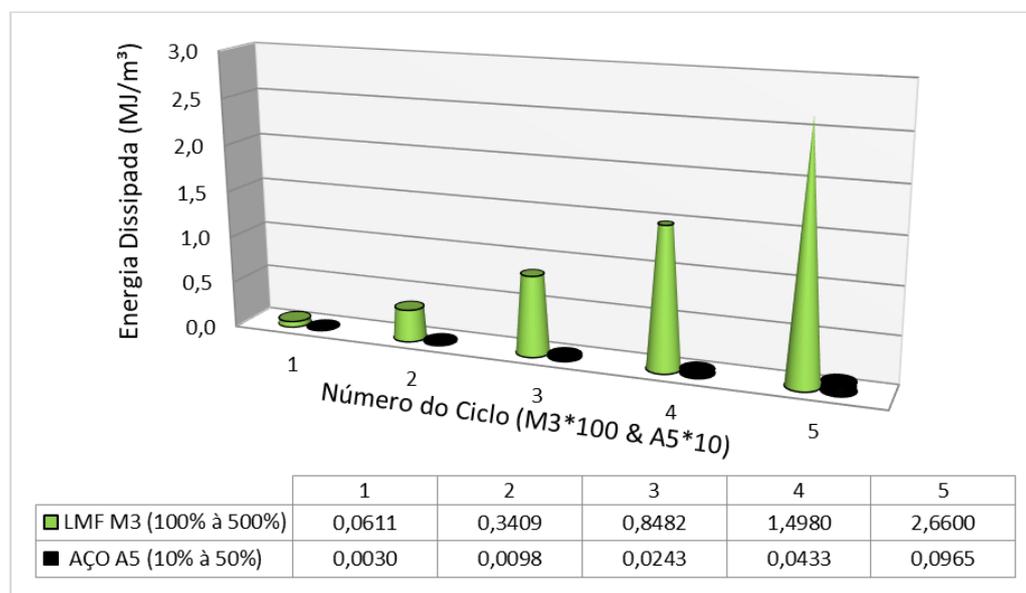


Figura 116 – Gráfico de resposta da energia dissipada pelo atenuador LMF (M3) e resíduo da mola AÇO (A5), obtidas na caracterização quase-estática. Fonte: Autoria Própria.

6.2.3 Caracterização Dinâmica dos Atenuadores

○ Caracterização Com Sinais Harmônicos:

Na caracterização dinâmica pode-se aferir no gráfico Força/Deformação da Figura 117, que para a condição da mola LMF SE (M1) que possui comprimento útil de 3,0 mm e o maior

valor de rigidez média dos atenuadores usados neste estudo, cerca de 2.600 N/m, um maior laço de histerese gerado nos ciclos de deformação de pico, 200% (curva em vermelho), com eficiência bem superior aos sublaços de deformação menor, 133% e 67% (curvas em azul e verde) respectivamente. Para as molas LMF (M3) e (M5) também se percebe comportamento similar com os maiores sublaços gerados nas maiores deformações, Figura 118 e Figura 119.

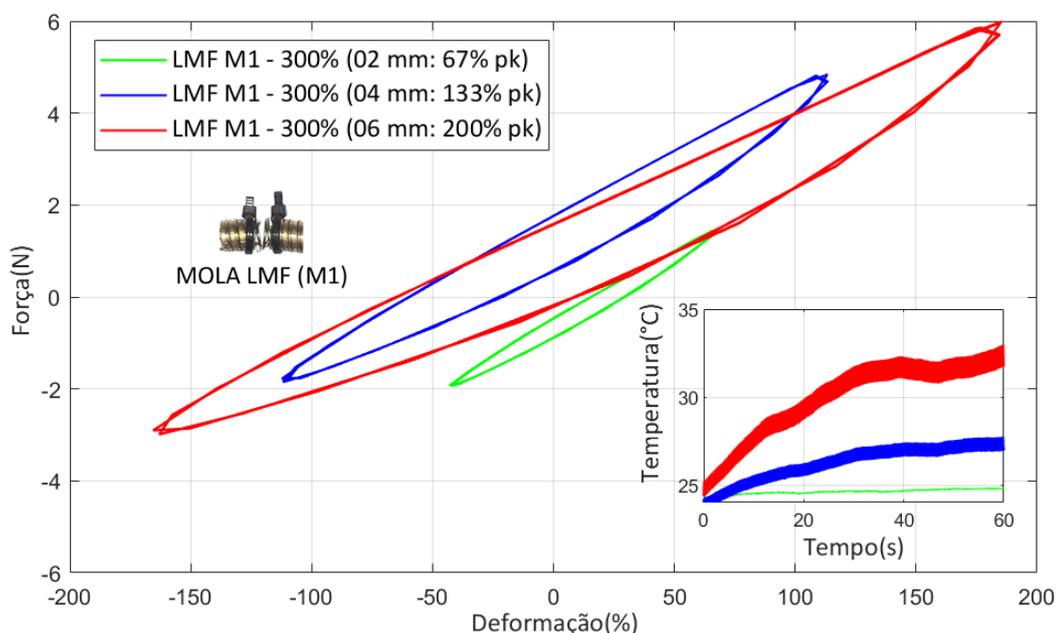


Figura 117 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M1) com *offset* de 300%, obtidas na caracterização dinâmica aplicada na *Shake Table*. Fonte: Autoria Própria.

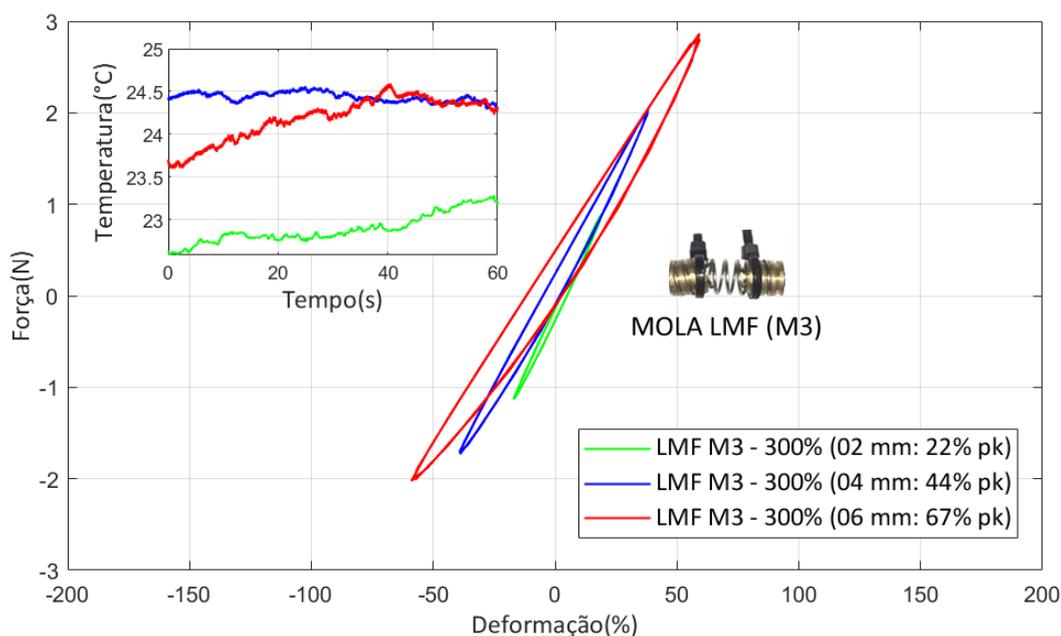


Figura 118 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M3) com *offset* de 300%, obtidas na caracterização dinâmica aplicada na *Shake Table*. Fonte: Autoria Própria.

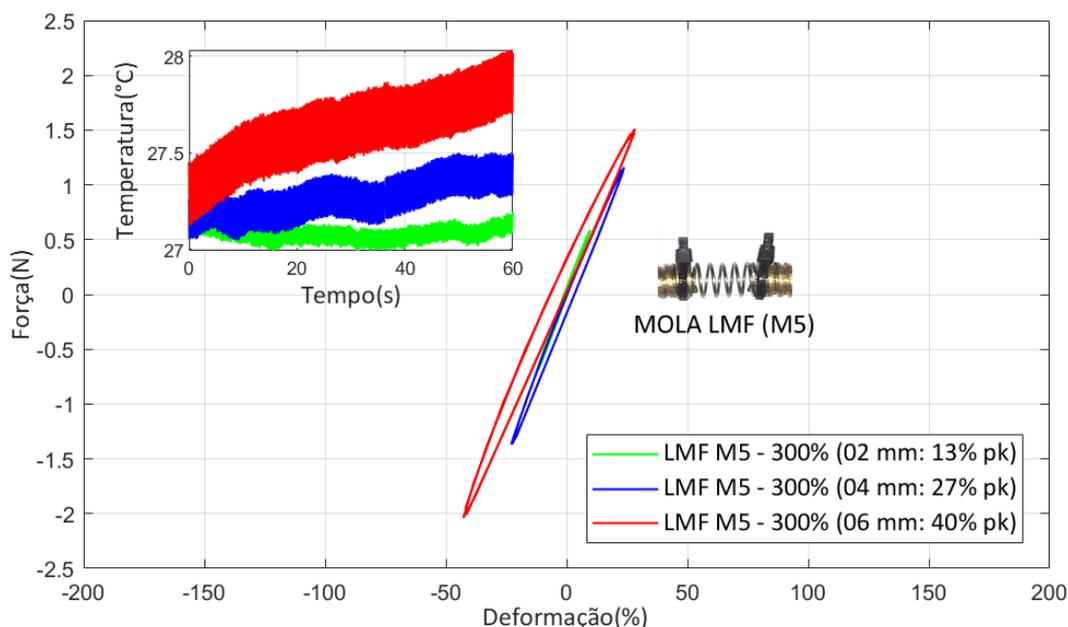


Figura 119 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M5) com *offset* de 300%, obtidas na caracterização dinâmica aplicada na *Shake Table*. Fonte: Autoria Própria.

Outro fato perceptível é a inclinação dos sublaços, relacionados com a rigidez dinâmica do elemento, ou módulo de elasticidade médio, quando o elemento realiza as transformações de fase microestruturais como a Austenita/Martensita. Neste caso quanto maior a deformação imposta, maior será a fração de Martensita transformada (ζ), e assim menor será a rigidez dinâmica do atenuador, devido ao fato da fase Martensita possuir um módulo de elasticidade inferior à da fase Austenita. Um elemento LMF mais flexível permitirá então deslocamentos e deformações maiores para uma menor força aplicada, admitindo assim um maior grau de exploração do potencial do material mesmo para solicitações de baixa severidade.

Analisando as curvas Temperatura/Tempo para os três gráficos correspondentes aos três elementos LMF percebe-se um aumento médio de temperatura para os casos de maiores ciclos de deformação, fato evidenciado em todos os elementos. Desta forma o maior gradiente de temperatura observado foi de aproximadamente 10 °C, exatamente para o atenuador com a maior deformação de pico, 200% na mola (M1). Em contrapartida a menor deformação de pico analisada, 13% na mola LMF (M5) não apresentou variação significativa da temperatura, mantendo-se estável na temperatura ambiente local no momento do ensaio.

O autoaquecimento é uma variável funcional importante a ser investigada no material LMF, tendo em vista que um alto grau de aquecimento durante uma ciclagem dinâmica pode influenciar diretamente na área de histerese gerada nos sublaços, assim como na sua rigidez. Isto se dá pelo fato da transformação direta Martensítica ser um processo dito exotérmico que

libera calor ao meio ambiente, enquanto a transformação reversa Austenítica ser um processo endotérmico, que absorve calor do meio. Como em ciclos dinâmicos em frequências que não são monotônicas o tempo necessário para que essa troca térmica permaneça em equilíbrio não é suficiente, o material começa a armazenar energia em forma de calor e assim autoaquecer, ocasionando o fenômeno. Desta forma de acordo com a literatura uma solução para minimizar este efeito seria a instalação de um sistema auxiliar de refrigeração dos atenuadores durante sua atuação, reduzindo este gradiente térmico e aumentando a taxa de transferência de calor, mantendo todo o potencial do material disponível. Entretanto, nesta tese, como este parâmetro se encontra dentro dos critérios pré-estabelecidos apenas analisou-se este fenômeno, sem uma atuação direta no efeito.

Para fins comparativos também foi realizada a caracterização dinâmica da mola de AÇO (A5), Figura 120, onde observa-se que a amplitude de deformação não tem uma relação direta com a rigidez do material, sendo a mesma do elemento estático, característica intrínseca ao aço comum. Fica evidente no gráfico Força/Deformação que não ocorre a geração de sublaços histeréticos de área significativa, ou seja, não havendo histerese referente as propriedades do material. Para este caso a amplitude máxima aplicada foi de 12% de pico (curva em vermelho). Nesta análise não se mensurou a temperatura do elemento durante o ensaio devido ao fato de não existir variações significativas deste parâmetro nem o efeito do autoaquecimento.

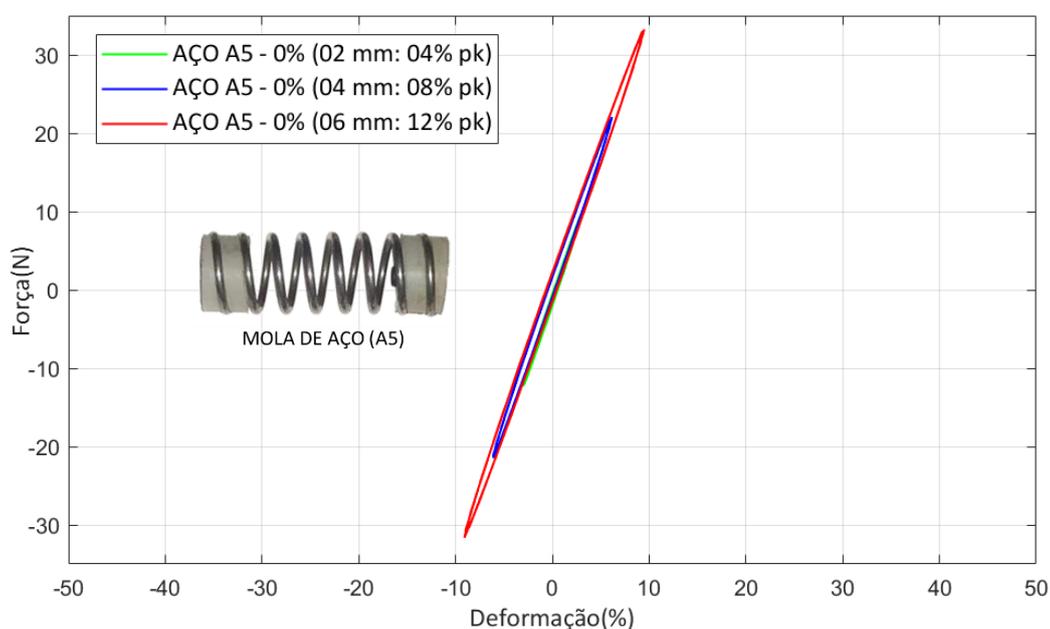


Figura 120 – Gráfico Força/Deformação do atenuador de AÇO (A5) sem *offset*, obtidas na caracterização dinâmica aplicada na *Shake Table*. Fonte: Autoria Própria.

○ *Caracterização Com Sinais Sísmicos:*

Para o resultado dos testes dinâmicos relativo aos sinais de sismos, verifica-se nas curvas Força/Deformação da Figura 121 e Figura 122 , que o comportamento dinâmico da mola LMF (M5) quando submetido aos sinais transientes possuem características similares a excitações de natureza harmônica, como visto nos testes dinâmicos anteriores.

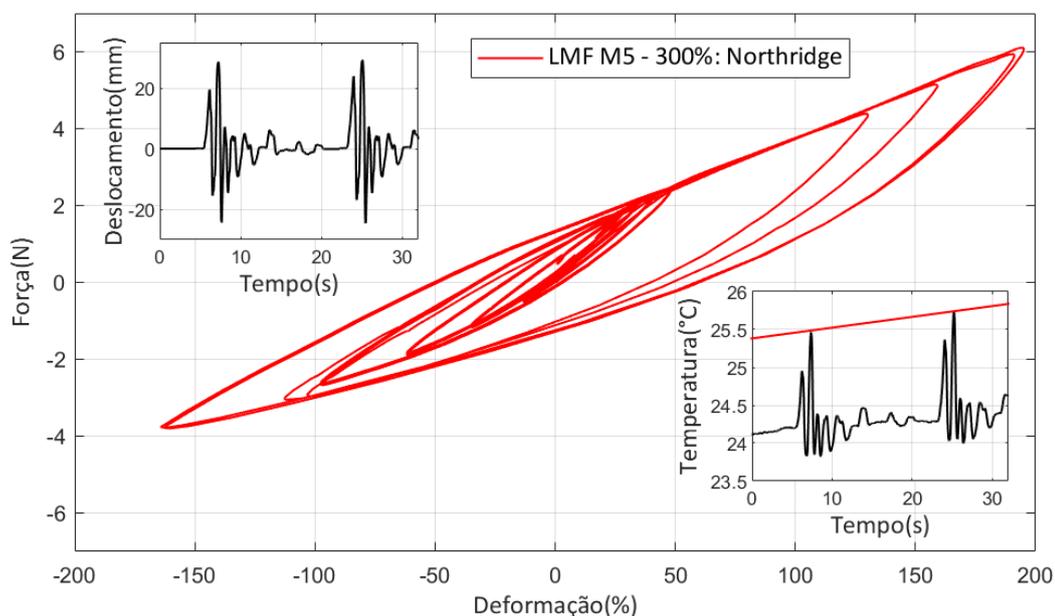


Figura 121 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M5) com *offset* de 300%, obtidas na caracterização sísmica do abalo Northridge, aplicada na *Shake Table*. Fonte: Autoria Própria.

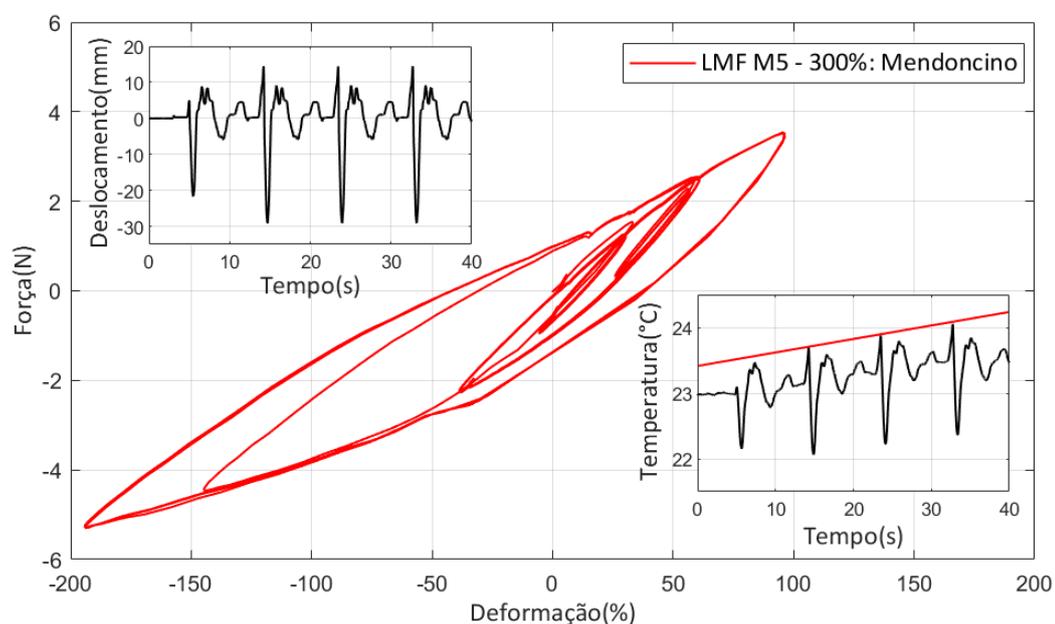


Figura 122 – Gráfico Força/Deformação do atenuador LMF (M5) com *offset* de 300%, obtidas na caracterização sísmica do abalo Mendocino, aplicada na *Shake Table*. Fonte: Autoria Própria.

Neste caso a formação dos sublaços histeréticos também é bastante perceptível, tendo sua variação de amplitude correspondente a trajetória do sinal, como visualizado nas curvas Deslocamento/Tempo. É estimado que no pico de maior deslocamento imposto ao elemento, cerca de 53 mm de pico a pico, a mola é capaz de dissipar cerca de $1,0 \text{ MJ/m}^3$, quando analisado o terremoto de Northridge. Para o abalo sísmico de Mendocino a amplitude máxima de deslocamento observada é de 44 mm de pico a pico, com energia dissipada um pouco menor, por volta de $0,75 \text{ MJ/m}^3$.

Nesta análise fica evidente o efeito do autoaquecimento do elemento, como pode ser visto nas curvas de Temperatura/Tempo, onde a variável temperatura segue uma trajetória bastante similar aos deslocamentos de pico da mola com a particularidade do aumento do calor produzido com o passar do tempo, (linha em vermelho). Este fato corrobora a análise prevista para o fenômeno no qual a energia térmica é armazenada no material quando em condições de ciclagem mecânica, ou seja, ciclos de carga/descarga no processo exotérmico/endotérmico. Para os sinais dos abalos sísmicos a taxa de aquecimento foi em torno de $0,75 \text{ }^\circ\text{C/min}$. Nestas condições o elemento LMF autoaquece diminuindo gradualmente a área do laço gerada e consequentemente a energia dissipada do sistema e o respectivo fator de perda.

o *Gráficos Comparativos da Caracterização Dinâmica:*

No gráfico da Figura 123 é visto os valores calculados em termos de energia dissipada por volume de material referentes aos sublaços histeréticos gerados pelas curvas de resposta Força/Deslocamento dos testes dinâmicos com sinais harmônicos.

Analisando o gráfico percebe-se que a mola que apresenta a maior dissipação de energia é a (M1), (cones em azul), isso se dá ao fato deste elemento apresentar os maiores valores de deformação, (67%, 133% e 200%), para os três deslocamentos padrões empregados nos testes, (02, 04 e 06 mm). Para o deslocamento de 2,0 mm, a mola (M1) dissipou energia cerca de 35 vezes mais que a mola (M3) e 90 vezes mais que a mola (M5). Para o deslocamento de 4,0 mm a mola (M1) foi superior 11 vezes em relação a (M3) e 19 vezes em relação a (M5). Para o deslocamento máximo aplicado de 6,0 mm a mola LMF (M1) se mostrou cerca de 06 vezes mais dissipativa que a (M3) e 22 vezes superior a (M5). Na análise dos três deslocamentos aplicados foi observado que uma parcela de energia considerável foi dissipada para os maiores níveis de deformação, calculando valores acima de um décimo de MJ/m^3 para deformações acima de 60% de pico. A mola de AÇO (A5) apresentou valores residuais devido ao atrito.

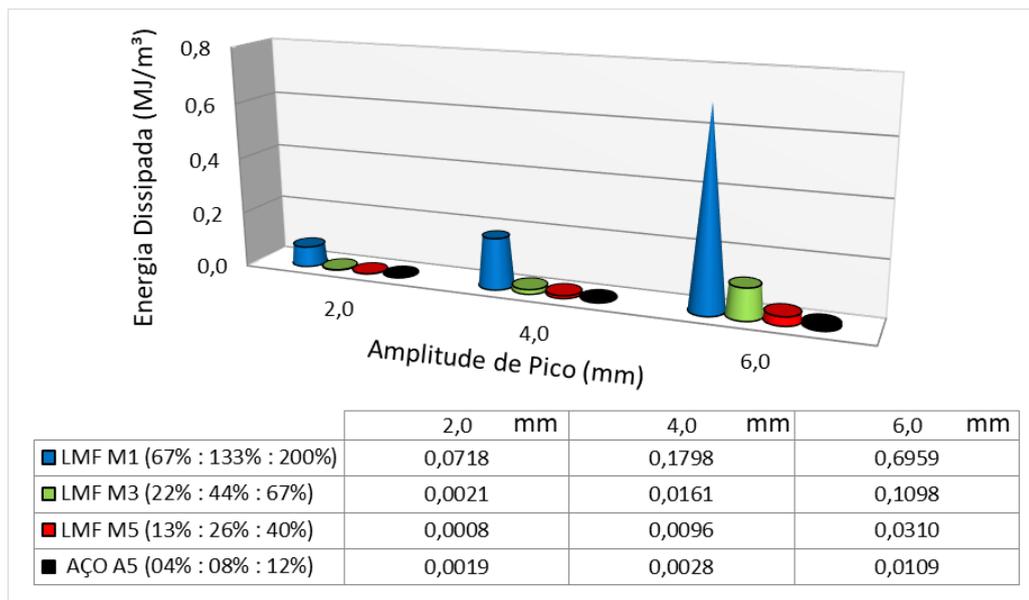


Figura 123 – Gráfico de energia dissipada pelos atenuadores LMF e valores residuais do AÇO, obtidas na caracterização dinâmica. Fonte: Autoria Própria.

o Cálculo do Fator de Amortecimento Histerético (β):

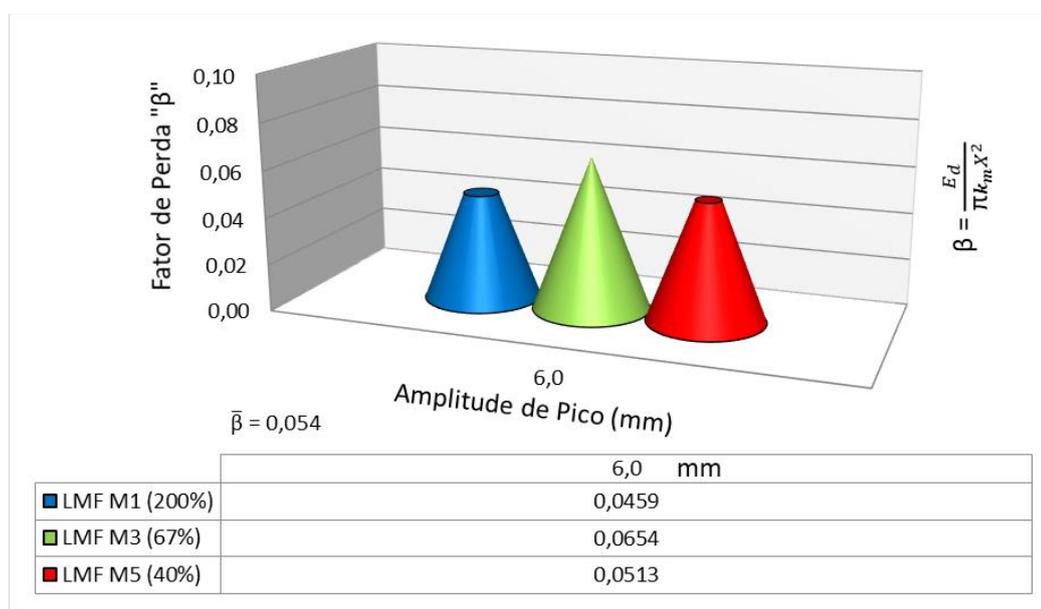


Figura 124 – Gráfico de resposta do fator de amortecimento histerético, fator de perda, calculados para os elementos atenuadores. Fonte: Autoria Própria.

Aplicando a formulação matemática no cálculo do fator de amortecimento histerético, (β), ou fator de perda, a partir do deslocamento de 6,0 mm pk, encontra-se um valor médio de ($\bar{\beta} \cong 0,05$), Figura 124, que é um valor condizente com a literatura. Este fator será empregado no cálculo da energia total dissipada nos sistemas de controle, no contraventamento, sistema

AMS e DRIV, para excitações livre, sísmica e forçada, a partir dos algoritmos desenvolvidos para o projeto e dimensionamento destes sistemas.

6.2.4 Caracterização da Rigidez da Estrutura e Sistemas de Controle

Para análise da rigidez equivalente experimental da estrutura e sistemas de controle têm-se os gráficos de medição para todos os sistemas analisados. Nestas medições obteve-se um valor mínimo de correlação dos pontos aferidos da ordem de 98,2%. Os gráficos mostram a rigidez média equivalente obtida pela linha de tendência. Observa-se que a estrutura aplicada com os sistemas de controle sem a presença de atenuadores possui uma rigidez experimental cerca de 1,7 kN/m, que está abaixo da rigidez analítica calculada nas equações da formulação, cerca de 2,0 kN/m, ou seja, uma variação de até 15%. Esta variação se dá ao fato das folgas comuns existentes nas uniões presentes na estrutura real que deixa o sistema mais flexível.

o *Contraventamento lateral:*

Quando analisado a estrutura incorporada dos sistemas de controle com a presença das molas LMF, constata-se um acréscimo considerável da ordem de 0,76 kN/m para o sistema de contraventamento lateral que utiliza 06 molas LMF (M5), ou cerca de 44%, Figura 125.

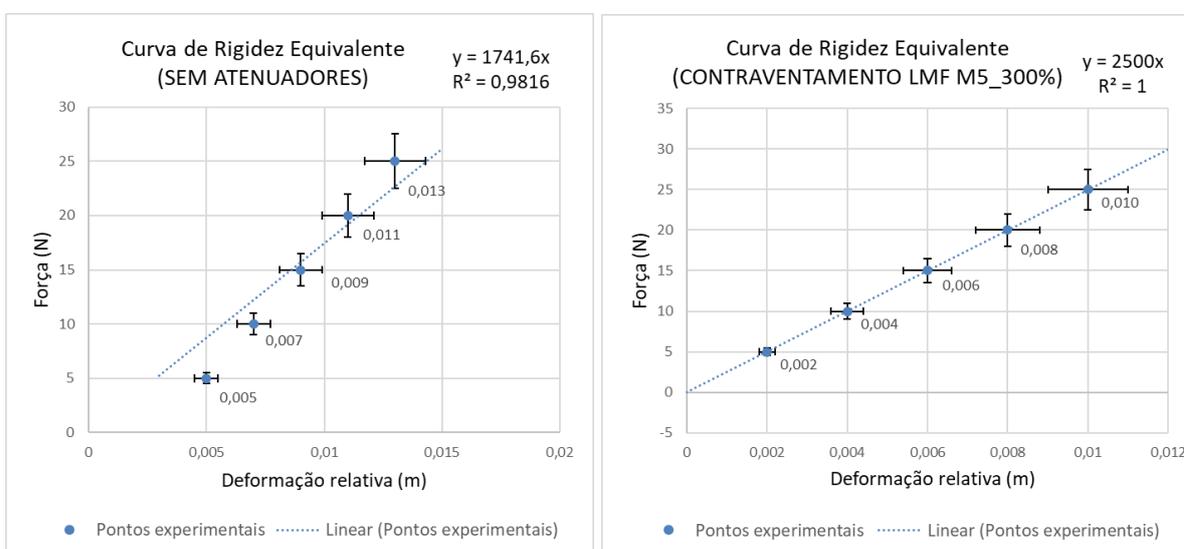


Figura 125 – Gráfico de medição experimental da rigidez equivalente para o sistema de controle de contraventamento. Fonte: Autoria Própria.

○ *Absorvedor de Massa Sintonizada (AMS):*

Já para o sistema com o AMS, a presença dos 02 atenuadores LMF (M5) elevou a rigidez da estrutura em 0,42 kN/m, ou 24%, que é um pouco mais que a metade do acréscimo quando comparado com o sistema contraventado, como visto na Figura 126.

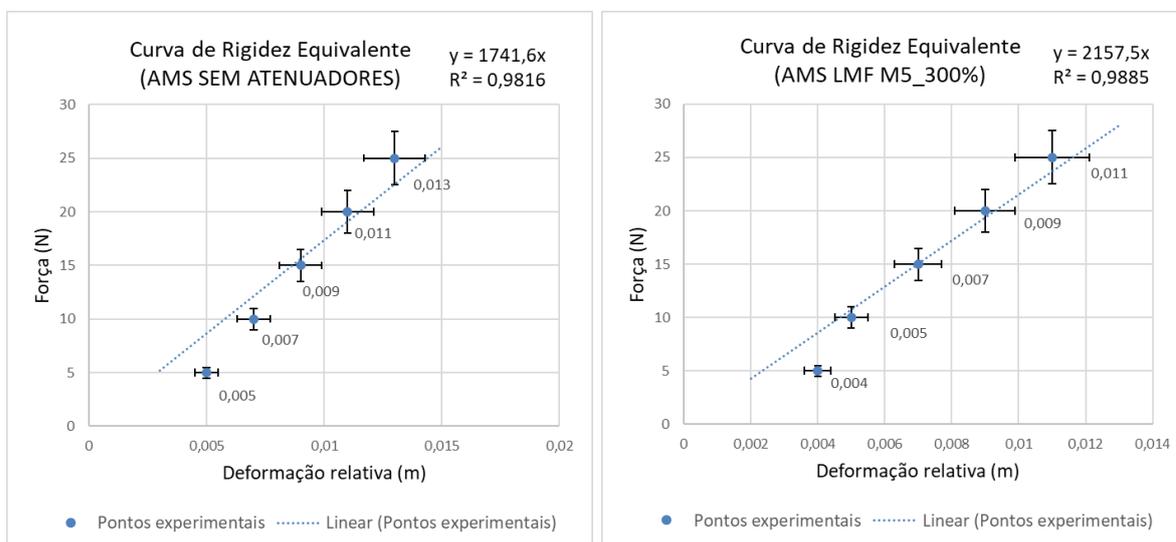


Figura 126 – Gráfico de medição experimental da rigidez equivalente para o sistema de controle de absorvedor de massa sintonizada com dispositivo secundário. Fonte: Autoria Própria.

○ *Dispositivo de Recentragem e Isolamento de Vibrações (DRIV):*

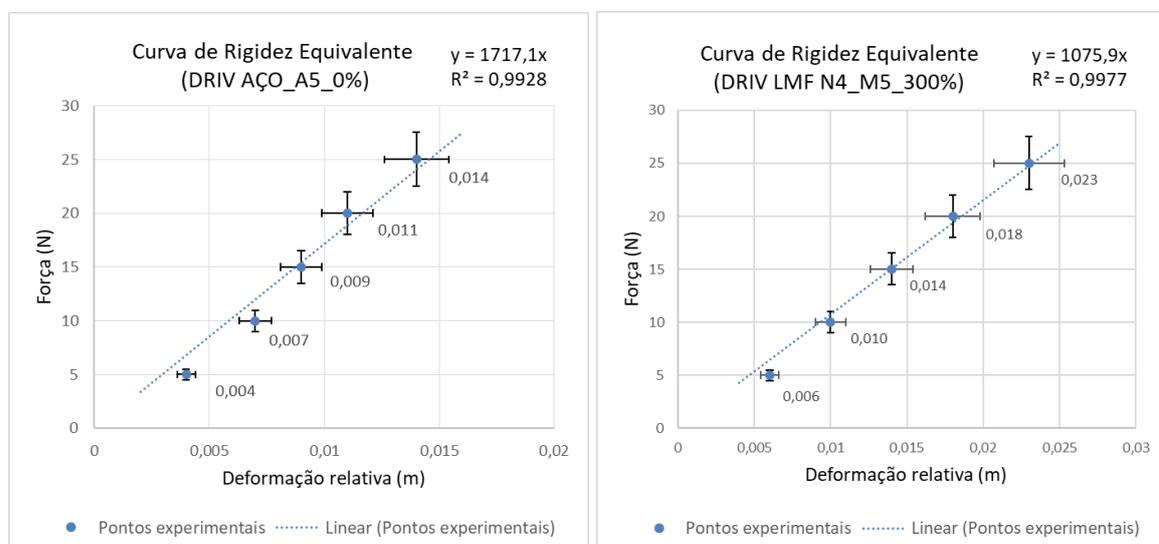


Figura 127 – Gráfico de medição experimental da rigidez equivalente para o sistema de controle de isolamento de base aplicado no DRIV. Fonte: Autoria Própria.

No DRIV a incorporação das 08 molas LMF (M5) reduziu a rigidez equivalente em cerca de 0,64 kN/m, ou ainda 37% quando comparado com o DRIV com molas de AÇO. Este fato é devido a alta rigidez do único par de mola de AÇO aplicado no estudo; ($2 \times 5,85 = 11,7$ kN/m), em comparação a associação dos 04 pares de molas LMF, que fornece uma rigidez de ($8 \times 0,53$ kN/m = 4,2 kN/m), ou seja, 2,8 vezes mais. Em uma análise proporcional a aplicação de 04 molas LMF (M5) no DRIV, indicaria uma rigidez média de cerca de 537,9 N/m, ou ainda uma redução de até 69% para o caso de referência. É importante ressaltar que o DRIV aplicado com um par de molas AÇO (A5) é para fins de análise considerado sem atenuadores. Esta análise pode ser verificada pelos gráficos da Figura 127.

Na Figura 128 é verificado as curvas de rigidez equivalente experimental obtidas nos testes de calibração do sistema DRIV. Analisando as curvas é possível identificar o acréscimo de rigidez do sistema quando se adiciona um par de molas LMF associadas em paralelo entre si. A adição de um par de molas LMF neste caso aumenta a força necessária para se deformar o sistema e consequentemente aumenta-se também a rigidez do dispositivo. É válido ressaltar que devido ao comportamento não-linear destes elementos este acréscimo não é proporcional e a rigidez empregada na modelagem do DRIV é uma rigidez média. Desta forma o algoritmo possui uma certa imprecisão de operação o que pode levar a um erro relativo no cálculo de energia total dissipada e outros parâmetros analíticos de controle do sistema.

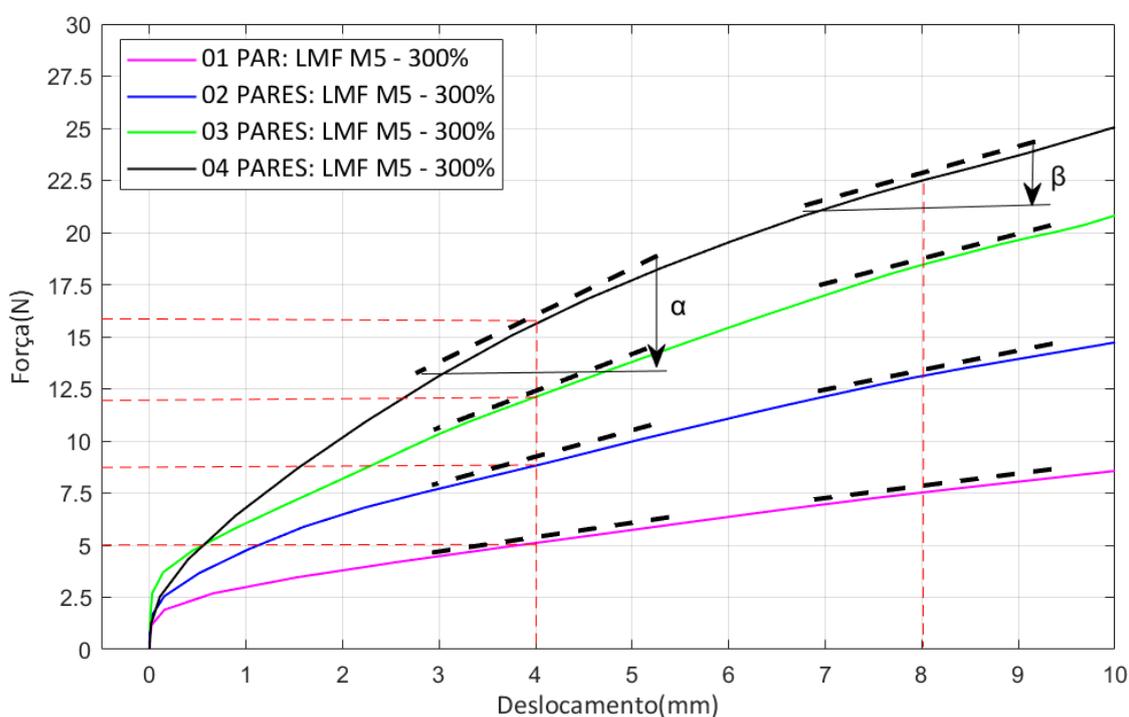


Figura 128 – Curvas de medição da rigidez equivalente experimental do sistema de controle DRIV para todas as condições de aplicação dos atenuadores. Fonte: Autoria Própria.

Para este caso foi analisado para a mola LMF (M5) e *offset* 300% um deslocamento de 4,0 mm ou cerca de 27% de deformação de pico ou ainda 327% de deformação total. Nesta condição predomina-se ainda o estado Austenítico que é um estado mais rígido. Conforme a mola continua a ser deformada e transformada para a fase Martensita a diminuição da rigidez equivalente do sistema pode ser observada, ou seja, “ α ” tende a ser maior que “ β ”.

Em termos de calibração a Tabela 12 denota os valores de rigidez equivalente analítica e experimental para todas as possíveis condições de atuação do DRIV. Para estas análises observou-se uma boa aproximação dos valores, com uma variação de até 6,2% nos casos que aplicam entre 02 e 04 pares de molas LMF totais, e um valor da ordem de 17% para o caso de apenas 01 par de molas LMF aplicadas no dispositivo. Com esta análise valida-se a calibração e modelagem do algoritmo que controla o sistema, legitimando a posterior análise modal.

Tabela 12 – Rigidez equivalente do sistema DRIV. Fonte: Autoria Própria.

Nº de Pares Totais Sistema DRIV	Rigidez Analítica Média LMF (M_5): N/m	Rigidez Experimental Média LMF (M_5): (F/x) N/m	Varição (%)
<i>01 Par (2 Molas)</i>	1.066	(5,0 N / 0,004 m) 1.250	17,3 A
<i>02 Pares (4 Molas)</i>	2.132	(8,75 N / 0,004 m) 2.188	2,6 A
<i>03 Pares (6 Molas)</i>	3.198	(12,0 N / 0,004 m) 3.000	6,2 R
<i>04 Pares (8 Molas)</i>	4.264	(16,0 N / 0,004 m) 4.000	6,2 R

A: Acréscimo R: Redução

6.2.5 Caracterização dos Parâmetros Analíticos dos Sistemas de Controle

Na Tabela 13 é denotado os valores calculados dos parâmetros de energia total dissipada nos sistemas de controle: contraventamento, AMS e DRIV, nos 03 tipos de entradas adotadas nos ensaios. Além da energia dissipada pelas técnicas de controle admitidas, quantificou-se o número de molas totais LMF instaladas, assim como também a massa total destes atenuadores, inicialmente na condição mais branda com o uso dos elementos LMF (M5), e posteriormente na condição de maior eficiência, com a aplicação da distribuição de molas (M3), (M2) e (M1).

Na condição da excitação livre para o sistema em contraventamento e com dispositivo AMS foi necessário mensurar manualmente os valores de alongamentos medidos nas molas instaladas na estrutura, devido ao fato de o equacionamento matemático não ter sido modelado para esta condição de excitação. Logo, as medidas apresentaram para o contraventamento em vibração livre valores de 3,0; 3,0 e 4,0 mm referentes aos alongamentos das diagonais do

primeiro, segundo e terceiro pisos respectivamente. Enquanto para o AMS foi observado um alongamento de 2,0 mm nos estaios do terceiro piso, onde está instalado o dispositivo.

Tabela 13 – Parâmetros calculados pela formulação matemática e algoritmos desenvolvidos aplicados aos sistemas de controle. Fonte: Autoria Própria.

LMF M5	CONT. (M5)		AMS (M5)		DRIV(M5)		
	Livre	Forçada	Livre	Forçada	Sísmica		Forçada
					T_1	T_2	
$\Delta_{m\acute{a}x}$ (mm)	3,0/3,0/4,0	Tópico 4.6.1	2,0	Tópico 4.6.2	Tópico 4.6.3		
Q_{m_tot} (und.)	06		02		04	02	
m_{h_tot} (grama)	3,9		1,3		2,6	1,3	
E_{d_tot} (MJ/m ³)	0,06	0,5	0,007	1,2	1,4	2,8	0,12
LMF M _N	CONT.		AMS		DRIV(M3)		
	(M1) Livre	(M3/2/1) Forçada	(M1) Livre	(M3) Forçada	Sísmica		Forçada
					T_1	T_2	
Q_{m_tot} (und.)	06	02/02/02 M3/2/1	02		04	02	
m_{h_tot} (grama)	0,8	1,5	0,3	0,8	1,5	0,8	
E_{d_tot} (MJ/m ³)	1,4	2,3	0,2	3,4	1,4	2,8	0,12

M3/2/1: Molas M3, M2 e M1 instaladas nos 1º, 2º e 3º piso respectivamente.

$\Delta_{m\acute{a}x}$: Alongamento medido nas molas instaladas nos pisos durante teste dinâmico.

Q_{m_tot} : Molas totais instaladas nos sistemas. E_{d_tot} : Energia total dissipada nos sistemas.

m_{h_tot} : Massa total das molas instaladas nos sistemas.

Nota-se que a energia total dissipada no contraventamento para o caso mais eficiente que aplica molas de comprimento útil menor passou de 0,06 para 1,4 MJ/m³ em vibração livre, cerca de 23 vezes mais; e de 0,5 para 2,3 MJ/m³ em vibração forçada, aproximadamente 05 vezes mais. No AMS esses acréscimos foram de 29 vezes para vibração livre e 03 vezes para vibração forçada quando comparadas com os sistemas que empregam as molas (M5), menos eficientes. Nessas duas técnicas de controle passivo não foi quantificado parâmetros analíticos para vibração sísmica, devido à complexidade da modelagem desses sistemas para este sinal.

No DRIV não houve variação dos valores calculados de energia dissipada por volume de material quando comparado o caso que aplica molas de maior e menor comprimento útil, isso dá ao fato da autocompensação deste dispositivo, com sua eficiência sendo independente do comprimento útil do atenuador aplicado, ou seja, para o sistema submetido ao mesmo tipo de entrada seja permanente ou transiente, o atenuador com maior comprimento útil terá uma

rigidez menor e irá se deformar mais, gerando um maior laço de histerese porém em um maior volume de material, enquanto um atenuador de menor comprimento irá possuir uma rigidez estrutural maior e conseqüentemente uma menor deformação e formação de histerese, porém em contra partida irá aplicar um menor volume de material no sistema, autocompensando.

Neste sentido tira-se como conclusões desta etapa que para o DRIV se torna mais viável a aplicação de elementos LMF's com o menor comprimento útil e número de espiras possíveis dentro do critério de instalação, sem comprometer assim sua eficácia de atuação. É importante destacar que embora o sistema DRIV tenha sido modelado matematicamente para uma entrada do tipo impulso e resposta em vibração livre, tópico 4.6.3, esta condição foi desconsiderada nos cálculos dos parâmetros analíticos e testes experimentais, devido a pouca eficiência do material LMF empregado nestas condições, com intuito de otimizar a análise proposta.

Em termos de massa o contraventamento menos eficiente em vibração livre (M5), aplica 3,9 gramas de material, enquanto o mais eficiente (M1), 0,8 gramas, uma redução de 80%. Na vibração forçada a redução de massa desse sistema foi de 62%. No AMS em vibração livre a redução de massa do mais para o menos eficiente foi de 77% e em vibração forçada 38%. Já para o DRIV em vibração forçada a redução foi de 38% e cerca de 42% para vibração sísmica. Conclui-se então que além dos sistemas que empregam atenuadores LMF de comprimento útil menor serem mais eficientes pois geram uma área de histerese maior e conseqüentemente maiores reduções das amplitudes, ainda empregam uma menor quantidade de material, ou seja, são mais econômicos. Em termos de quantidades de atenuadores não há variação nas disposições dos casos, comparando-se a variação entre as técnicas posteriormente.

6.2.6 Calibração dos Atenuadores no DRIV

Nesta seção será descrito os resultados obtidos para calibragem e montagem das molas atenuadoras no DRIV que aplica a técnica de isolamento de base. Estes resultados seguiram a seqüência do fluxograma empregado pelo algoritmo no projeto dos elementos, em termos do número de pares totais de molas, deformação e/ou deslocamento efetivo, quando o sistema está em vibração sísmica e forçada. Buscando alcançar a melhor otimização, foram propostos três critérios de projeto descritos na formulação matemática e metodologia, sendo eles o critério de instalação, eficiência e avaria.

No gráfico da Figura 129 são exibidos os sinais de entrada para a excitação sísmica em termos de aceleração imposta em duas condições de testes, para o abalo de Northridge com

aceleração média máxima calculada em 2,8 g, e para o abalo de Mendoncino com aceleração média máxima de até 4,0 g. Como forma de se obter um valor médio mais aproximado foram contabilizados o somatório das amplitudes de pico a pico (pp) das acelerações para os pontos mais significantes. Este fato deve ser considerado devido ao atrito dinâmico dos guias lineares, que eleva a energia do sinal nos picos subsequentes ao repouso do sistema.

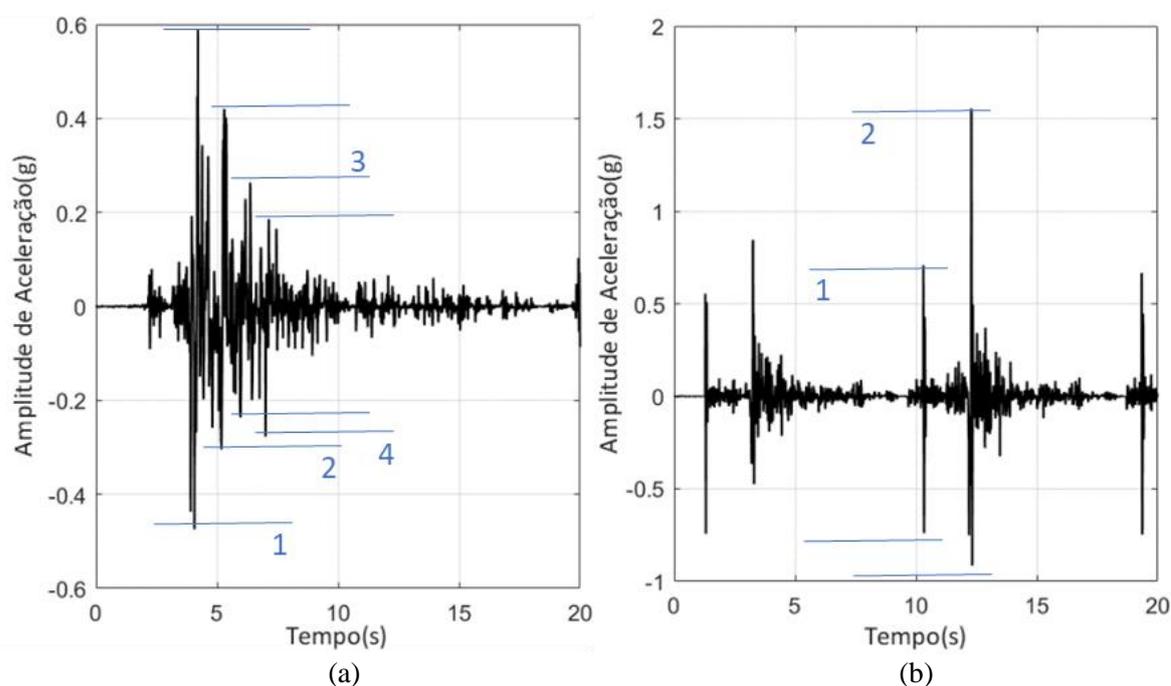


Figura 129 – Sinais padrões de abalos sísmicos gerados pela plataforma *Shake Table II Controll*®. (a) Abalo de Northridge em g; (b) Abalo de Mendocino em g. Fonte: *Shake Table II*.

No gráfico da Figura 130 estão demonstrados a resposta do algoritmo para o caso da excitação sísmica de base. Para esta condição observou-se que para um aumento da aceleração de entrada no DRIV, com molas LMF (M5), houve uma deformação até um valor admissível máximo de 200% de pico, de acordo com um dos critérios de projeto. Ao atingir-se esse valor o algoritmo adiciona um par de mola aumentando a rigidez do sistema e reduzindo este nível.

Logo para os dois casos aplicados nos testes experimentais averigua-se que para o abalo de Northridge a deformação calculada foi de até 134,3% para o DRIV com molas LMF. Para o sismo de Mendoncino a deformação efetiva é um pouco maior, 191,8%. Nestes dois abalos o algoritmo seleciona dois pares totais de molas. Para a condição de molas de AÇO (A5), mais rígida, a deformação calculada para a aceleração de 2,8 g foi de 7,2% e para a aceleração mais severa de 4,0 g, 10,3%. É válido ressaltar que o DRIV com molas de AÇO não adiciona pares, por isso a deformação é proporcional a entrada, respeitando o limite elástico do material.

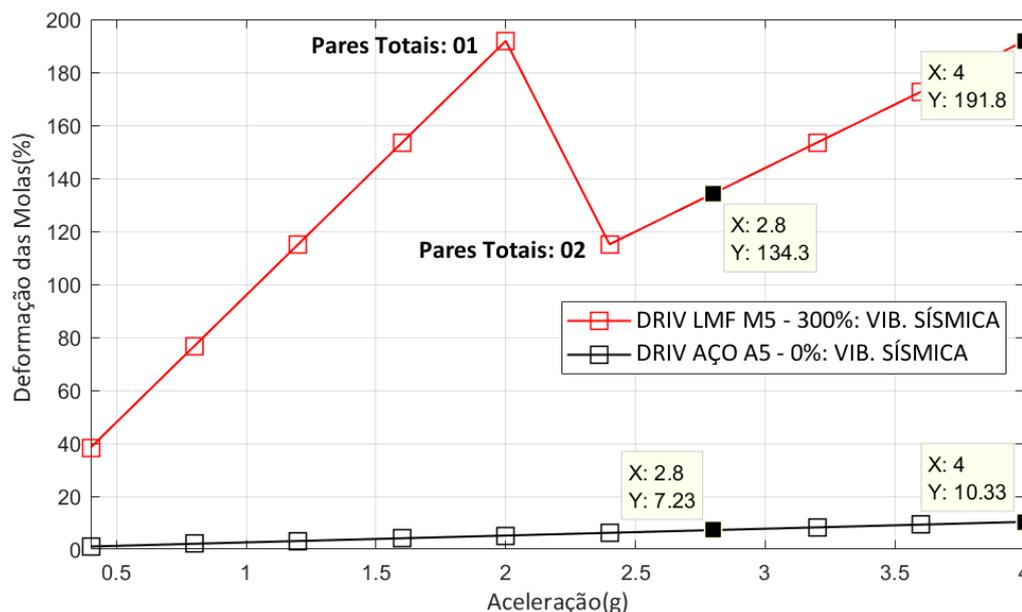


Figura 130 – Gráfico de resposta da deformação dos atuadores em função da aceleração sob vibração sísmica, obtida pelo algoritmo aplicado no DRIV. Fonte: Autoria Própria.

Por fim no gráfico da Figura 131 estão mostrados a resposta do algoritmo para o caso da excitação forçada de base. Para esta condição notou-se que uma amplitude de deslocamento na entrada medida de 0,4 mm, o DRIV com molas LMF (M5) se deforma até 54,7%, com um par total de atuadores. Para a condição de molas de AÇO (A5), mais rígida, a deformação calculada foi de 1,5%. Nos testes da análise modal experimental é observado que mesmo com deformações e deslocamentos do DRIV bem inferiores quando comparadas com os elementos superelásticos, as molas de aço oferecem transmissibilidades superiores, mostrando o claro poder de atuação e dissipação de energia do material funcional aplicado.

É perceptível que para excitações de intensidades mais elevadas, um sistema de maior robustez pode ser fazer necessário, tendo assim rigidez suficiente para conter as acelerações e forças impostas a estrutura. Em contrapartida para excitações de baixa severidade, o número de pares proposto pelo algoritmo é suficiente, fato percebido para os sinais analisados. Pode ser notado que até que se atinja as condições de projeto, o valor da deformação imposta as molas é sempre crescente com a excitação, pois neste caso o algoritmo consegue atender os critérios sem aumentar a quantidade de elementos. Todavia, quando os critérios são quebrados o algoritmo interpreta que o sistema não é mais capaz de conter a excitação, logo acrescenta mais um par de molas e a deformação imposta cai, nesta condição a energia dissipada diminui e o volume de material aumenta, como também o espaço físico necessário para aplicação do DRIV, ou seja, para se conter uma excitação superior, o sistema perde eficiência de controle.

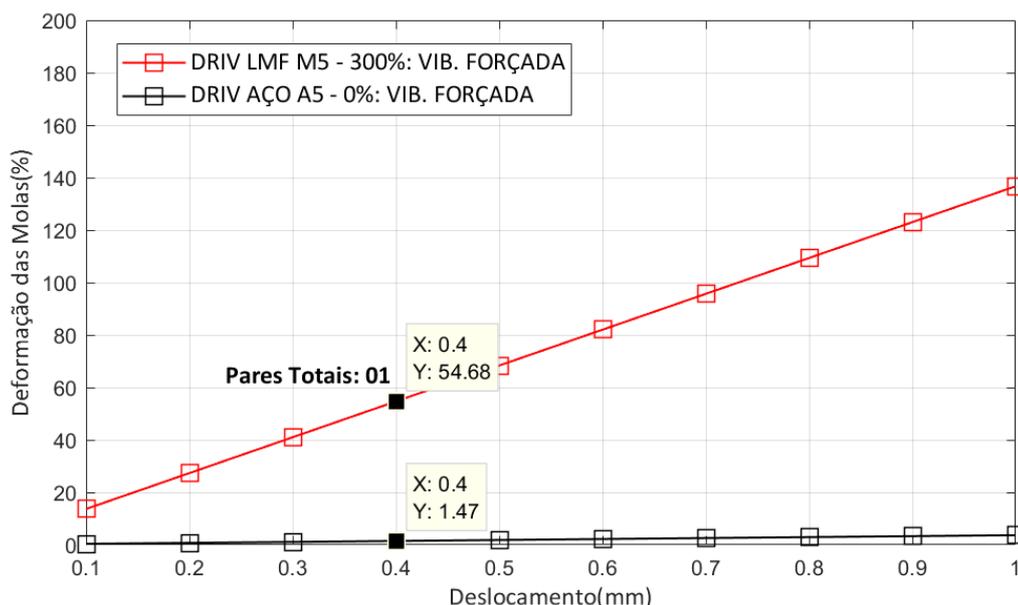


Figura 131 – Gráfico de resposta da deformação dos atenuadores em função do deslocamento de base sob vibração forçada, obtida pelo algoritmo aplicado no DRIV. Fonte: Autoria Própria.

Nota-se também que se o acréscimo da excitação for baixo a variação de deformação da mola, ou ainda a “escada de deformação” também será baixa, possibilitando desta forma que se atinja deformações próximas da eficiência máxima, 200% de pico (pk), antes da possível extrapolação e conseqüentemente acréscimo de um novo par adicional.

É importante destacar que quando o algoritmo propõe esta passagem ele aumenta o valor de (n) com o diâmetro fixo, porém após se atingir a viabilidade de instalação, quatro pares totais de molas, seria necessário que a rotina solicitasse a aplicação de elementos mais rígidos, ou seja de diâmetro de fio superior, podendo assim a estrutura continuar a ser excitada com solicitações elevadas, sem perder integridade. Esta condição é aplicada como sugestão futura para aperfeiçoamento da rotina e programação que controla o sistema DRIV.

6.3 Resultados da Análise Modal do Sistema 3GDL Com Atenuadores

6.3.1 Sistema sob Vibração Livre

Testes experimentais da estrutura em vibração livre forneceram resultados preliminares das respostas de aceleração dos sistemas no domínio do tempo, com uma faixa de variação de 0 a 32 segundos de captura dos sinais, como também gráficos do espectro de frequências a

partir da obtenção das FRF's de aceleração. Os gráficos de resposta no tempo têm o objetivo de quantificar o período de atenuação do sinal gerado pelo sistema, para um dado impacto de força, (Ta). Os gráficos em frequência simulam um "mapa" das amplitudes de aceleração em (g/N), linear ou logarítmico, que configuram o movimento da estrutura, permitindo a análise dos casos adotados na pesquisa.

○ *Contraventamento Lateral:*

Na Figura 132 é visto em detalhe os valores das amplitudes de força de impacto aplicada no terceiro pavimento da estrutura, o que poderia representar uma rajada de vento lateral. Nesta condição o sistema de 3GDL aplica a técnica de controle de contraventamento. Neste teste buscou-se um valor padrão de 25 N de força máxima aplicada para todos os casos, sendo observado com boa aproximação uma variação máxima de 9,0%, validando a comparação.

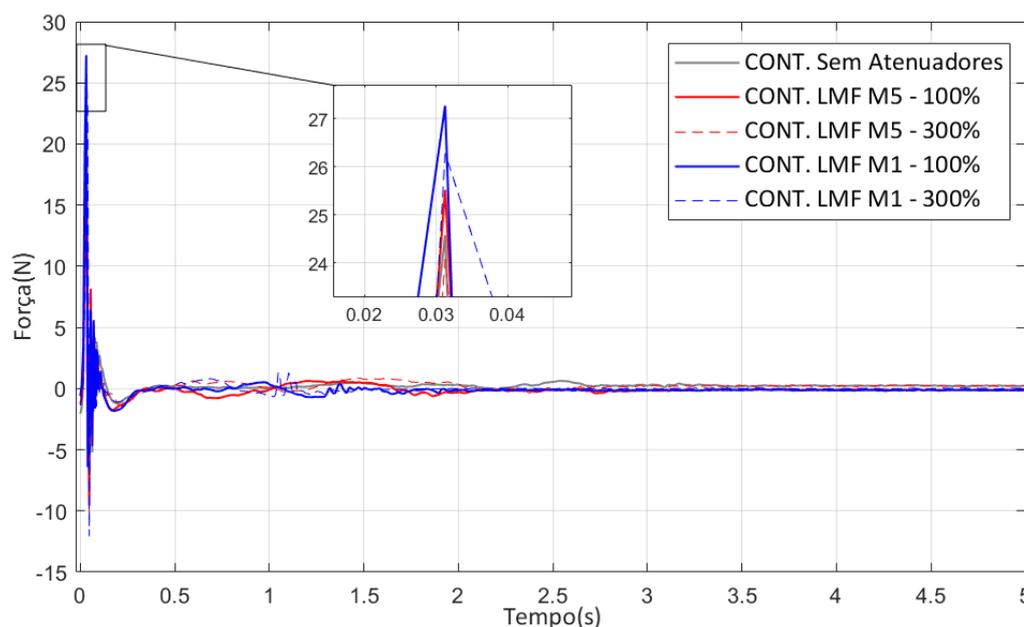


Figura 132 – Gráfico da excitação da força de impulso do martelo de impacto na estrutura com contraventamento e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.

Na Figura 133 são evidenciados os sinais de resposta no tempo do sistema sem/com a presença dos atenuadores, nas diversas condições de teste. A amplitude de aceleração média de pico foi normalizada em cerca de 1,0 gpk, sendo considerado um tempo de assentamento ou repouso correspondente a uma amplitude média de pico da ordem de 0,05 gpk. Pode-se notar que o tempo de atenuação da resposta para a estrutura sem controle, que é cerca de 13

segundos, é superior ao sistema que aplica as molas LMF em qualquer uma das condições de ensaio. Nestas configurações percebe-se que há uma maior dissipação de energia mecânica, validando o emprego dos elementos, sendo o melhor caso verificado na aplicação das molas (M1) e 100% de *offset*, que apresentou um tempo de assentamento de 07 segundos, ou seja, 46% de redução quando comparado com a estrutura sem a presença dos atenuadores.

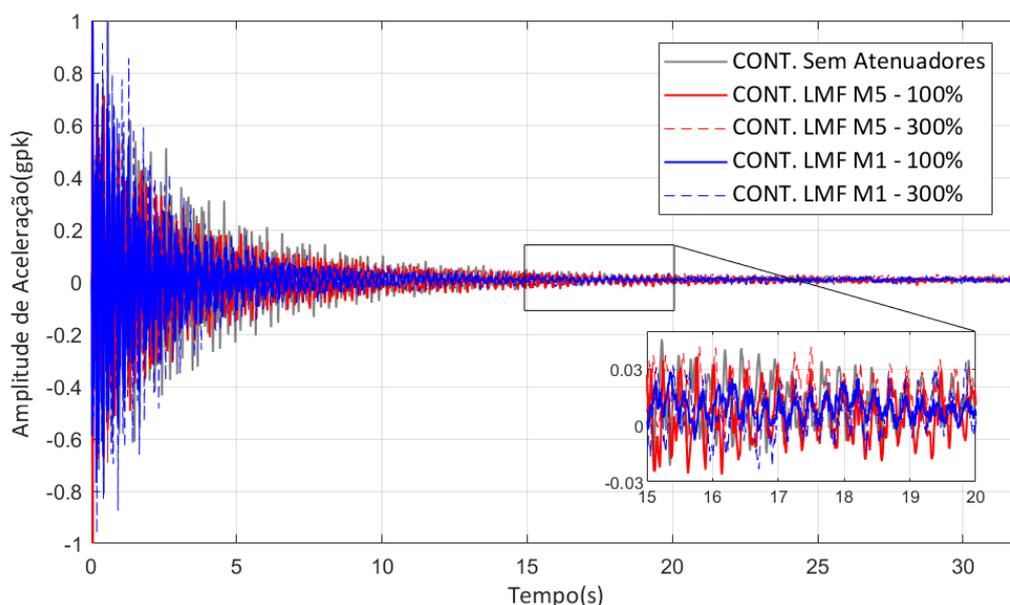


Figura 133 – Gráfico de resposta no domínio do tempo para a estrutura com contraventamento e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.

Nesta análise verificou-se que para uma excitação transiente, como o impacto, a pré-deformação não possui uma influência significativa no processo de controle do sistema. Este fato é constatado devido a pequena discrepância quando comparado as respostas para o *offset* de 100% e 300%, que apresentaram para a mola (M5) uma variação de apenas 01 seg. e de 02 seg. para a mola mais curta, a (M1). Já analisando as respostas de variações de comprimentos úteis observou-se que a (M1) possui uma redução máxima de até duas vezes mais que a (M5). Este fato pode ser explicado pela maior formação de laço de histerese e energia dissipada nas molas mais curtas, para o mesmo nível de excitação. Na Tabela 14 é exibido os valores comparativos de redução do período de atenuação para os casos testados.

Na Figura 134 está evidenciado em escala linear as FRF's do sistema contraventado. Os picos de amplitude de aceleração representam o comportamento dinâmico da estrutura, com maiores amplitudes vistas na estrutura sem atenuadores, como também uma redução nos casos que incorporam as molas LMF. Nesta análise o melhor caso apurado na primeira frequência natural foi o caso que aplica as molas (M1) com 100% de *offset*, apresentando uma redução

de 5,5 g/N para 2,4 g/N, quando comparado com a estrutura sem controle (curva em cinza), ou seja, uma redução de 56%. Para a segunda e terceira frequência o melhor caso notado foi o que aplica as molas (M1) com 300% de *offset*, com redução de 63% e 58% respectivamente.

É notado também uma pequena variação das frequências naturais da estrutura sem/com a presença dos atenuadores, um máximo de 6,5%, o que era de se esperar devido ao acréscimo de rigidez pela incorporação dos elementos LMF, estando dentro dos limites aceitáveis.

Tabela 14 – Período de atenuação da amplitude de aceleração para a estrutura com contraventamento e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.

Casos Testados CONT.	τ_a (s)	Varição _R
CONT. Sem Atenuadores	13	-
CONT. LMF M5 – 100%	11	15%
CONT. LMF M5 – 300%	10	23%
CONT. LMF M1 – 100%	07	46%
CONT. LMF M1 – 300%	09	31%

$$\text{Variação}_R(\%): [|\text{Maior} - \text{Menor}| \div |\text{Maior}|] \times 100.$$

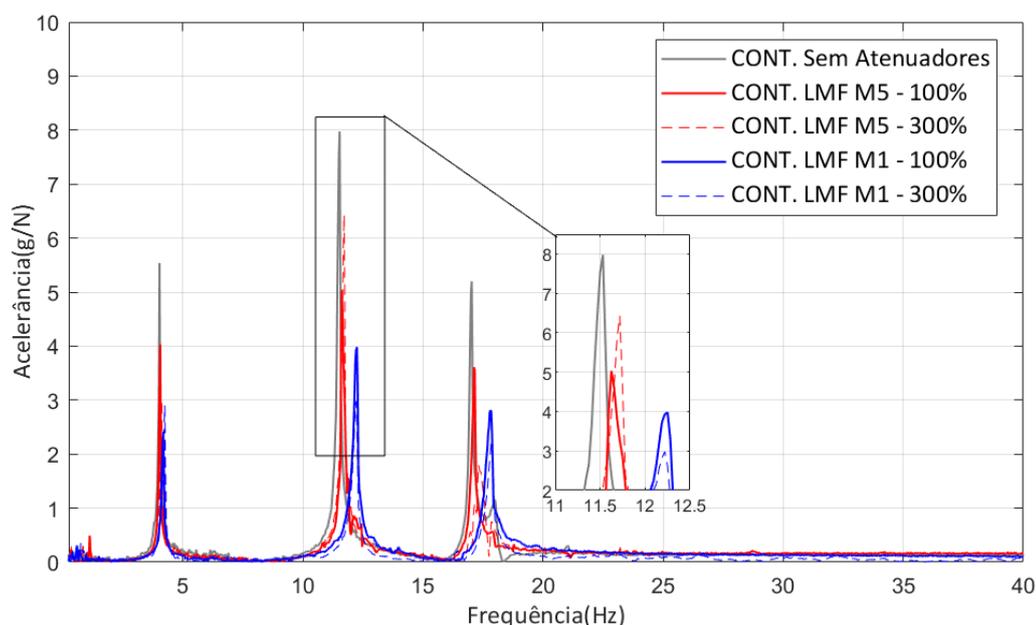


Figura 134 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com contraventamento e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.

○ *Absorvedor de Massa Sintonizada (AMS):*

Os parâmetros calculados pela formulação aplicada ao algoritmo desenvolvido na modelagem do absorvedor AMS são visualizados na Tabela 15. Nos testes da análise modal experimental este sistema será sintonizado na segunda frequência natural da estrutura (f_{n2}).

Tabela 15 – Parâmetros calculados pelo algoritmo aplicado ao AMS. Fonte: Autoria Própria.

Frequências Naturais	Valor Médio Experimental	$l_{AMS(i)}$	$m_{Haste(i)}$	$k_{AMS(i)}$
f_{n1}	4,0 Hz	166 mm	30 g	158 N/m
f_{n2}	11,5 Hz	82 mm	15 g	1.305 N/m
f_{n3}	17,0 Hz	63 mm	12 g	2.665 N/m

Para o caso da técnica que emprega o AMS com dispositivo secundário é visto na Figura 135 os valores das amplitudes de força de impacto. Neste teste buscou-se também atingir um valor padrão de 25 N de força máxima aplicada para todos os casos, sendo observado com boa aproximação uma variação máxima de 15,2%, validando a comparação.

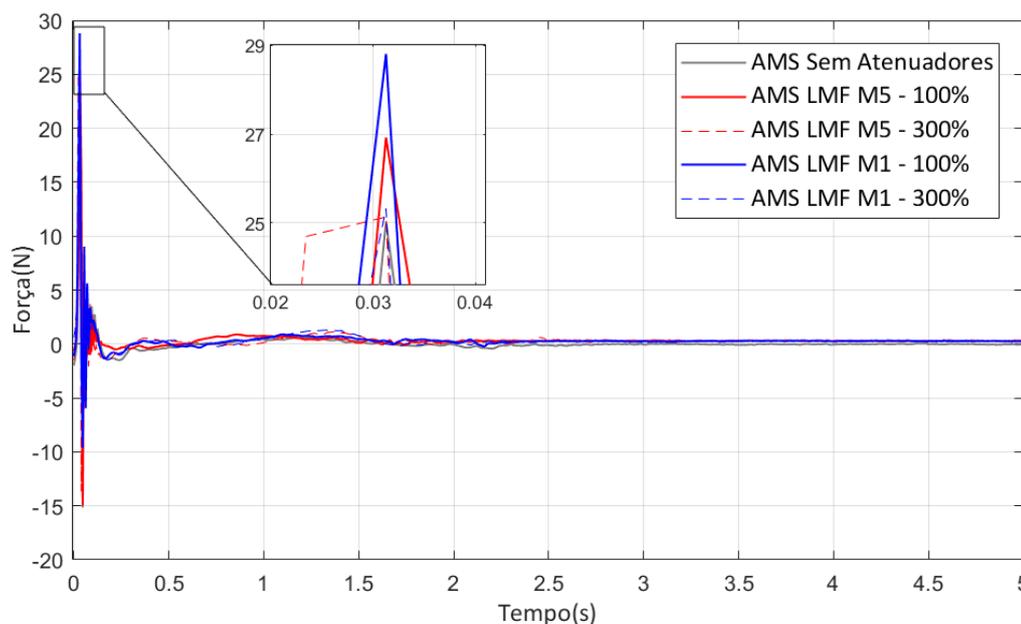


Figura 135 – Gráfico da excitação da força de impulso do martelo de impacto na estrutura com AMS e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.

Na Figura 136 é denotado as FRF's de aceleração do sistema sem/com a incorporação dos elementos atenuadores, nas diversas condições de teste do sistema AMS. Os maiores picos de amplitudes são vistos na estrutura sem atenuadores, como também uma redução nos casos que incorporam as molas LMF.

Nesta análise o melhor caso visto na frequência adjacente anterior a segunda frequência sintonizada foi o que aplica as molas (M1) com 100% de *offset*, apresentando uma redução de 3,6 g/N para 1,3 g/N, quando comparado com a estrutura sem controle (curva em cinza), ou seja, redução de 64%. Para a frequência adjacente posterior a segunda frequência sintonizada o melhor caso observado foi o que aplica as molas (M1) com 300% de *offset*, apresentando

uma redução de 3,1 g/N para até 0,8 g/N, cerca de 74%. É verificado assim um acréscimo de redução considerável quando o dispositivo com molas LMF é admitido no AMS simples.

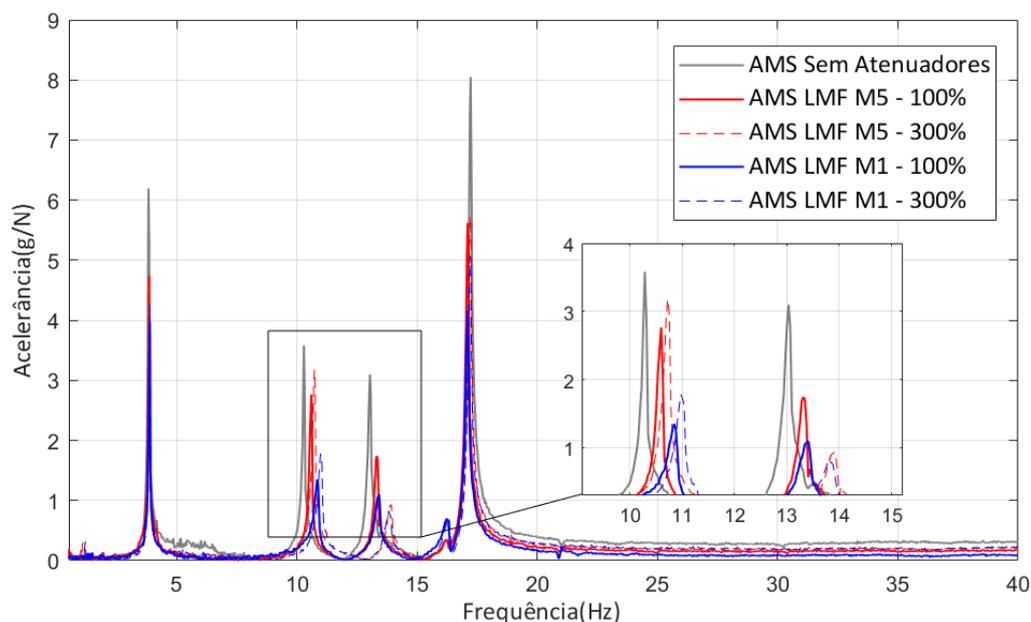


Figura 136 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com AMS e sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.

Na Figura 137 está exposto as curvas de FRF's em escala log. para as duas técnicas de controle investigadas, sem a presença de elementos atenuadores, (contraventamento e AMS).

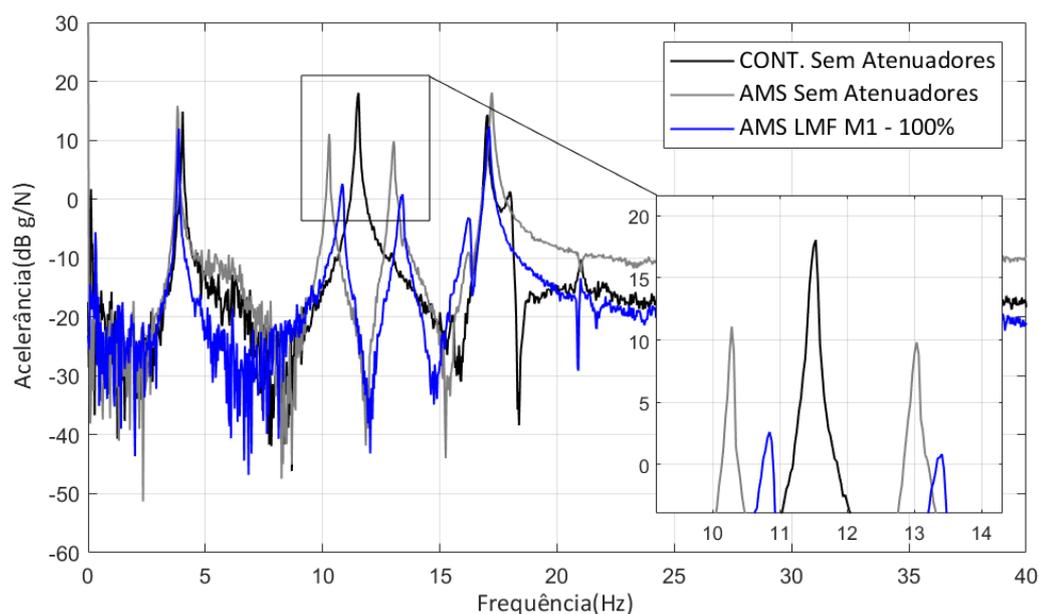


Figura 137 – Gráfico comparativo em frequência para a estrutura sem atenuadores e com o melhor caso AMS, sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.

Neste caso fica evidente a redução de amplitudes de aceleração quando incorporadas as molas LMF (M1) como dispositivo secundário no AMS, que é o melhor caso observado. Na Tabela 16 é visto e analisado estes valores. Nota-se um módulo de variação de 61,2 dB na segunda frequência do sistema contraventado sem atenuadores, quando comparado com a antirressonância do AMS com molas LMF (M1).

Tabela 16 – Aceleração obtida pelas respostas em frequência para a estrutura sem atenuadores e com melhor caso AMS, sob vibração livre. Fonte: Autoria Própria.

2º Modo Sintonizado (11,5 Hz)	$H(w)$ dB		H_{af_n} dB	$H(w)_{AMS}$		R_{AMS} dB (%)
				Melhor Caso	(g/N) dB	
3º Piso	f_{n32}	18,0	61,2	M1 - 100%	(2,6) anterior	15,4 (86)
	af_{n32}	-43,2			(0,8) posterior	17,2 (96)

$H(w)$: Amplitudes de resposta em frequência. $H(w)_{AMS}$: Amplitudes nas frequências adjacentes do AMS. H_{af_n} : Módulo da variação das amplitudes. $R_{AMS}(\%)$: $[|Maior - Menor| \div |Maior|] \times 100$.

É notado também uma pequena variação das frequências naturais da estrutura sem/com o dispositivo secundário, um máximo de 5,4%, o que era de se esperar devido ao acréscimo de rigidez pela incorporação dos elementos LMF, estando dentro dos limites aceitáveis de modificação de parâmetros. Já os resultados de redução de amplitudes evidenciam a eficiência das molas superelásticas no controle passivo de vibrações, conseguindo uma redução máxima de 86% na frequência adjacente anterior e de até 96% para a adjacente posterior, quando se compara o AMS com molas LMF com o contraventamento sem atenuadores, em dB.

6.3.2 Sistema sob Vibração Forçada

Nesta fase, seguindo a sequência aplicada na metodologia, inicia-se com os resultados da análise da vibração forçada do sistema contraventado sem atenuadores. Desta forma FRF's experimentais obtidas para os três pisos da estrutura, como curvas de transmissibilidades de deslocamento, podem ser vistas na Figura 138. Para fins de projeto dos atenuadores considera-se apenas o primeiro modo de vibração, caso de maiores amplitudes e deformações das molas.

Na Tabela 17 são vistos os principais valores alcançados nos gráficos experimentais, em termos de frequências naturais, transmissibilidades, deslocamentos dos pisos e das diagonais, e alongação dos elementos. Não houve variação das frequências e modos vibracionais, o que valida as curvas de função resposta em frequência obtidas, para estes casos.

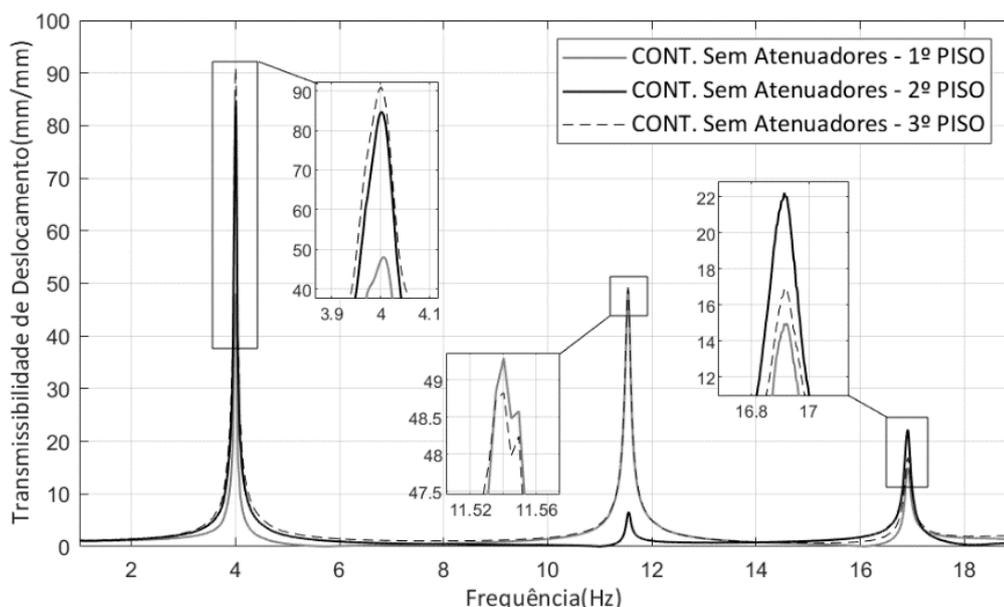


Figura 138 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com contraventamento e sob vibração forçada, com medição nos três pisos. Fonte: Autoria Própria.

Tabela 17 – Parâmetros calculados pela formulação matemática e algoritmo para a obtenção dos alongamentos dos pisos da estrutura com contraventamento. Fonte: Autoria Própria.

1º Modo	f_{nj1} (Hz)	T_{dj1} (adm)	Y (mm)	X_{j1} (mm)	D_j (mm)	$D_{j1}'+$ (mm)	Δ_{j1+} (mm)	$D_{j1}'-$ (mm)	Δ_{j1-} (mm)
1º Piso	4,0	48,1		19,2		335,8	14 T	308,3	14 C
2º Piso	4,0	84,8		33,9		332,4	11 T	311,4	11 C
3º Piso	4,0	91,0		36,4		323,5	2 T	319,9	2 C
2º Modo	f_{nj2} (Hz)	T_{dj2} (adm)		X_{j2} (mm)		$D_{j2}'+$ (mm)	Δ_{j2+} (mm)	$D_{j2}'-$ (mm)	Δ_{j2-} (mm)
1º Piso	11,5	49,3		19,7		336,1	14 T	307,9	14 C
2º Piso	11,5	6,6	0,4	2,6	321,8	309,8	12 C	334,2	12 T
3º Piso	11,5	48,8		19,5		334,0	12 T	309,9	12 C
3º Modo	f_{nj3} (Hz)	T_{dj3} (adm)		X_{j3} (mm)		$D_{j3}'+$ (mm)	Δ_{j3+} (mm)	$D_{j3}'-$ (mm)	Δ_{j3-} (mm)
1º Piso	16,9	14,9		5,9		326,0	4 T	317,5	4 C
2º Piso	16,9	22,2		8,9		323,8	2 T	319,7	2 C
3º Piso	16,9	16,9		6,8		320,2	2 C	323,3	2 T

Tomando estes valores pôde-se determinar as variáveis imprescindíveis no projeto das molas e sua dada calibração. Analisando os alongamentos (Δ_j), pode-se observar à expansão (T) ou contração (C) do atenuador, dependendo do modo vibracional e da diagonal analisada. Desta forma, no primeiro modo vibracional (Δ_{j1}), os pisos da estrutura deslocam-se no mesmo sentido, expandindo e tracionando os elementos de uma diagonal, como também contraindo e comprimindo as molas instaladas na diagonal cruzada simultaneamente.

Em relação aos casos dos valores referentes ao segundo e terceiro modo vibracional (Δ_{j_2} e Δ_{j_3}) respectivamente, nota-se a ocorrência da variação da deformação dos elementos para uma certa diagonal. Este fato pode ser comprovado analisando as formas de vibrar analíticas e numéricas da estrutura, vistos em resultados anteriores. Pela caracterização dos elementos foi quantificado a sua deformação máxima reversível e assim o algoritmo desenvolvido na formulação matemática pôde estimar o comprimento útil e número de espiras mais eficientes para os três pavimentos, (N_{mP}), e assim qual elemento de mola será instalado em cada piso, (M_N), de acordo com os *offsets* programados.

○ *Contraventamento Lateral:*

Para o sistema que aplica o contraventamento lateral é exibido na Figura 139 o gráfico de resposta de transmissibilidades de deslocamento, em escala log., com medições no primeiro piso. É percebido que o melhor caso avaliado para as três frequências naturais é o que emprega as molas LMF com o número de espiras eficientes determinadas pelo algoritmo (N_{mP}).

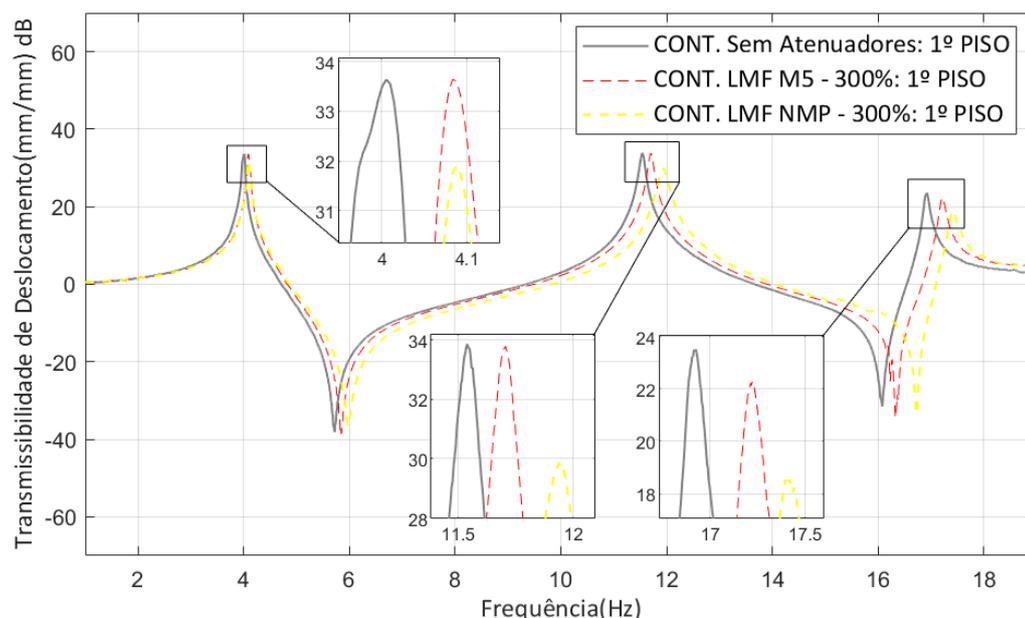


Figura 139 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com contraventamento e sob vibração forçada, com medição no 1º Piso. Fonte: Autoria Própria.

Para este caso observou-se uma redução de 33,5 dB mm/mm para até 32,0 dB mm/mm no primeiro modo de vibrar, cerca de 5%, de 34,0 dB para 30,0 dB ou 12% no segundo modo, e 23,5 dB para 18,5 dB ou ainda 21% de redução no terceiro modo vibracional, quando

comparado com o sistema sem atenuadores. É observado também uma pequena variação das frequências da estrutura sem/com a presença dos atenuadores, com um valor máximo de 3,5% nos três modos vibracionais, o que é plausível pelo acréscimo de rigidez adicionado pelos elementos LMF na forma de contraventamento, estando dentro dos limites de variação de parâmetros estruturais.

Para as medições no segundo pavimento observou-se que o melhor caso avaliado para as três frequências naturais é também o que emprega as molas LMF com o número de espiras eficientes determinadas pelo algoritmo (N_{mP}). Para este caso verificou-se redução de 38,5 dB para 36,0 dB no primeiro modo de vibrar, ou 7%, de 16,0 dB para 10,0 dB ou 37% no segundo modo e de 27,0 dB para até 23,5 dB ou 13% de redução no terceiro modo, quando comparado com o sistema sem atenuadores. É observado também uma pequena variação das frequências da estrutura sem/com a presença dos atenuadores, com um valor máximo de até 3,2% nos três modos vibracionais. A Figura 140 evidencia este caso.

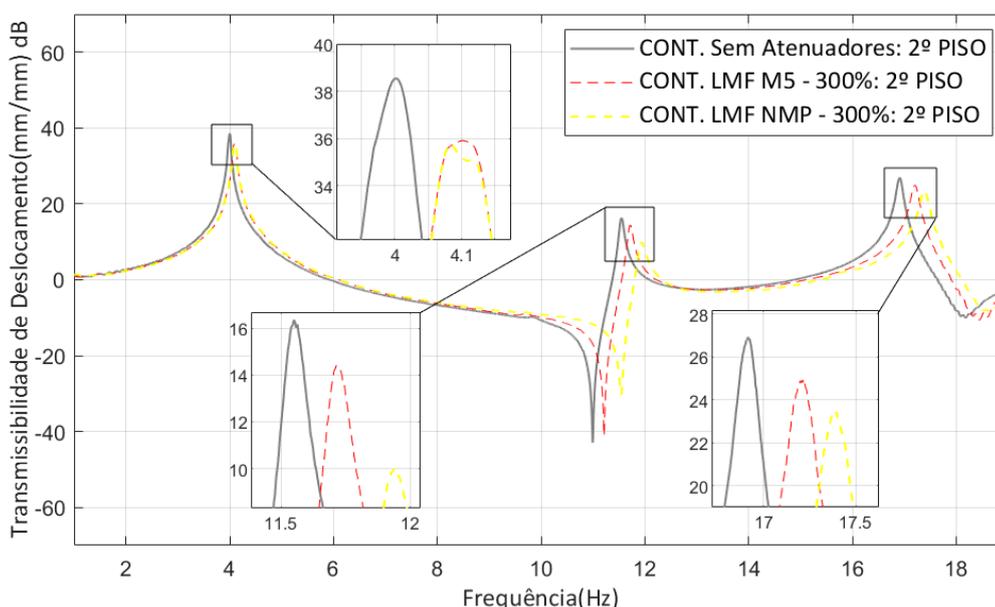


Figura 140 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com contraventamento e sob vibração forçada, com medição no 2º Piso. Fonte: Autoria Própria.

Por fim para as medições no terceiro piso, verificou-se da mesma forma que o melhor caso avaliado para as três frequências naturais é o que aplica as molas LMF com o número de espiras eficientes (N_{mP}). Para este caso nota-se redução de 39,0 dB para 35,0 dB no primeiro modo de vibrar, ou 10%, de 33,7 dB para 31,0 dB ou 8% no segundo modo e de 24,5 dB para 22,3 dB ou 9% de redução no terceiro modo de vibrar, quando comparado com o sistema sem atenuadores. É visto da mesma maneira uma variação das frequências naturais da estrutura

sem/com a presença dos atenuadores, com valor máximo de 3,2% nos três modos vibracionais, estando dentro dos limites aceitáveis assim como nos casos anteriores, Figura 141.

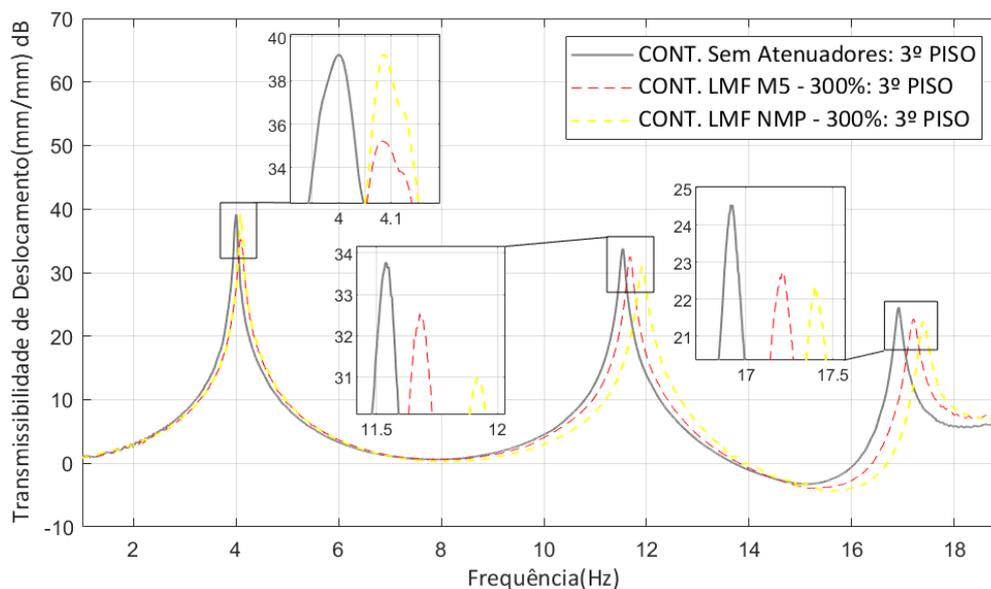


Figura 141 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com contraventamento e sob vibração forçada, com medição no 3º Piso. Fonte: Autoria Própria.

Analisando as curvas de resposta da estrutura contraventada para os três pavimentos foi contabilizado uma redução máxima de 10% na 1ª frequência, 37% na 2ª frequência e de 21% na 3ª frequência natural, com uma variação de frequências de até 3,5% devido ao acréscimo de rigidez incorporada pelos atenuadores na estrutura.

Na Tabela 18 são exibidos valores absolutos calculados para fatores de amortecimento viscoso equivalente e respectivos coeficientes de amortecimento, extraídos das FRF's lineares experimentais da estrutura para os três pavimentos, na condição sem controle, com a aplicação de molas LMF (M5) e na condição que aplica o número de espiras mais eficientes para os três pavimentos (N_{mP}), com um tipo de mola instalada em cada piso (M_N). Os valores da estrutura sem atenuadores está condizente com valores da literatura, referentes ao aço comum, variando de 0,001 a 0,008 (BEARDS, 1996). Para a estrutura contraventada com molas LMF os maiores valores de amortecimentos foram observados para o sistema que aplica os atenuadores (M_N), em cada piso, contabilizando até 43% de acréscimo na primeira frequência, 75% na segunda e 67% na terceira frequência natural.

Em relação aos coeficientes de amortecimento houve uma variação de 0,57 N.s/m para até 1,23 N.s/m na primeira frequência, de 0,84 N.s/m para 2,43 N.s/m na segunda frequência natural e de 0,99 N.s/m para 2,48 N.s/m quando avaliado o terceiro modo de vibrar, o que

valida o uso e aplicação do material inteligente em estruturas submetidas a vibração forçada de base quando controlada pela técnica de contraventamento lateral.

Tabela 18 – Fatores e coeficientes de amortecimento viscoso equivalente experimentais da estrutura sem/com os elementos atenuadores, obtidas pelas FRF's lineares. Fonte: Autoria Própria.

Estrutura Sem Controle	ξ_{j1} adm.	c_{j1} (N.s/m)	ξ_{j2} adm.	c_{j2} (N.s/m)	ξ_{j3} adm.	c_{j3} (N.s/m)
1° Piso	0,008	0,94	0,004	1,45	0,003	1,52
2° Piso	0,007	0,87	0,004	1,29	0,003	1,67
3° Piso	0,008	0,57	0,004	0,84	0,003	0,99
Com Controle LMF M5 – 300%	ξ_{j1} adm.	c_{j1} (N.s/m)	ξ_{j2} adm.	c_{j2} (N.s/m)	ξ_{j3} adm.	c_{j3} (N.s/m)
1° Piso	0,006	0,73	0,004	1,49	0,003	1,76
2° Piso	0,010	1,23	0,004	1,51	0,004	2,16
3° Piso	0,011	0,78	0,005	0,97	0,005	1,50
Com Controle LMF M_N – 300%	ξ_{j1} adm.	c_{j1} (N.s/m)	ξ_{j2} adm.	c_{j2} (N.s/m)	ξ_{j3} adm.	c_{j3} (N.s/m)
1° Piso	0,007	0,87	0,007	2,43	0,005	2,48
2° Piso	0,010	1,23	0,006	2,14	0,005	2,33
3° Piso	0,008	0,57	0,006	1,22	0,004	1,31

○ *Absorvedor de Massa Sintonizada (AMS):*

Nos três gráficos a seguir são denotadas as FRF's experimentais sob vibração forçada, medidas nos três pisos da estrutura:

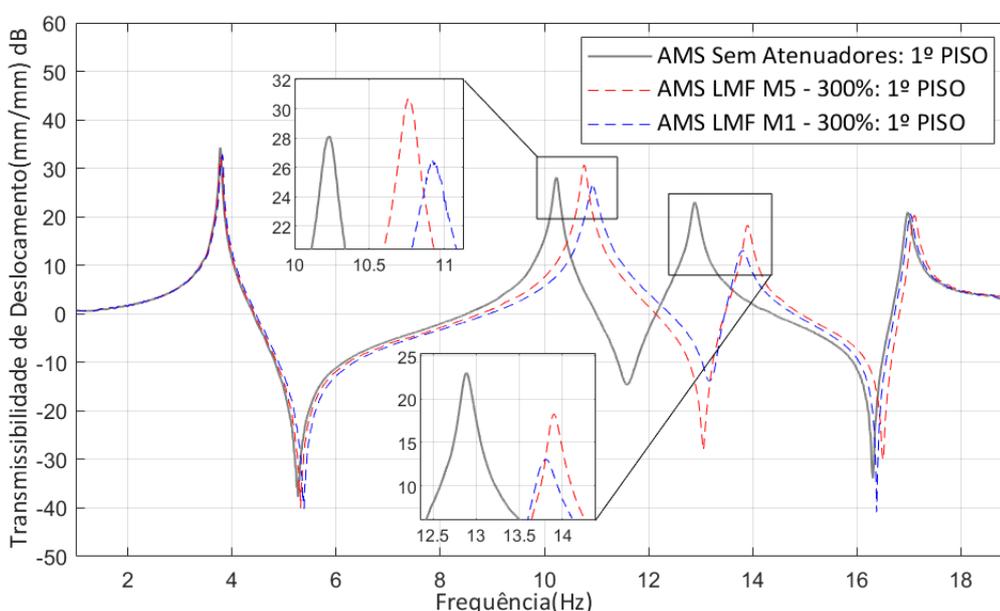


Figura 142 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com AMS e sob vibração forçada, com medição no 1° Piso. Fonte: Autoria Própria.

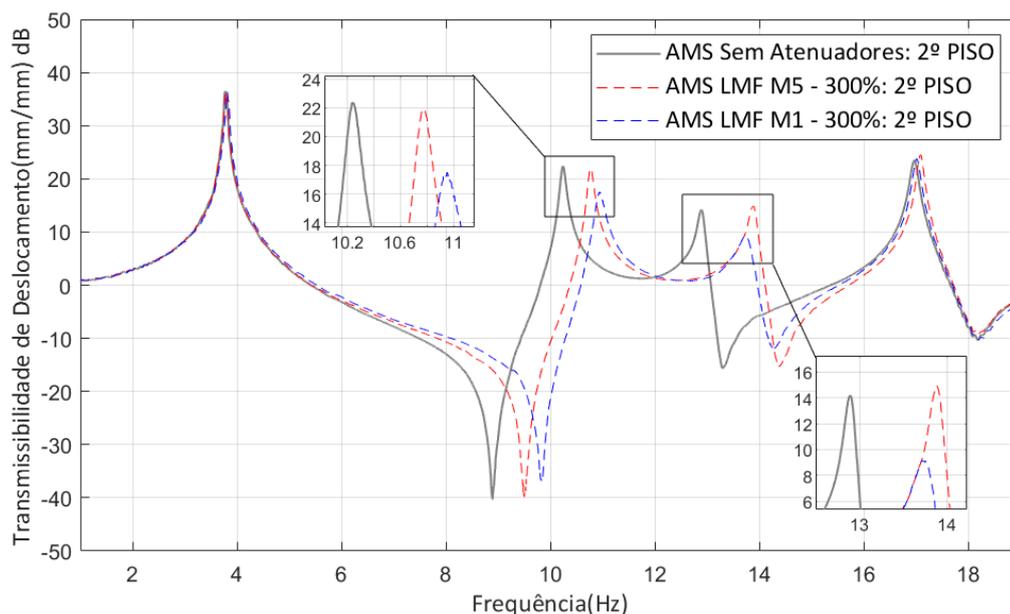


Figura 143 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com AMS e sob vibração forçada, com medição no 2º Piso. Fonte: Autoria Própria.

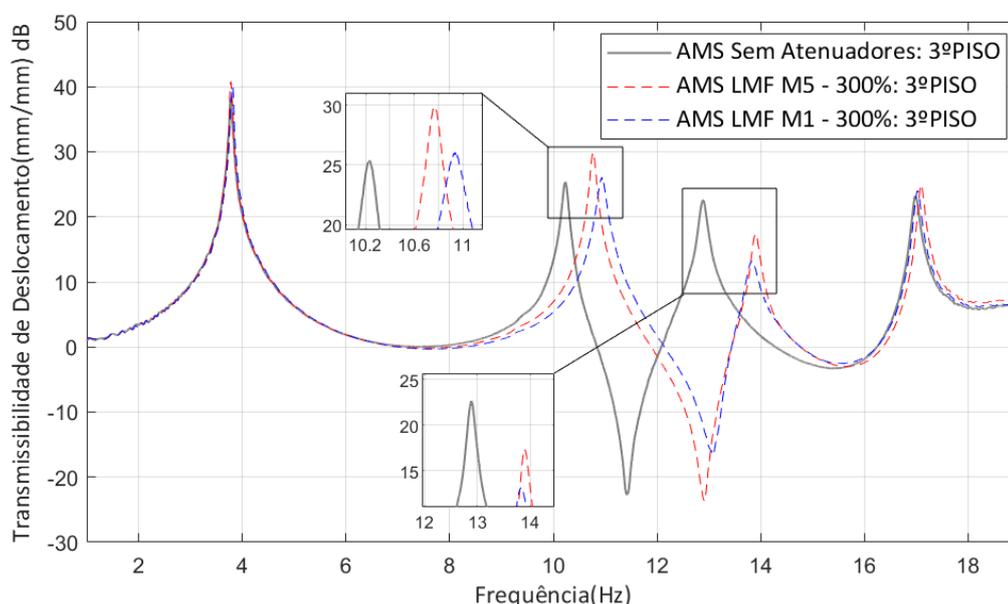


Figura 144 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com AMS e sob vibração forçada, com medição no 3º Piso. Fonte: Autoria Própria.

Analisando o gráfico da Figura 142 observa-se a eficiência do sistema de controle para a obtenção de curvas no primeiro piso. Em termos das duas frequências adjacentes, verificou-se uma redução de até 6% para a anterior e 44% para a frequência adjacente posterior.

Na análise do segundo pavimento, Figura 143, estas reduções foram ainda maiores, com valores de até 22% na frequência adjacente anterior e 35% na posterior. Por fim a medição do terceiro pavimento, Figura 144, não apresentou redução na adjacente anterior e um valor de

42% quando observado a adjacente posterior ao segundo modo sintonizado da estrutura sem controle. Os valores absolutos e percentuais de redução podem ser vistos na Tabela 19.

Tabela 19 – Transmissibilidade de deslocamento obtida pelas respostas em frequência para a estrutura com AMS, sob vibração forçada. Fonte: Autoria Própria.

2° Modo Sintonizado (11,5 Hz)	$T_d(w)$ dB		$T_d(w)_{AMS}$		R_{AMS} dB (%)
			Melhor Caso	(mm/mm) dB	
1° Piso	f_{n12}	28,1	M1 – 300%	(26,5) anterior	1,6 (6)
		23,0		(12,9) posterior	10,1 (44)
2° Piso	f_{n22}	22,3	M1 – 300%	(17,5) anterior	4,8 (22)
		14,1		(9,1) posterior	5,0 (35)
3° Piso	f_{n32}	25,4	M1 – 300%	(26,0) anterior	-0,6 (2) A
		22,6		(13,2) posterior	9,4 (42)

$T_d(w)$: Amplitudes de transmissibilidade de deslocamento do AMS sem atenuadores.

$T_d(w)_{AMS}$: Amplitudes de transmissibilidade de deslocamento nas frequências adjacentes do AMS.

Na Figura 145 estão expostas as curvas de FRF's em escala linear para as duas técnicas de controle investigadas até aqui sem a presença de elementos atenuadores, (contraventamento e AMS) e medições no primeiro piso. Neste caso é evidente a redução de amplitudes quando adicionadas as molas LMF (M1), melhor caso, como dispositivo secundário no AMS.

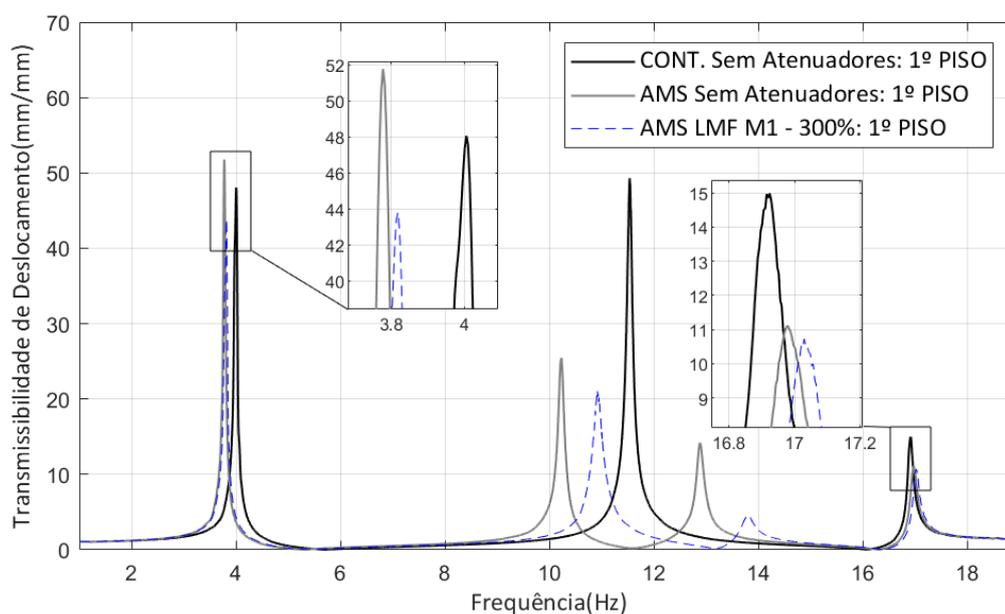


Figura 145 – Gráfico comparativo em frequência para a estrutura sem atenuadores e com o melhor caso AMS sob vibração forçada, com medição no 1° Piso. Fonte: Autoria Própria.

Na Tabela 20 são vistos estes valores. Os resultados de redução evidenciam a eficiência das molas LMF, alcançando uma redução de até 57% na frequência adjacente anterior e de até 91% para a frequência adjacente posterior, quando se compara com o contraventamento sem atenuadores. É visto também uma pequena variação das frequências naturais da estrutura sem/com o dispositivo secundário no AMS, com um máximo de 7,0%.

Tabela 20 – Transmissibilidade de deslocamento obtida pelas respostas em frequência para a estrutura sem controle e com melhor caso AMS, sob vibração forçada. Fonte: Autoria Própria.

2° Modo Sintonizado (11,5 Hz)	$T_d(w)$ Linear		$T_d(w)_{AMS}$		R_{AMS} Linear (%)
			Melhor Caso	(mm/mm) Linear	
1° Piso	f_{n12}	49,3	M1 - 300%	(21,0) anterior	28,3 (57)
				(4,5) posterior	44,8 (91)

Para este caso foi analisado os três pisos em transmissibilidade de deslocamento, para a técnica de controle que aplica o sistema AMS com o dispositivo secundário sintonizado no segundo modo de vibrar. Este modo de vibração não é o mais crítico, entretanto ainda assim apresenta grande energia vibracional, validando esta análise. Percebe-se que o melhor caso verificado foi o que adiciona as molas LMF do tipo (M1) com 300% de *offset*, em todos os pavimentos, quando comparado com a estrutura incorporada apenas com o AMS simples.

6.4 Resultados da Análise Modal do Sistema 4GDL Com Atenuadores

○ Dispositivo de Recentragem e Isolamento de Vibrações (DRIV):

O objetivo do desenvolvimento deste dispositivo é propor um sistema de isolamento de vibrações utilizando molas LMF SE. Dispositivos de isolamento de base são uma das mais comuns e efetivas opções utilizadas para atuação passiva em estruturas civis, principalmente quando se incorpora aos efeitos histeréticos, acréscimo de amortecimento equivalente e poder de recentragem associados a liga de material inteligente, que reduz a formação de deformações residuais dos atenuadores quando postos em serviço devido a seu alto poder de deformação no regime pseudoelástico (ATTANASI & AURICCHIO, 2021). Desta maneira o dispositivo concebido (DRIV) foi baseado em um sistema de guias lineares de movimento e de ajuste dos

elementos de mola, que neste caso foram acopladas paralelamente entre si, como forma de atuar apenas em cargas unidirecionais (sísmicas ou forçada) devido a limitação do sistema de excitação. O acoplamento deste dispositivo na estrutura de 3GDL adiciona um grau a mais de liberdade no sistema, devido a base móvel flexível dotada de massa, amortecimento e rigidez, resultando em um sistema final com 4GDL, compondo o DRIV. A seguir está evidenciado os resultados da análise modal experimental deste sistema.

6.4.1 Sistema sob Vibração Sísmica

Em termos da análise dos sinais sísmicos foram determinadas as curvas de resposta de aceleração no tempo para os dois terremotos definidos na metodologia. Curvas de densidade espectral em frequência evidenciam os picos de aceleração (grms) nas frequências naturais da estrutura incorporada dos sistemas de controle, determinando o seu comportamento dinâmico.

Por fim analisando a resposta sísmica com aplicação do dispositivo DRIV pode-se notar pelos gráficos da Figura 146 e Figura 147, que se refere ao sismo de Northridge, uma redução muito considerável das amplitudes de aceleração tanto no domínio do tempo, (gpk), como da frequência, (grms). No DRIV observou-se um comportamento dinâmico distinto dos outros sistemas de controle, tendo ficado evidente a presença de quatro ressonâncias que assumem valores próximos de 3,0; 8,0; 13,0 e 17,0 Hz, para o caso de referência, molas de AÇO (A5).

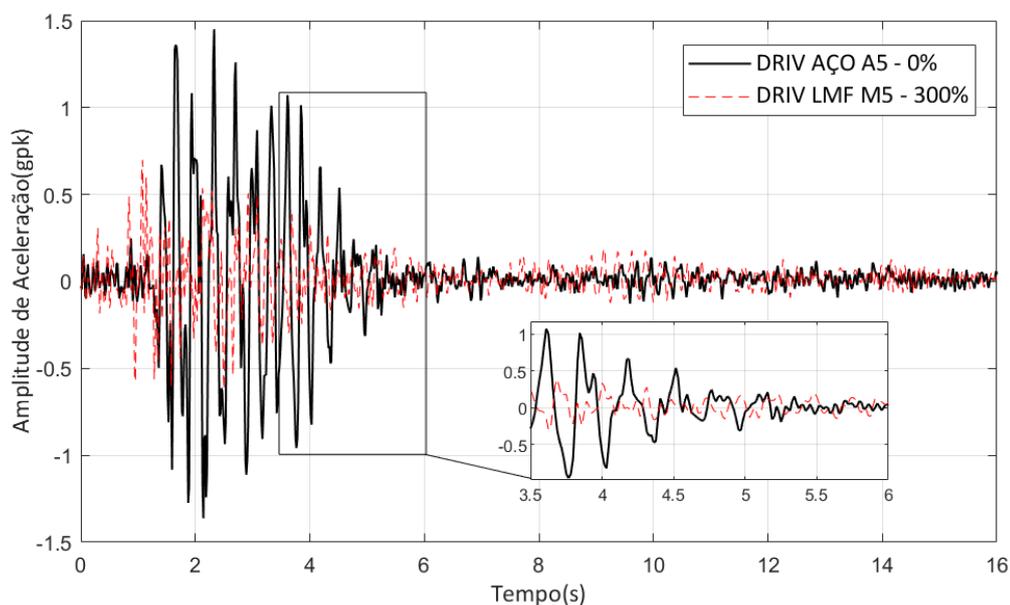


Figura 146 – Gráfico de resposta no domínio do tempo para a estrutura com DRIV e sob vibração sísmica no abalo Northridge. Fonte: Autoria Própria.

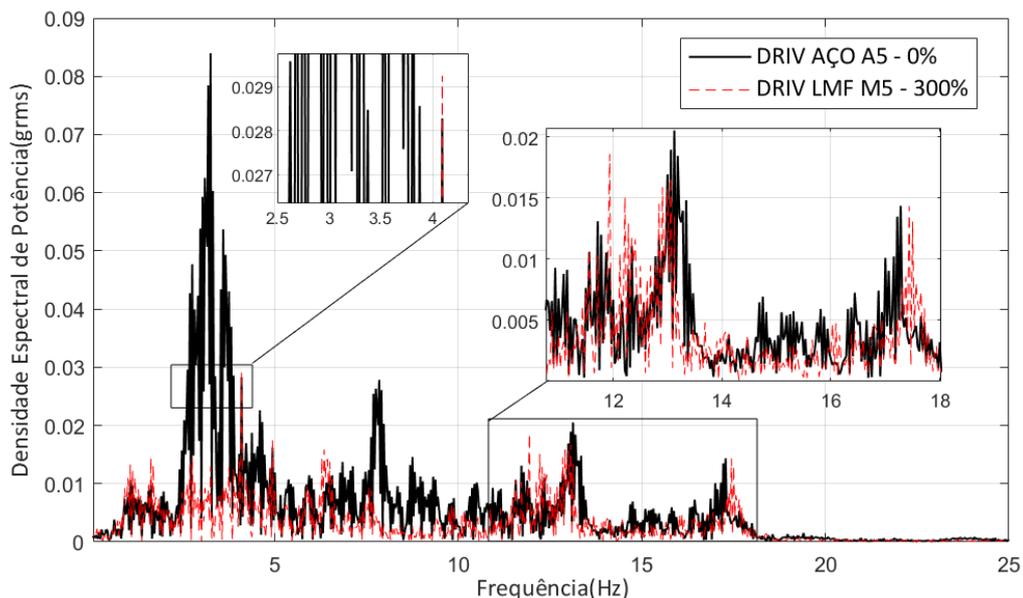


Figura 147 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com DRIV e sob vibração sísmica no abalo Northridge. Fonte: Autoria Própria.

Desta forma é verificado que a aplicação dos elementos LMF (M5) com 300% de *offset* fornece reduções de 65% para a frequência de 3 Hz, 43% para a de 8 Hz, apenas 5% para a de 13 Hz e redução desprezível para a frequência natural de 17 Hz. É notado que os maiores valores de redução e conseqüentemente a maior eficiência verificada dos atenuadores ocorre em frequências menores, onde as amplitudes são mais significativas. Este fato corrobora uma relação direta com a deformação do elemento, sendo consonante com as hipóteses desta tese.

Para o abalo sísmico de Mendoncino o comportamento dinâmico do DRIV foi bastante semelhante ao sismo de Northridge, onde reduções significativas foram também verificadas, com valores até superiores. Na Figura 148 e Figura 149 pode ser observado o comportamento descrito. Este grau de eficiência é explicado pela maior amplitude do abalo de Mendoncino em comparação a Northridge, possibilitando uma quantidade de energia dissipada superior, cerca de $4,6 \text{ MJ/m}^3$ contra $3,7 \text{ MJ/m}^3$ do DRIV excitado pelo sismo de Northridge, como apresentado anteriormente na caracterização dos sistemas de controle. Desta forma, foram observadas reduções de até 80% para a frequência natural de 3 Hz, 40% para a de 8 Hz, 25% para a de 13 Hz e 46% para a de 17 Hz.

Em termos de variação das frequências naturais do DRIV (AÇO/LMF), foi percebido uma redução de até 28% em todo o espectro, devido à diminuição de rigidez das molas LMF em comparação a referência. Apesar desta variação ser superior a 10%, é justificada pela elevada rigidez necessária da mola de AÇO, devido ao baixo nível de deformação reversível do material, que poderia plastificar e romper quando submetido a elevadas acelerações.

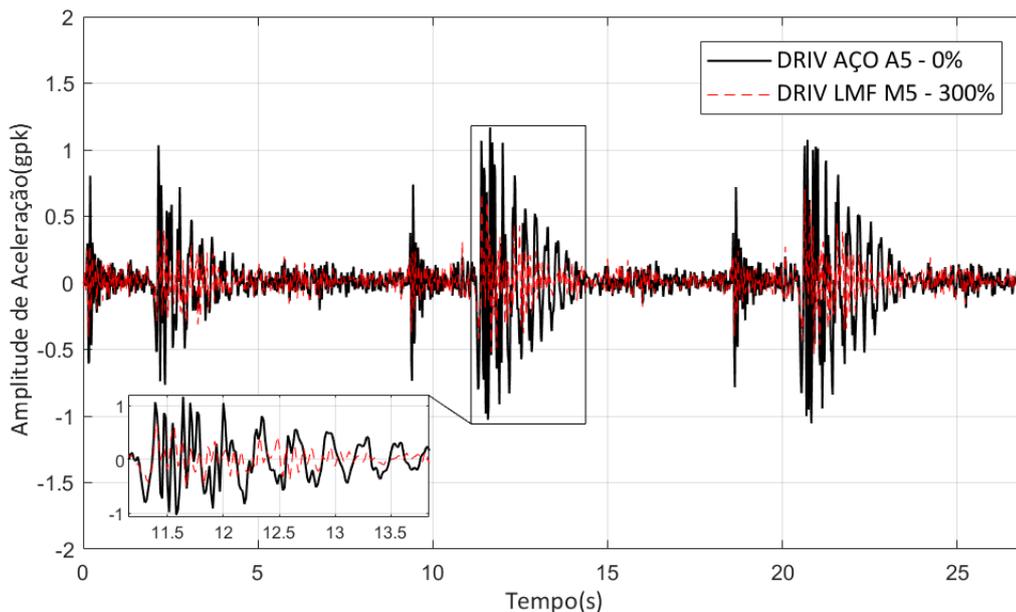


Figura 148 – Gráfico de resposta no domínio do tempo para a estrutura com DRIV e sob vibração sísmica no abalo Mendoncino. Fonte: Autoria Própria.

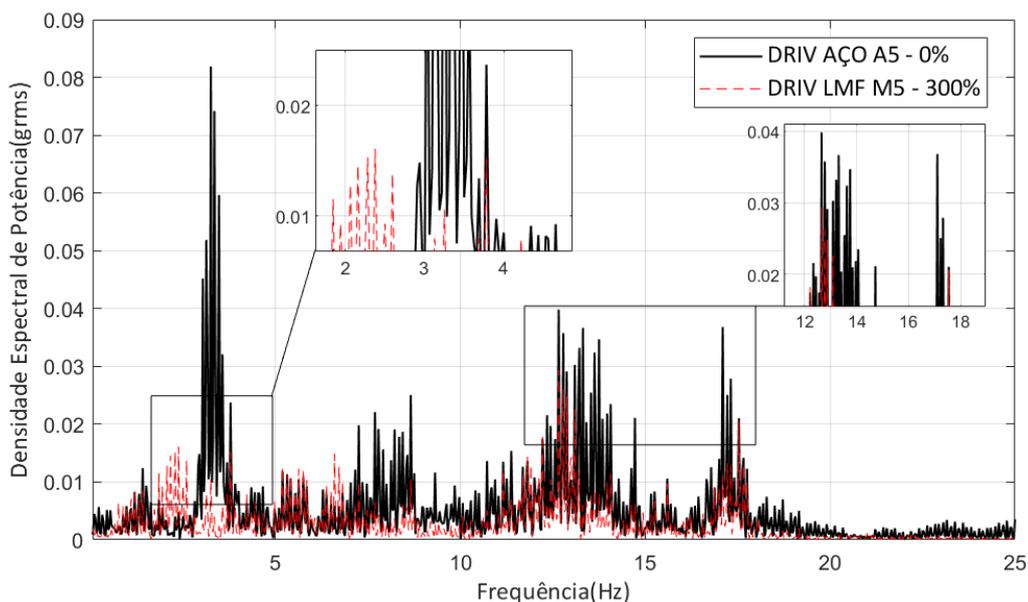


Figura 149 – Gráfico de resposta no domínio da frequência para a estrutura com DRIV e sob vibração sísmica no abalo Mendoncino. Fonte: Autoria Própria.

6.4.2 Sistema sob Vibração Forçada

As FRF's analíticas do sistema de 4GDL foram geradas como forma de comparação com o método experimental, validando assim a análise modal empregada. Por este método foi simplificada a excitação do sistema como sendo sob vibração livre e acrescentando assim a matriz

de amortecimento gerada a partir de fatores médios experimentais sob vibração forçada, sem controle e com molas de aço incorporadas a base.

Na Figura 150 pode ser visualizado o gráfico referente às FRF's do sistema de 4GDL. Para este caso considerou a curva de resposta $H_{11}(\omega)$ representando a medida no 1º Piso, $H_{21}(\omega)$ no 2º Piso e $H_{31}(\omega)$ representando a resposta do 3º Piso, quando a excitação incide pela base ou no primeiro pavimento. Analisando a curva analítica do terceiro piso verifica-se a presença de quatro ressonâncias que assumem valores próximos de 3,5; 9,4; 13,2 e 15,5 Hz.

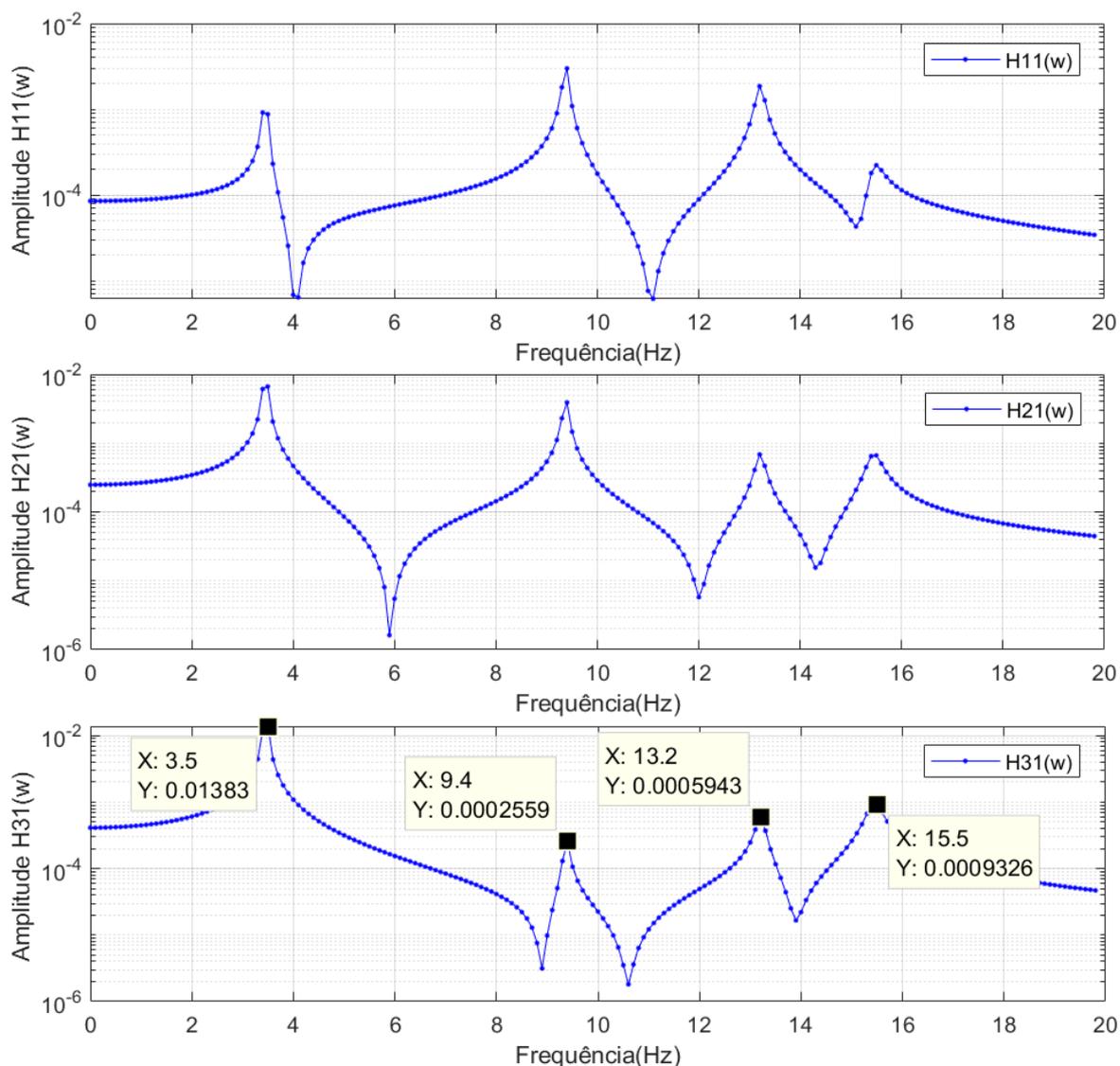


Figura 150 – Funções resposta em frequência (FRF's) analíticas da estrutura de 4GDL obtidas a partir dos vetores modais e matriz dinâmica do sistema sem controle. Fonte: Autoria Própria.

Como apresentado anteriormente uma ferramenta bastante aplicada na análise de sinais aleatórios não-determinísticos é o método não-paramétrico do espectrograma, onde pode-se

calcular a potência contida em uma banda de um sinal em (Watts/Hz) ou (dB/Hz). Desta forma é possível comparar sinais e identificar qual possui menor densidade espectral. Este método é aplicado nesta fase especificamente como meio auxiliar de análise dos resultados do DRIV.

Na análise experimental foi verificado da mesma forma que na vibração sísmica, que o DRIV sob vibração forçada apresentou comportamento dinâmico distinto dos outros sistemas, neste caso fica evidente a presença de quatro ressonâncias que assumem valores próximos de 4,0; 9,7; 13,8 e 17,5 Hz, que equivale ao sistema com molas de AÇO (A5), Figura 151 (gráfico superior esquerdo). Assim é apurado que a aplicação dos elementos LMF (M5) com 300% de *offset*, diminui as frequências naturais do sistema pela diminuição da rigidez do dispositivo, apresentando para medições no terceiro piso valores da ordem de 2,8; 7,2; 12,5 e 16,8 Hz, visualizados na Figura 152, (gráfico superior esquerdo).

Em termos de reduções absolutas nota-se uma clara diminuição da densidade espectral, principalmente no primeiro modo vibracional, para este caso as molas de AÇO no DRIV apresentaram cerca de 5,3 dB/Hz contra 2,4 dB/Hz do sistema com as molas LMF, ou seja, uma redução de até de 55%. Estes valores podem ser visualizados também nos gráficos da Figura 151 e Figura 152 (gráficos superiores centrais).

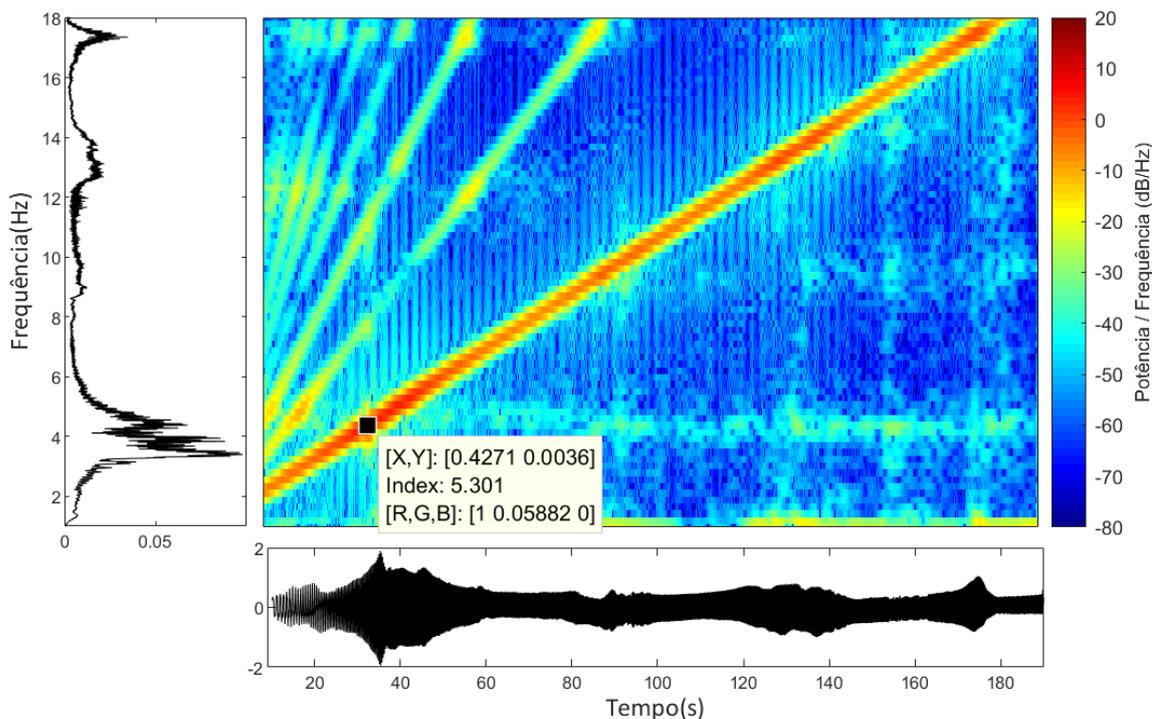


Figura 151 – Espectrograma do sistema DRIV com molas de AÇO (A5) sob vibração forçada de base e medição no 3º Piso da estrutura. Fonte: Autoria Própria.

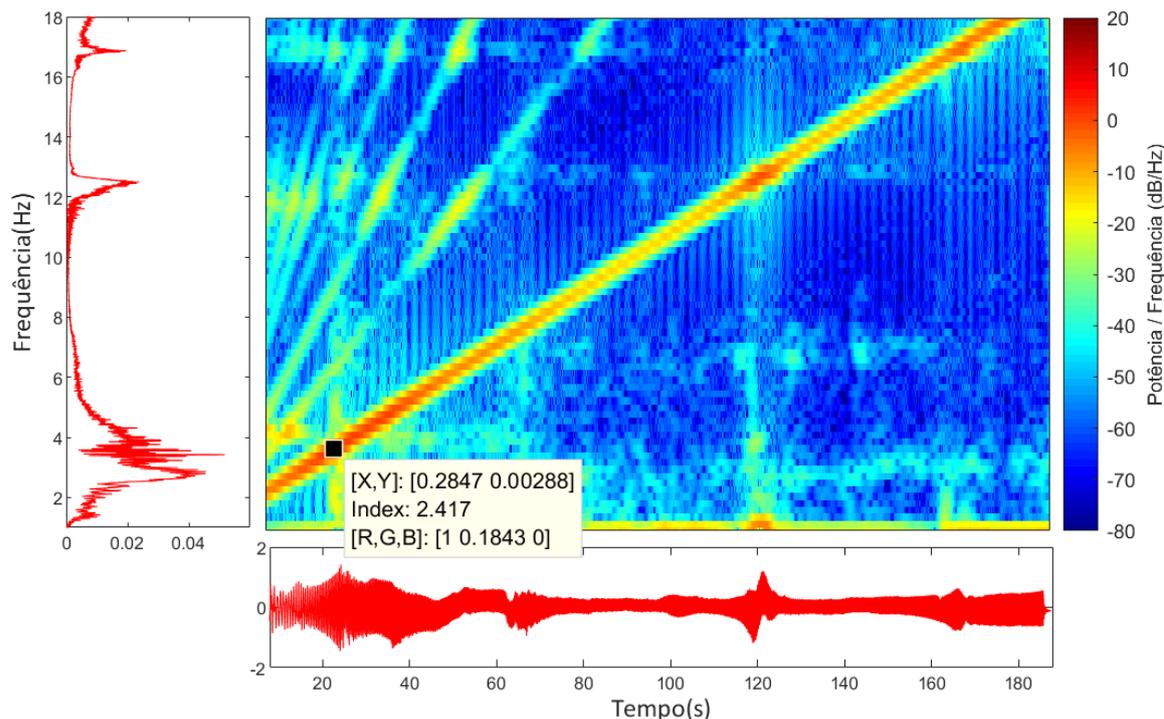


Figura 152 – Espectrograma do sistema DRIV com molas de LMF (M5) sob vibração forçada de base e medição no 3º Piso da estrutura. Fonte: Autoria Própria.

Como forma de simplificar a análise não foram geradas curvas de FRF's para as outras medições no primeiro e segundo piso, todavia os valores de densidade de potência foram reduzidos de forma significativa como evidenciados na análise de PSD's nos espectrogramas, principalmente no primeiro modo vibracional onde as deformações nos atenuadores LMF são superiores. Neste caso observou-se uma redução de 2,9 dB/Hz para 0,25 dB/Hz no 1º piso, ou ainda 91% e de 6,8 dB/Hz para até 1,0 dB/Hz no 2º piso, ou ainda 85%, quando comparados o DRIV com molas LMF (M5) com o caso de referência de molas de AÇO (A5).

Em termos de variação das frequências naturais do sistema com molas AÇO/LMF, foi percebido uma redução máxima de 30% em todo o espectro vibracional, assumindo resultados semelhantes quando comparado ao da vibração sísmica.

6.5 Resultados das Análises e Validações dos Sistemas de Controle

Os resultados das análises e avaliação das variáveis funcionais estudadas neste trabalho, como a amplitude de deformação dos elementos, o *offset* programado e o autoaquecimento do

material serão descritos a seguir, juntamente com a análise da técnica de controle passivo mais eficiente para cada tipo de vibração imposta a estrutura, de forma quantitativa e qualitativa.

6.5.1 Avaliação da Eficiência das Variáveis Funcionais

○ *Amplitude de Deformação dos Elementos Atenuadores:*

Em termos da amplitude de deformação dos atenuadores foi verificado inicialmente pela caracterização quase-estática que as molas LMF quando expandidas até o seu limite elástico, que no caso deste material é designado limite pseudoelástico e pode chegar até cerca de 500% de deformação reversível, formam um laço de histerese mecânica bastante considerável, sendo calculado para este caso uma área sob a curva Força/Deslocamento que fornece uma energia dissipada máxima de $2,7 \text{ MJ/m}^3$. Este valor se mostra bastante superior quando comparado com a mola de AÇO comum com limite elástico observado de 50% de deformação, e devido a sua metalurgia não gera histerese, sendo quantificado um valor residual de $0,1 \text{ MJ/m}^3$ devido ao atrito da montagem e/ou plastificação. Os resultados podem ser verificados na Figura 116.

Ainda na caracterização, analisando a excitação dinâmica na primeira frequência natural da estrutura, cerca de 4,0 Hz, foi interpretado pelos resultados obtidos que também a LMF se mostrou bastante superior ao AÇO em termos de geração de sublaços histeréticos, para todos os níveis de deslocamento imposto. No menor nível, 2,0 mm pk, a mola (M1) que se deformou 67%, dissipou $0,07 \text{ MJ/m}^3$ de energia, enquanto a (M3) com 22%, apenas $0,002 \text{ MJ/m}^3$, contra $0,0008 \text{ MJ/m}^3$ da mola (M5) que se deformou apenas 13%. Nesta análise fica claro que quanto menor a deformação menos energia será dissipada no sistema. A mola de AÇO para um nível de 4% gerou um pequeno laço residual de $0,002 \text{ MJ/m}^3$ de energia dissipada. Desta forma, a montagem com mola (A5) apresentou o mesmo patamar de dissipação da mola (M3), ficando evidente que baixas deformações na LMF torna o elemento ineficiente.

Já para um deslocamento três vezes maior, 6,0 mm pk, as molas LMF foram superiores a montagem com mola de AÇO em todos os casos testados. A (M1) com cerca de $0,7 \text{ MJ/m}^3$ de dissipação e 200% de deformação, que é a deformação máxima permissível para um *offset* de 300%. A (M3) com 67% e assim uma dissipação de $0,1 \text{ MJ/m}^3$. A (M5) que é o atenuador LMF de maior comprimento útil apresentou cerca de $0,03 \text{ MJ/m}^3$ de dissipação para 40% de deformação, o que ainda assim é três vezes superior a montagem de mola de AÇO (A5), com um residual de $0,01 \text{ MJ/m}^3$ em 12% de deformação. Os resultados são vistos na Figura 123.

Nos sistemas de controle foi observado que para todas as excitações: livre, sísmica e forçada, os melhores casos, ou seja, os casos que reduziram mais significativamente a energia vibracional da estrutura foram os que aplicaram os atenuadores LMF de menor comprimento útil, (M3), (M1) e (M_N), quando comparados ao atenuador (M5), nas três técnicas de controle: contraventamento, AMS e DRIV. É importante ressaltar que em alguns casos foram testados apenas um tipo de mola LMF no sistema, como o caso da vibração sísmica que aplicou a mola (M5), não sendo possível a comparação direta da influência da deformação do elemento LMF. Em outros casos como no sistema DRIV não foi ensaiado sob vibração livre, entre outros.

Pelos parâmetros calculados na formulação matemática dos sistemas de controle a partir do algoritmo desenvolvido, fica evidente a maior eficiência dos sistemas que aplicam molas de menor comprimento útil, ou seja, que se deformam mais com um mesmo nível de excitação. Pode-se quantificar para os casos em que a modelagem foi possível, no contraventamento em vibração livre, que as molas de menor comprimento dissiparam 23 vezes mais energia, assim como na vibração forçada que foi 05 vezes maior. No AMS esses valores foram de 29 vezes na vibração livre e 03 vezes na forçada. No DRIV não houve variação dos valores calculados de energia quando comparado o comprimento útil, isso dá ao fato da autocompensação deste dispositivo, com sua eficiência não dependendo do comprimento do elemento, como descrito anteriormente. Estes resultados podem ser verificados na Tabela 13.

Desta forma, conclui-se que o comprimento útil dos atenuadores tem influência direta no seu grau de deformação, que por sua vez desde que esteja dentro de certos limites aceitáveis impostos nos critérios de projeto é a forma mais eficiente de empregá-los como estratégia de controle passivo, pois possibilita uma maior área de histerese mecânica gerada e assim uma maior dissipação de energia pelo sistema dinâmico, além de reduzir a quantidade de material empregada nos dispositivos. O efeito disto é uma maior redução nas amplitudes de resposta, praticamente em toda faixa do espectro, porém sendo mais acentuada nas ressonâncias, onde a carga é mais severa, minimizando os danos estruturais decorrentes das solicitações impostas.

○ *Pré-deformação Inicial ou Offset programado nos Atenuadores:*

Analisando a variável funcional do *offset* programado nos atenuadores quando posto em serviço nos sistemas de controle é possível concluir a partir dos resultados obtidos neste estudo que a posição da deformação inicial dentro do laço de histerese, para os 02 casos testados nas molas LMF, 100% e 300%, não teve influência significativa no processo de controle. De uma

forma quantitativa na vibração livre, o *offset* de 100% foi mais eficiente em 50% das análises, enquanto o *offset* de 300% propiciou resultados melhores também em 50% dos casos, quando analisado as ressonâncias e frequências sintonizadas no absorvedor.

Desta forma pode-se apontar que não se mostrou conclusiva a influência da modificação desta variável no processo de controle, sendo possível destacar que o *offset* de 100% mostrou-se em casos específicos ligeiramente mais eficiente, por este motivo foi selecionado como o “melhor caso” em algumas comparações da análise modal, porém com a desvantagem de possibilitar um faixa de deformação de apenas 100% pk, pois acima deste valor nos ciclos de contração poderá ocorrer a flambagem local do elemento de mola. O *offset* de 300% possibilita o dobro disto, cerca de 200% pk, e por este motivo é aplicado exclusivamente no DRIV, como também nos sistemas em vibração forçada de base.

○ *Autoaquecimento Material dos Elementos Atenuadores:*

Na caracterização térmica do atenuador via RET foi possível identificar as temperaturas de transformações das fases Martensita e Austenita, que devido ao comportamento típico das curvas também apresenta uma fase “R”. A partir deste ensaio pode-se dizer que os elementos LMF estarão em estado predominantemente superelástico quando aplicados nos sistemas de controle, pois a sua temperatura de transformação de fase final da Austenita (A_f) se encontra em um valor de 24,72 °C, que é inferior a temperatura ambiente local, em média de até 25°C. Estes resultados podem ser verificados na Figura 112.

Analisando as curvas Temperatura/Tempo correspondentes as molas LMF ensaiados na caracterização dinâmica, percebe-se um aumento médio de temperatura para todos os casos de maiores ciclos de deformação. Desta forma, o maior gradiente de temperatura observado foi de 10 °C. Em contrapartida a menor deformação do atenuadores não apontou no elemento uma variação significativa da temperatura, mantendo-se estável na temperatura ambiente.

Segundo Reis (2018), uma variação acima de 10° C de temperatura do elemento, ou ainda um incremento de 20% desta variável, pode ocasionar uma redução da ordem de até 50% nos níveis de energia dissipada do atenuador superelástico. Todavia, como nos casos analisados não se observou valores acima desta magnitude, o efeito do autoaquecimento pode ser desconsiderado nesta tese. É importante destacar também que ainda segundo Reis (2018), o efeito da taxa ou frequência de deformação do elemento pode elevar ainda mais o efeito do autoaquecimento e conseqüentemente diminuição da energia dissipada. Desta maneira, seria

importante uma análise de caracterização do elemento em outras faixas de frequências naturais da estrutura e sistemas de controle, como 11 Hz e 17 Hz, sendo sugerida para trabalhos futuros.

6.5.2 Comparação das Técnicas de Controle Passivo

○ *Análise Quantitativa dos Parâmetros Analíticos dos Sistemas de Controle:*

➤ *Sistemas com 3GDL (Contraventamento e AMS)*

Nesta análise inicial é importante destacar que os gráficos foram construídos a partir de resultados analíticos, desta forma para a vibração sísmica não foi realizada a modelagem do sistema que usa as técnicas de contraventamento e do AMS, devido ao nível de complexidade matemática para um sinal de entrada desta natureza, como já justificado anteriormente. Logo, alguns dos parâmetros referentes a estas condições não serão apresentados neste comparativo.

A Figura 153 exibe a quantidade de energia máxima dissipada nos sistema de controle para cada tipo de vibração testada e correlaciona também a quantidade média dos dispositivos e atenuadores usados nos sistemas em termos da relação ($N^{\circ}_{\text{Secundário}}/N^{\circ}_{\text{Atenuador}}$). Assim é importante ressaltar que quanto menor for o valor dessa relação mais eficiente é a técnica de controle aplicada, pois será a técnica que menos empregará dispositivos ditos secundários por unidade de atenuador utilizado.

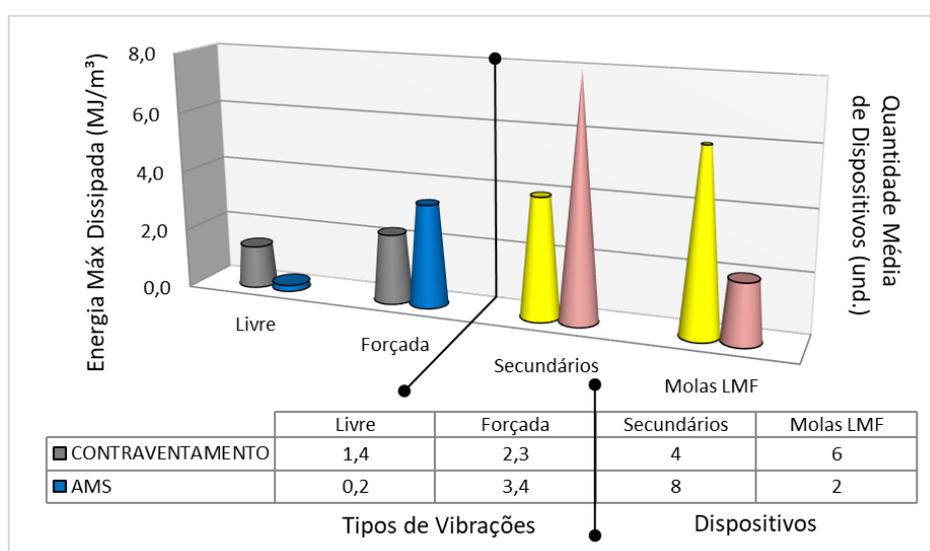


Figura 153 – Gráfico de resposta da energia total dissipada e quantidade de dispositivos incorporados nas técnicas de controle aplicados aos sistemas de 3GDL. Fonte: Autoria Própria.

Desta forma, verificou-se que o sistema com contraventamento lateral e sob vibração livre dissipou mais energia mecânica, cerca de $1,4 \text{ MJ/m}^3$ contra $0,2 \text{ MJ/m}^3$ do AMS para os níveis de solicitações testadas. Assim, o contraventamento como amortecedor apresentou eficiência de até 07 vezes maior quando comparado ao absorvedor sintonizado. Por fim na vibração forçada o contraventamento dissipou $2,3 \text{ MJ/m}^3$ e o AMS cerca de $3,4 \text{ MJ/m}^3$. Logo nesta excitação o AMS se mostrou superior, exibindo valores de até 1,5 vezes maior que o contraventamento lateral.

Em termos da quantidade média dos dispositivos e atenuadores aplicados nos sistemas pode-se enfatizar que a técnica mais eficiente observada e que apresenta a menor relação possível foi a do contraventamento com 0,7 unidades contra 4,0 und. do sistema AMS, que se mostrou assim o pior caso, ou seja, necessita de um aparato mecânico bem superior. Na Figura 154 é analisado a quantidade de massa total média de material LMF aplicada nos sistemas de controle, com o respectivo quantitativo dos números de atenuadores.

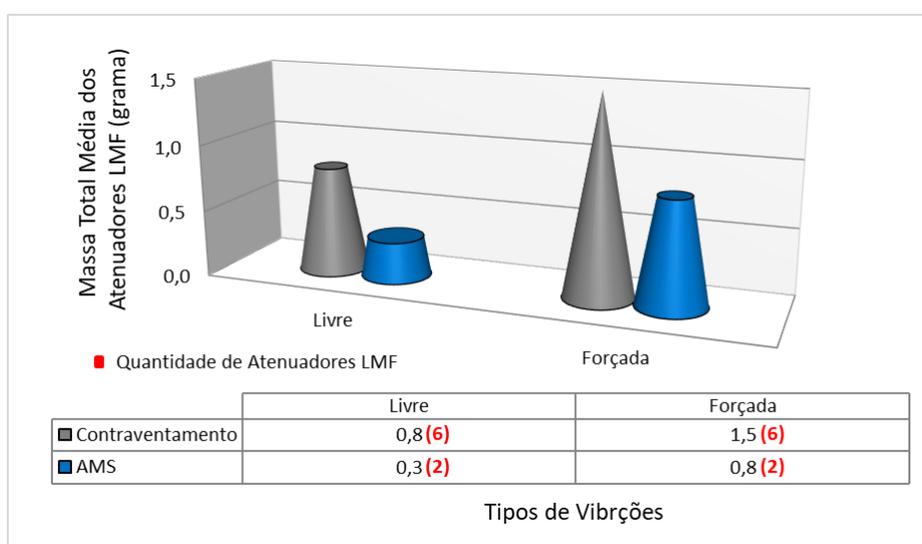


Figura 154 – Gráfico de resposta da massa total média dos atenuadores LMF mais eficientes incorporados nas técnicas de controle aplicados aos sistemas de 3GDL. Fonte: Autoria Própria.

Desta forma pode-se afirmar que a técnica que aplica o contraventamento mais efetivo para a vibração livre, utiliza 0,8 g de material LMF, enquanto o AMS emprega 0,3 g. Assim nota-se que a técnica mais eficiente para esta condição foi a do AMS com uma redução de massa de 63% quando comparada com o contraventamento lateral. Para a vibração forçada o contraventamento mais eficiente empregou 1,5 g de massa LMF contra 0,8 g do AMS mais eficiente. Neste sentido o caso mais eficaz estudado foi o do absorvedor, apresentando redução de massa de 47% quando comparado ao contraventamento lateral.

➤ Sistema com 4GDL (DRIV)

Na Figura 155, analogamente ao sistema anterior é analisado a quantidade de energia máxima dissipada no DRIV para as vibrações testadas, correlacionando também a quantidade dos dispositivos e atenuadores usados no sistema, pela relação $(N^{\circ}_{\text{Secundário}}/N^{\circ}_{\text{Atenuador}})$.

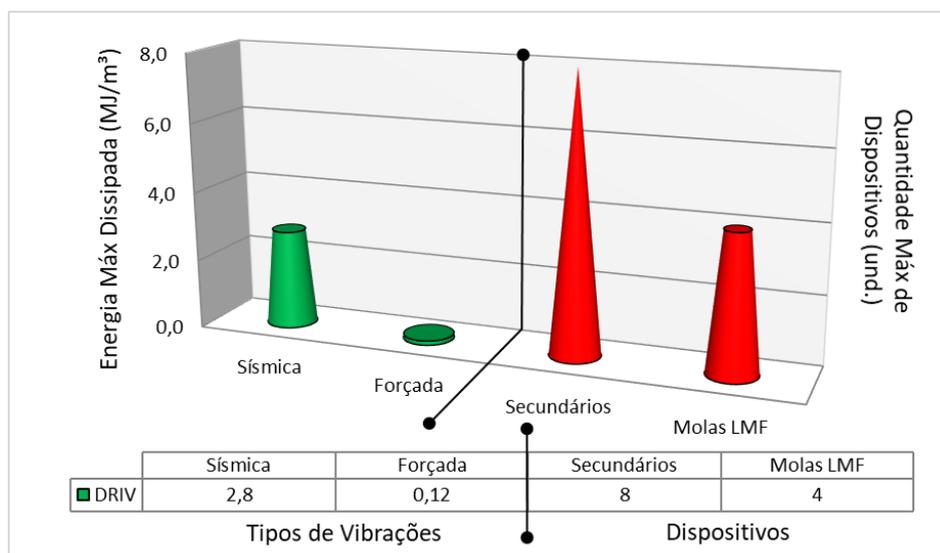


Figura 155 – Gráfico de resposta da energia total dissipada e quantidade de dispositivos incorporados nas técnicas de controle aplicados ao sistema de 4GDL. Fonte: Autoria Própria.

É importante destacar que o gráfico foi construído por resultados analíticos, desta forma para a vibração livre não foi realizado os cálculos do sistema empregando o DRIV. Analisando a vibração sísmica tem-se que o DRIV no melhor caso apresenta o maior poder de dissipação de energia calculada para todas as condições, $2,8 \text{ MJ/m}^3$, o que eleva significativamente sua eficácia quando comparado com as outras técnicas em outras excitações. Por fim na vibração forçada o DRIV dissipou apenas $0,12 \text{ MJ/m}^3$. Essa condição é justificada pelo baixo nível de deformação do dispositivo, cerca de 54,7%, devido às limitações, explorando apenas 1/4 do potencial do isolador de vibrações.

Em termos da quantidade máxima dos dispositivos e atenuadores aplicados nos sistemas de controle pode-se verificar que o DRIV apresentou 2,0 und., e apesar de empregar a mesma quantidade de elementos secundários do AMS para operar, possibilita a utilização do dobro do número médio de atenuadores, nas condições de excitação testadas, sendo mais eficiente neste sentido, porém apresentando menor eficiência deste parâmetro que o contraventamento.

Na Figura 156 pode ser visualizado a quantidade de massa de material LMF aplicada no DRIV. Desta forma, pode-se afirmar que para o caso mais eficiente da vibração sísmica nos abalos que empregam dois pares totais de molas, ou ainda 04 molas individuais, observou-se uma quantidade de massa LMF de 1,5 gramas. Na vibração forçada o emprego foi de 0,8 g também para o caso de maior eficiência, com molas (M3). Neste sentido a técnica do AMS se apresentou mais competente, com redução de massa de 50% quando comparada ao DRIV.

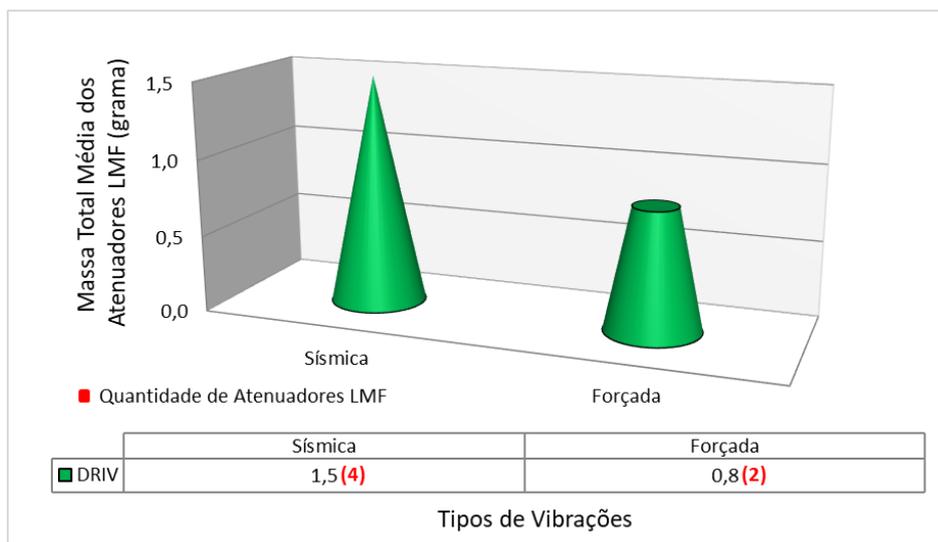


Figura 156 – Gráfico de resposta da massa total média dos atenuadores LMF mais eficientes incorporados nas técnicas de controle aplicados ao sistema de 4GDL. Fonte: Autoria Própria.

○ *Análise Quantitativa dos Parâmetros Experimentais dos Sistemas de Controle:*

➤ *Sistemas com 3GDL (Contraventamento e AMS)*

Analisando os resultados obtidos na análise modal experimental em termos de redução de amplitudes pelo número de espiras ativas, pode-se concluir pelos valores apresentados na Figura 157, que o caso mais eficiente quando analisado a vibração livre foi a do AMS, que apresentou cerca de 37%/und., sendo 3,5 vezes mais eficaz que o contraventamento.

Na vibração forçada observou-se também uma maior efetividade do sistema AMS com o dispositivo secundário, que apresentou cerca de 22%/und., sendo cerca de 7,0 vezes mais eficaz que o contraventamento. Pode-se concluir então que para esta variável considerada, o AMS se mostrou mais efetivo, isto pode ser justificado pela necessidade mínima de elementos LMF a serem aplicados no conceito de atuação deste dispositivo. Outro fator importante é a

dupla atuação do absorvedor, que além de minimizar os efeitos vibracionais, pela defasagem de movimento do AMS simples, adiciona amortecimento histerético ao sistema.

Por fim verificando os valores de redução absoluta para os melhores casos, nota-se em vibração livre uma redução máxima de 63% no contraventamento lateral e 74% no AMS. Para a vibração forçada a técnica de contraventamento propiciou uma redução de até 37% quando comparado com o caso de referência e o AMS uma redução da ordem de até 44%. Conclui-se que o AMS proporcionou maiores níveis de redução quando o sistema é submetido a vibração livre (transiente) e forçada (permanente), sendo a melhor técnica empregada nesta análise.

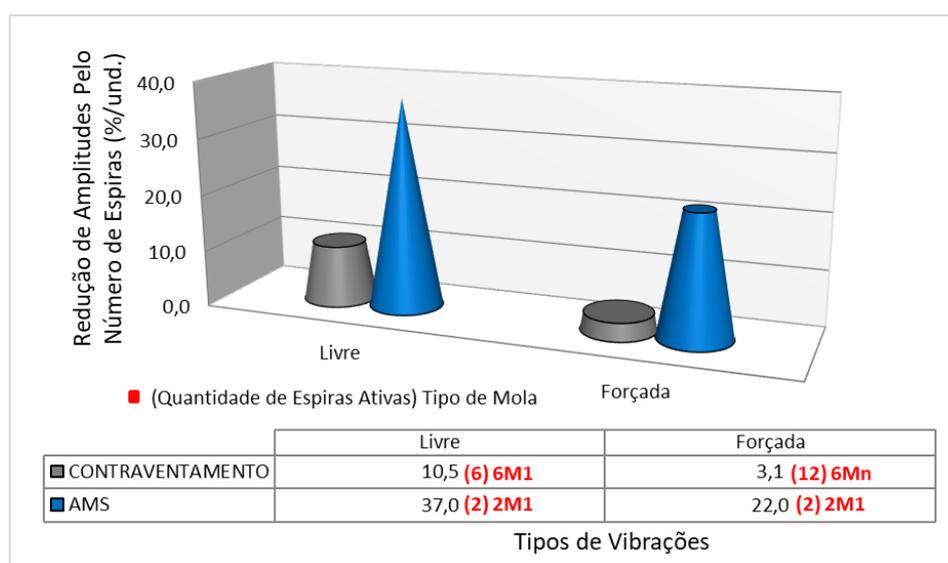


Figura 157 – Gráfico de resposta da redução de amplitudes máximas pelo número de espiras ativas LMF calculados para as técnicas de controle nos sistemas de 3GDL. Fonte: Autoria Própria.

➤ Sistema com 4GDL (DRIV)

Analisando agora os resultados obtidos na análise modal experimental para o sistema de 4GDL em termos de redução de amplitudes pelo número de espiras ativas, pode-se concluir pelos valores apresentados na Figura 158, que o DRIV se mostrou eficaz na vibração sísmica com uma redução por espira ativa de até 4,0%/und., e com reduções ainda maiores na vibração forçada com cerca de 9,1%/und., quando vistos os espectrogramas. Pode-se completar então que apesar da baixa amplitude de entrada empregada no sistema sob vibração forçada, o que implica em um valor mais baixo de energia dissipada, teve-se uma redução considerável nos valores de densidades espectrais de potência do sistema que aplica as molas LMF, isso pode ser justificado pelo alto número de ciclos gerados pelo sinal de entrada senoidal o que no somatório majora a dissipação final de energia no período que o sistema é excitado.

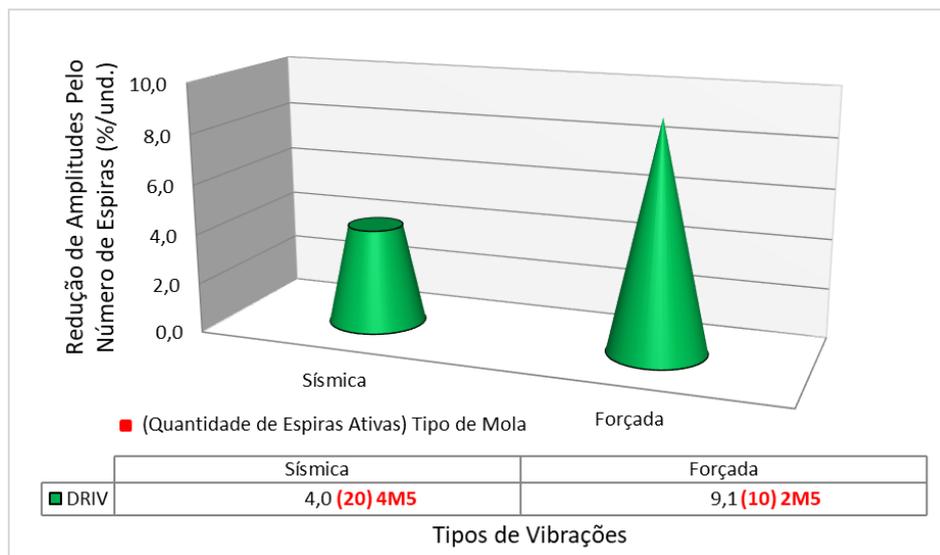


Figura 158 – Gráfico de resposta da redução de amplitudes máximas pelo número de espiras ativas LMF calculados para as técnicas de controle no sistema de 4GDL. Fonte: Autoria Própria.

Por fim verificando os valores de redução absoluta para o sistema DRIV, observou-se em vibração sísmica uma redução de até 80%, o que demonstra um alto nível de competência deste sistema para excitações aleatórias. Na vibração forçada verificou-se uma redução de 91%, sendo este tipo de vibração a condição que o dispositivo de isolamento se mostrou mais eficiente, para os casos específicos testados. Conclui-se que o dispositivo de recentragem foi mais eficaz quando o sistema de 4GDL é submetido a vibração sísmica e forçada, e a técnica de AMS sendo mais competente para o sistema de 3GDL sob vibração livre.

○ *Análise Qualitativa das Técnicas de Controle Passivo:*

Nesta análise como já abordado na seção 5.5.2 será feita uma correlação entre as técnicas de controle utilizadas neste estudo e em estudos da literatura, relacionando algumas variáveis subjetivas e aspectos qualitativos associados com a operação, utilização entre outros fatores relevantes no projeto de estruturas com controle vibracional.

➤ *Sistemas com 3GDL (Contraventamento e AMS)*

Realizando agora uma análise do tipo qualitativa das técnicas de controle passivo, pode-se concluir por argumentos lógicos que em termos de operação como também facilidade de montagem/desmontagem a técnica mais vantajosa observada foi a do contraventamento lateral que necessitou de um menor tempo de manuseio na calibração do sistema assim como uma

quantidade menor de dispositivos secundários e ferramentas usadas. O AMS não se mostrou tão operativo nesta análise devido ao fato de ser necessário tanto a sintonização da haste do absorvedor, em um valor específico de comprimento, como a calibração do *offset* programado das molas LMF no dispositivo secundário, que por sua vez estão fixos nos pisos da estrutura.

Em termos de necessidade de manutenção o AMS e o contraventamento por admitirem uma divisão da transmissão de carregamento entre os atenuadores e os elementos estruturais do pórtico, propiciam um menor grau de avaria das molas LMF, o que podem levar a um acréscimo na sua vida útil e diminuição da necessidade de manutenção. Quando analisado os ajustes de calibração nenhuma dessas técnicas necessitou de ajuste ou outro tipo de regulagem do *offset* programado durante os ensaios experimentais.

Na condição de grau de dano estrutural gerado nas transmissões das excitações pode-se afirmar que tanto o absorvedor como o contraventamento são pouco eficientes, pois permitem quase em sua totalidade que as cargas vibracionais das excitações sejam transmitidas para os elementos estruturais do pórtico (colunas e uniões), para a partir dessa transmissão dissiparem uma parcela dessa energia nos atenuadores. Este fenômeno é perceptível em todas as técnicas aplicadas a estruturas de base fixa.

Analisando a disposição atenuadores na estrutura, pode-se dizer que conceitualmente os elementos são armados nos pisos do pórtico para as duas técnicas, contraventamento e AMS. Essas técnicas têm a grande desvantagem de reduzir a área de utilização dos pisos, sendo o absorvedor apenas no terceiro pavimento, e o contraventamento, pior caso, restringindo todos os pisos do pórtico estrutural, o que diminuiria significativamente a área ocupada.

Em relação a modificação do parâmetro estrutural de rigidez equivalente evidenciou-se que o contraventamento acresceu cerca de 44% de rigidez quando comparado com a estrutura sem controle, para a condição analisada no estudo. No AMS o acréscimo foi bem menor, cerca de até 24%. Logo, em termos de rigidez a técnica com o AMS se mostrou mais eficaz, com menor variação deste parâmetro. Analisando a variação de frequências naturais tem-se que o contraventamento assumiu uma variação de até 6,5% enquanto o AMS, 7,0%.

Analisando a alteração dos modos de vibrar pode-se afirmar que o contraventamento não alterou as formas modais da estrutura, permanecendo o sistema com 3GDL, não afetando o comportamento dinâmico. No entanto, a técnica do AMS apesar de ser analisada para este caso como de 3GDL, adiciona dois picos de ressonância de menor magnitude em substituição a um pico maior, o que a torna menos competente nesta condição de análise.

Verificando estudos recentes da literatura para sistemas estruturais que aplicam técnicas passivas com LMF superelásticas semelhantes ao contraventamento e absorvedor sintonizado, pode-se assegurar que a eficiência desses sistemas de controle foram consonantes com os resultados analisados, observando-se uma redução de atenuação considerável para os diversos tipos de solicitações e métodos de análise, podendo destacar os trabalhos de Moraes, *et al.* (2018); Moutinho (2007), e artigos de revisão como Zareie, *et al.* (2020), entre outros.

➤ *Sistema com 4GDL (DRIV)*

Analisando a funcionalidade do sistema DRIV, observa-se que o sistema exige maior custo operacional isso é devido ao grande número de componentes aplicados no dispositivo, chegando a ter 12 componentes entre molas e elementos secundários, além disto necessita de calibração do *offset* programado em cada atenuador, que em média são em uma quantidade de tempo significativa na operação do sistema de recentragem e isolamento.

Em termos de necessidade de manutenção, o DRIV também se mostrou bastante crítico, pois de acordo com sua concepção, a maior parcela da carga dinâmica da excitação seria transmitida quase que exclusivamente para o elemento elástico, neste caso os atenuadores, estando desta forma sujeitos fortemente a plastificação e maior grau de fadiga mecânica, necessitando de possível substituição destes elementos quando em níveis consideráveis de deformação residual. Para este caso o algoritmo identifica a condição de operação e propõe a troca imediata. É importante ressaltar que uma outra parcela menor da energia de excitação é dissipada sob forma de calor pelo atrito dos guias instalados no dispositivo, considerando neste caso um atrito devido ao contato das superfícies das guias lineares e mancais. Logo, este elemento deve ser inspecionado e lubrificado quando necessário. Um atrito excessivo pode interferir na atuação dos atenuadores LMF e levar a um dano estrutural no pórtico quando principalmente sujeito a cargas sísmicas. Quando analisado os ajustes de calibração, o DRIV não necessitou de ajuste ou outro tipo de regulagem do *offset* programado durante os ensaios.

Na condição de grau de dano estrutural gerado nas transmissões das excitações pode-se afirmar que o DRIV se mostrou bastante eficaz, devido ao fato deste sistema conceitualmente minimizar ao máximo a transmissão de energia proveniente do solo ou base, que se dissipa nos atenuadores antes de se propagar para a estrutura, além do fato de que para solicitações severas, como os sismos, permitir um deslocamento mais acentuado das colunas do pórtico,

devido sua alta flexibilidade imposta pelas molas, diminuindo a deformação gerada nestes elementos e possível plastificação do material que os compõe, o sistema é dito de base móvel.

Analisando outra variável de interesse, a de disposição dos elementos atenuadores na estrutura, pode-se dizer que conceitualmente os elementos são montados na plataforma do dispositivo de isolamento, não interferindo nem restringindo os vãos dos pavimentos. Esta é uma grande vantagem quando se analise a área útil dos pisos para posterior ocupação.

Em relação a modificação do parâmetro estrutural de rigidez equivalente evidenciou-se que o dispositivo quando aplicado de atenuadores de diferentes geometrias e materiais pode apresentar percentuais de variação significativos, sendo observado na comparação de molas LMF com as molas AÇO, uma variação de 69% em nível de redução. Analisando a variação de frequências naturais tem-se também, um nível de variação considerável sendo verificado nas condições testadas até 30%, este fato pode ser explicado pela elevada rigidez estrutural aplicada ao caso de referência comparado.

Por fim analisando a alteração dos modos vibracionais pode-se afirmar que a técnica do DRIV altera significativamente as formas modais do pórtico estrutural, adicionando um quarto modo vibracional significativo, no total de 4GDL. Este fenômeno pode se tornar prejudicial para integridade do sistema, haja vista que existirá mais uma ressonância no espectro levando a estrutura a condições críticas de oscilação se estas amplitudes forem significativas.

Verificando estudos da literatura para sistemas estruturais que aplicam técnicas passivas com LMF superelásticas semelhantes ao dispositivo de recentragem e isolamento de vibrações (DRIV), pode-se afirmar que a eficiência desse sistema de controle foi próxima aos resultados analisados, observando-se nos modelos análogos alto poder de recentragem e dissipação de energia mecânica, sendo até mais efetivos que outros sistemas de isolamento de vibrações, como os (HDRB's) e os (LRB's). Neste sentido alguns desses trabalhos corroboram com esta tese, dentre eles: Attanasi, *et al.* (2008); Attanasi & Auricchio (2011); Zhuang, *et al.* (2016); Huang, *et al.* (2014), entre outros.

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES

7.1 Considerações Finais da Tese

Analisando os resultados obtidos na análise modal do sistema de 3GDL sem a presença de atenuadores verifica-se pelo método analítico a concordância dos valores de frequências naturais e modos de vibrar quando comparado as FRF's com os vetores modais. No método numérico obteve-se resultados com erros aceitáveis em relação ao comportamento dinâmico da estrutura, quando comparado com os resultados analíticos. Desta forma, apesar do sistema ter sido simplificado nestes métodos, as formulações são válidas dentro de suas limitações. A variação calculada foi de até 19,7% em todo o espectro, sendo explicada pela conexão aplicada na simulação que considera engaste perfeito nas junções, o que eleva a rigidez do modelo.

Na caracterização dos atenuadores, iniciando com a caracterização térmica do atenuador LMF foi possível identificar as temperaturas de transformações de fase do material. Pode-se dizer que os elementos LMF estavam em estado superelástico quando aplicados no controle, pois sua temperatura de transformação de fase final da Austenita (A_f) se encontra a 24,7 °C, que é inferior a temperatura ambiente. Para as curvas Temperatura/Tempo da caracterização termomecânica percebe-se um aumento de temperatura para todos os casos de até 10 °C. Logo o efeito do autoaquecimento pode ser desconsiderado nesta tese, de acordo com Reis (2018).

No ensaio quase-estático dos elementos LMF NiTi SE foi observado um limite elástico de 500% de deformação reversível, formando uma histerese com energia dissipada máxima de 2,7 MJ/m³. Este valor se mostrou bastante superior quando comparado com a mola de AÇO comum, com limite elástico observado de até 50% de deformação.

Para caracterização dinâmica na primeira frequência natural da estrutura 3GDL, 4,0 Hz, foi interpretado pelos resultados obtidos que a LMF se mostrou bastante eficiente em termos de geração de sublaços histeréticos, para os maiores níveis de deformação imposta. A mola de AÇO apresentou valor residual de montagem semelhante ao da mola LMF de comprimento útil intermediário, ficando nítido que baixas deformações na LMF torna o elemento ineficaz. Nos testes dinâmicos dos sismos, verifica-se que a mola LMF possui características similares a excitação harmônica, com variação de amplitude relacionada a trajetória do sinal.

Para análise da rigidez equivalente da estrutura e sistemas de controle quando analisado a incorporação dos atenuadores LMF, constata-se acréscimo de 44% no contraventamento. Já para o AMS, a presença dos atenuadores elevou a rigidez da estrutura em 24%. Desta forma, a técnica que aplica o AMS se mostrou mais eficaz, com menor variação deste parâmetro. Na caracterização dos parâmetros analíticos dos sistemas de controle foi observado para todas as vibrações que os melhores casos aplicaram as molas LMF de menor comprimento e com maior deformação para um mesmo nível de excitação. Em termos de massa de material LMF o contraventamento reduziu até 80% quando se analisa molas LMF de maior e menor eficiência, e 77% de redução no AMS. Em termos absolutos a técnica com a menor massa de material é a do absorvedor. Analisando a variável do *offset* programado nos atenuadores LMF concluiu-se que a posição da deformação inicial dentro do laço de histerese, para os 02 casos testados nas molas LMF, 100% e 300%, não teve influência significativa no controle.

Investigando os resultados obtidos na análise modal experimental em termos de redução de amplitudes de resposta absoluta para os melhores casos, nota-se em vibração livre uma redução máxima de 63% no contraventamento lateral, 74% no AMS. Na vibração forçada o contraventamento propiciou uma redução de até 37% quando comparado com a referência, e o AMS uma redução de 44%. Conclui-se em uma análise geral que a técnica de AMS foi mais eficaz para o sistema de 3GDL quando submetido as vibrações livres e forçadas.

Na abordagem qualitativa pode-se concluir que em termos de esforços operacionais que a técnica mais vantajosa foi a do contraventamento, por necessitar de um menor tempo na calibração e menor número de dispositivos utilizados. O AMS não se mostrou eficaz nesta análise devido a necessidade da sintonização do absorvedor. Em termos de necessidade de manutenção o AMS e contraventamento por admitirem essa divisão de transmissão da carga entre os atenuadores e o pórtico, propiciam um menor grau de avaria das molas LMF, o que pode crescer sua vida útil e diminuir a periodicidade de manutenção.

Analisando a disposição dos atenuadores, pode-se dizer que o contraventamento e AMS restringem significativamente a área dos pavimentos. Em relação a alteração de frequências o contraventamento assumiu variação máxima de 6,5% enquanto o AMS, 7,0%. Analisando a alteração dos modos de vibrar pode-se afirmar que a técnica de contraventamento e AMS não alteraram as formas modais da estrutura de forma significativa, sendo o AMS o pior caso.

Na análise do sistema proposto DRIV (4GDL), nota-se que as molas LMF reduziram a rigidez da estrutura em 69% quando comparado com as molas de AÇO. Na calibração do dispositivo em termos de rigidez dos atenuadoras observou-se uma boa aproximação quando

analisado as 04 condições de aplicação dos pares de molas LMF, com variação de até 17,3%, explicada pelo comportamento não-linear do material. Para a caracterização dos parâmetros analíticos, verifica-se que no DRIV não houve uma variação dos valores, isso se dá ao fato da autocompensação do dispositivo. Neste sentido, conclui-se que o DRIV se torna mais eficiente com a aplicação de elementos LMF's de menor comprimento útil e número de espiras. Em termos de massa em vibração forçada reduziu-se 38% e 42% para vibração sísmica quando comparado o caso de maior com o de menor eficiência, ou seja, molas LMF (M5) com (M3).

Para os resultados obtidos na análise modal experimental, em termos de redução de amplitudes absoluta, verificou-se em vibração sísmica no DRIV uma redução máxima de até 80%, o que mostra um alto nível de competência do dispositivo nas excitações aleatórias. Na vibração forçada observou-se um valor máximo de até 91%, sendo esta vibração a condição de maior eficiência do sistema de isolamento.

Em análise qualitativa o DRIV se mostrou pouco funcional devido ao grande número de componentes presentes no dispositivo. Em termos de necessidade de manutenção, o sistema se mostrou crítico precisando da substituição dos elementos quando avariados. Na disposição dos atenuadores, pode-se dizer que o DRIV se mostrou eficiente, pois não restringe os vãos dos pavimentos. Em relação a alteração de frequências verificou-se variações de até 30%. E na alteração dos modos de vibrar notou-se que o DRIV propiciou esta alteração, adicionando um quarto modo ao sistema. Isto é prejudicial pois haverá mais uma ressonância no espectro.

Mediante o exposto pode-se afirmar que os objetivos do trabalho foram alcançados com êxito. Assim, a originalidade desta pesquisa está na proposta de comparação entre as técnicas de controle passivo e a otimização dos atenuadores LMF pela calibração nos sistemas, a partir de um algoritmo desenvolvido em ambiente computacional. Por fim, pode-se assegurar que o DRIV projetado nesta tese se mostrou eficaz, com relevância e potencialidade para geração de patente de inovação e aplicação em outros tipos de sistemas estruturais.

7.2 Sugestões Para Trabalhos Futuros

O tema abordado nesta tese tem caráter multidisciplinar e propicia uma linha de estudos bastante abrangente uma vez que possui alto grau de complexidade, mas com a prerrogativa de se progredir em proximidade da fronteira do conhecimento científico. Assim propõem-se para continuidade da pesquisa as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- Continuar os estudos da dinâmica estrutural, entretanto com aplicações em outros tipos de sistemas estruturais, como pontes, torres, mastros, etc., e outros tipos de excitações;
- Alterar o conceito construtivo do pórtico, aplicando pisos íntegros sem cantoneiras, como forma de diminuir o erro relativo referente a rigidez e frequências naturais calculadas pelos métodos analíticos, numéricos e experimentais;
- Projetar os elementos atenuadores LMF levando em consideração a falta de linearidade da rigidez dinâmica, observando variações da fração Martensítica e módulo de elasticidade;
- Realizar uma análise dimensional da estrutura, sistemas de controle e atenuadores com o objetivo de transferir para uma escala real normatizada os protótipos aplicados;
- Projetar um dispositivo de calibração automática do *offset*, a ser incorporado na estrutura contraventada, AMS e DRIV, como forma de otimizar o tempo de montagem;
- Aperfeiçoar e avaliar o atenuador por meio de ensaios de fadiga e corrosão, variações do tratamento térmico e fabricação, como a fundição de precisão, usando outras composições de ligas superelásticas, a fim de otimizar sua aplicação em sistemas reais.

REFERÊNCIAS

- ABAVISANI, I., REZAIFAR, O., KHEYRODDIN, A., 2021, “ Multifunctional Properties of Shape Memory Materials In Civil Engineering Applications: A State-of-the-Art Review”. In: *Journal of Building Engineering*, <https://doi.org/10.1016/j.jobe.2021.102657>.
- AGUIAR, R. A. A., 2011, “Análise da Redução de Vibrações em Sistemas Mecânicos Utilizando Ligas com Memória de Forma”. *Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica*, Rio de Janeiro, RJ: UFRJ/COPPE, 139 p.
- AGUIRRE, L. A., 2004, “Introdução à Identificação de Sistemas - Técnicas Lineares e Não-Lineares Aplicadas a Sistemas Reais”, In: *Editora UFMG*, 2º edition.
- AN, S. M., RYU, J., CHO, M., CHO, K. J., 2012. "Engineering design framework for a shape memory alloy coil spring actuator using a static two-state model". In: *Smart Materials and Structures*, Vol 21, N° 5, pp 1-16.
- ALAM, M., YOUSSEF, M., NEHDI, M., 2007, “Utilizing shape memory alloys to enhance the performance and safety of civil infrastructure: a review”, In: *Can J Civ Eng*, 34(9):1075–1086.
- ALGA, 2018, “www.alga.it”, Acesso em Setembro de 2018.
- AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS (ASCE): SE17, 2005, “Structures Engineering Institute 7: Minimum Design Loads for Building and Structures and Other Structures”, USA.
- AQUINO, A. S., 2011, “Controle de vibração de um sistema sob desbalanceamento rotativo utilizando atuador de liga com memória de forma”. *Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica*. Universidade Federal da Paraíba: João Pessoa.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT): NBR 15421, 2006, “Projetos de Estruturas Resistentes a Sismos: Procedimento”, Rio de Janeiro.
- ATTANASI, G., AURICCHIO, F., 2011, “Innovative Superelastic Isolation Device”, In: *Journal of Earthquake Engineering*, 15: S1, pp. 72-89.
- BEARDS, C. F., 1996, “Structural Vibration: Analysis and Damping”. In: *New York: John Wiley & Sons Inc*, 287 ISBN 0 470 23586 1.
- BERROCAL, J., *et al.*, 1984, “Sismicidade no Brasil”, In: *Instituto Astrônomo e Geofísico*, Universidade de São Paulo, Brasil.
- BIL, C., MASSEY, K., ABDULLAH, E. J., 2013, “Wing morphing control with shape memory alloy actuators”. In: *J Intell Mater Syst Struct*, 24, 879–98.
- BOYCE, W. E., DIPRIMA, R. C., 1986, “Elementary Differential Equations and Boundary Value Problems”, In: *New York: John Wiley*.
- BORGES, J. M., 2016, “Controle de Um Sistema Dinâmico Rotativo Utilizando Mancais com Atuadores LMF”. *Tese de Doutorado em Engenharia de Mecânica*, João Pessoa, PB, 93p, Universidade Federal da Paraíba.
- BROWN, D. L., PERES, M. A., 2019, “The Modal Shop - Modal Excitation”, Disponível em: <http://www.modalshop.com>.
- BUDYNAS, R. G., NISBETT, J. K., 2011, “Elementos de máquinas de Shigley: Projeto de Engenharia Mecânica”, 8ª ed, AMGH, Porto Alegre, RS, Brasil.

- BUTERA, F., 2008, “Shape memory actuators for automotive applications”. In: *Adv Mater Processes*, 166:37.
- CAETANO, E., 2007, “Cable Vibrations in Cable-Stayed Bridges”, In: *Structural Engineering Documents*, IABSE.
- CASCIATI, F., MAGONETTE, G., MARAZZI, F., 2006, “Technology of Semiactive Devices and Applications in Vibration Mitigation”, *John Wiley & Sons*, Ltd.
- CENTRAL PREMOLDADOS Ltda, 2017, Disponível em: <http://centralpremoldados.com.br>.
- CHATELIN, R., 2005, “The Seattle & Vancouver Book: A Complete Guide. Woodstock”, *VT: Countryman Press*, p. 89.
- CHAVES, S. N. P. H., 2010, “Atenuação da Resposta Sísmica de Estruturas de Edifícios Utilizando Amortecedores Viscosos”, *Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil – Especialização em Estruturas*, Porto: Portugal, 101p, FEUP.
- CHING, F. D. K., ONOUE, B. S., ZUBERBUHLER, D., 2015, “Sistemas Estruturais Ilustrados – Padrões, Sistemas e Projeto, 2º ed, *Ed. Bookman*.
- CHOPRA, A. K., 1995, “Dynamics of Structures”. 2ª ed. *New Jersey: P. Prentice Hall*.
- CLARK, P. W., AIKEN, I. D., KELLY, J. M., HIGASHINO, M., AND KRUMME, R. C., 1995, “Experimental and Analytical Studies of Shape Memory Alloy Dampers for Structural Control”. In: *Proc. SPIE*, 2445, pp. 241–251.
- CONSTANTINOU, M. C., SYMANS, M. D., TSOPELAS, P., 1993, “Fluid viscous dampers in applications of seismic energy dissipation and seismic isolation”. In: *ATC 17-1 on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Control*, v. 2, n. December 2014, p. 581–591.
- CONSTANTINOU, M. C., 2000, “Fluid Dampers for Applications of Seismic Energy Dissipation and Seismic Isolation”, *State University of New York at Buffalo*.
- DABLDY, 2017, “Arquitetura moderna Museu Oscar Niemeyer – Fotografia Editorial de Stock”, Acesso em: 10 de outubro de 2018. ID: 161964218.
- DELAEY, L., KRISHNAN, R. V., TAS, H., 1974, “Thermoelasticity, Pseudoelasticity, and the Memory Effects Associated with Martensitic Transformations: Structural and Microstructural Changes Associated with the Transformations”. In: *Journal of Materials Science*, Part 1, n. 9, p. 1521-1535.
- DOLCE, M., CARDONE, D., 2001, “Mechanical Behavior of Shape Memory Alloys for Seismic Applications: Part 2-Austenite Wires Subjected to Tension”. In: *J. Mech. Sci.*, 4311, pp. 2657–2676.
- DOLCE, M., CARDONE, D., MARNETTO, R., MUCCIARELLI, M., NIGRO, D., PONZO, F. C., SANTARSIERO, G., 2004, “Experimental Static and Dynamic Response of a Real R/C Frame Upgraded with SMA Re-Centering and Dissipating Braces”. In: *Proceeding of 13th World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, Mira Digital Publishing, St. Louis, MO, Paper No. 2878.
- DORF, R. C., BISHOP, R. H., 2001, “Sistemas de Controle Modernos”. Ed. 8ª, LTC, p. 680.
- DUERIG, T. W., MELTON, K. N., STÖCKEL, D., WAYMAN, C. M., 1990, “Engineering Aspects of Shape Memory Alloys”. 1º ed. London, England, In: *Butterworth-Heinemann Ltd*, Inclue índice. ISBN 0-750-61009-3.

- EGUCHI, R. T., GOLTZ, J. D., TAYLOR, C. E., CHANG, S. E., FLORES, P. J., JOHNSON, L. A., SELIGSON, H. A., BLAIS, N. C., 1998, “Direct Economic Losses in the Northridge Earthquake: A Three-Year Post-Event Perspective”. In: *Earthquake Spectra*, 142, pp. 245–264.
- ELAHINIA, M., 2015. “Shape Memory Alloy Actuators: Design, Fabrication and Experimental Evaluation”, United Kingdom, In: *John Wiley & Sons, Ltd.*
- ENGENHARIA E CONSTRUÇÃO, 2012, “A ponte Golden Gate”, Acesso em: 10 de outubro de 2018.
- EWINS. D. J., 1984, “Modal Testing: Theory and Practice”, In: *New York: John Wiley.*
- FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON (FIB), 2005, “Structural Solutions for Bridge Seismic Design and Retrofit: A State of The Art – Chapter 6: Design for enhanced control of damage”, In: *Task Group 7.4: Seismic Design and Assessment Procedures for Bridges*, 6th Encontro, Kobe, Japão.
- FELÍCIO, L. C., 2010, “Modelagem da Dinâmica de Sistemas e Estudo da Resposta”, In: *Editora Rima*, 2ª edição, ISBN – 978-85-7656-169-9.
- FERNANDES, F. M. B., 2006 “Ligas com memória de forma”. In: *Departamento de Ciência dos Materiais/CENIMAT*. Universidade Nova de Lisboa. Faculdade de Ciências e Tecnologia.
- FIGUEIREDO, F. R., 2007, “Isolamento Sísmico de Base: Dimensionamento de Sistemas de Isolamento de Base em Edifícios”. *Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil*, Lisboa: Portugal, 108p, Universidade Técnica de Lisboa.
- FORNI, M., 2005, “Applicazioni dell’isolamento sismico nel mondo”, In: *GLISNews, Gruppo di Lavoro Isolamento Sismico (GLIS), Anti-Seismic Systems International Society (ASSISi)*.
- FUGAZZA, D., AURICCHIO, F., 2006, “Seismic Vibration Control Using Superelastic Shape Memory Alloys”. In: *Journal of Engineering Materials and Technology*. v. 128.
- FUGAZZA, D., 2003, “Shape-Memory Alloys Devices in Earthquake Engineering: Mechanical Properties, Constitutive Modeling and Numerical Simulations”. *Dissertation Master of Earthquake Engineering*, Università degli Studi di Pavia, Pavia, Italian: UNIPV.
- FULIN, Z., PING, T., 2018, “Recent Progress and Application on Seismic Isolation Energy Dissipation and Control for Structures in China”, In: *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, vol.17, DOI: <https://doi.org/10.1007/s11803-018-0422-4>.
- FURUYA, Y., SHIMADA, H., 1991, “Shape memory actuators for robotic applications”, In: *Mater Des*, 12:21–8.
- GIL, A. C., 2002, “Como Elaborar Projetos de Pesquisa”, In: *Atlas*, São Paulo, 4ed.
- GIRALDO, D., YOSHIDA, O., DYKE, S. J., GIACOSA, L., 2004, “Control-oriented system identification using ERA”, In: *Structural Control Health Monitoring*, <https://doi.org/10.1002/stc.46>.
- GIULIANI, G.C., 2002, “Overview on the dynamic control of structures”, In: *Proceedings of the International Symposium on Lightweight Structures in Civil Engineering*, Varsóvia, Polónia.
- GONÇALVES, A. P. S., 2016, “Controle Ativo de Vibrações em uma Estrutura com 2GDL Utilizando Transdutores Piezoelétricos Associados a Circuitos *Shunt* de Capacitância

- Negativa”. Campina Grande, PB, 125 p. *Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica*, Universidade Federal de Campina Grande.
- GRASSI, E. N. D., 2014, “Comportamento Termomecânico de Minimolas Superelásticas de NiTi: Influência de Tratamentos Térmicos”. Campina Grande, PB, 115 p. *Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica*, Universidade Federal de Campina Grande.
- GUERREIRO, L., 1996, “Isolamento Sísmico de Edifícios”, *Tese de Doutorado em Engenharia Civil*, Instituto Superior Técnico.
- GUERREIRO, L., 2006, “Isolamento de Base: Uma nova tecnologia de proteção sísmica”. In: *Seminário na Ordem dos Engenheiros*, Lisboa, Portugal, (a).
- GUERREIRO, L., 2006, “Isolamento de Base”. In: *Textos de Apoio ao Mestrado de Engenharia de Estruturas do Instituto Superior Técnico*, Lisboa, Portugal, (b).
- GUERREIRO, L., 2006, “Sistemas de Dissipação de Energia”. In: *Textos de Apoio ao Mestrado de Engenharia de Estruturas do Instituto Sup. Técnico*, Lisboa, Portugal, (c).
- HARTL, D. J., LAGOUDAS, D. C., 2007, “Aerospace applications of shape memory alloys. In: *Proc Inst Mech Eng, Part G: J Aerospace Eng*, 221, 535–52.
- HASUI, Y., PONÇANO, W. L., 1978, “Geossuturas e Sismicidade no Brasil”, In: *Anais do Congresso Brasileiro de Geologia e Engenharia (ABGE)*, São Paulo, n.1, pp.331-338.
- HODGSON, D. E., 2002, “Damping Applications of Shape-Memory Alloys”. In: *Mater. Sci. Forum*, 394–395, pp. 69–74.
- HUANG, B., ZHANG, H., WANG, H., SONG., GANGBING., 2014, “Passive base isolation with superelastic NiTiNOL SMA helical springs”, In: *Smart Materials and Structures*, n. 23, pp. 13, DOI:10.1088/0964-1726/23/6/065009.
- HWANG, J.; HUANG, Y., 2003, “Seismic Design of Structures with Viscous Dampers”, In: *International Training Program for Seismic Design of Structures, National Center for Research on Earthquake Engineering (NCREE)*.
- INAUDI, J., KELLY, J., 1994, “Experiments on Tuned Mass Dampers Using Viscoelastic, Frictional and Shape-Memory Alloy Materials”. In: *First World Conference on Structural Control*, Los Angeles, pp. 127–136.
- INMAN, D. J., 1989, “Vibration with Control, Measurement, and Stability”. In: *Pr. Hall*.
- INMAN, D. J., 2007, “Engineering Vibrations”, In: *Prentice Hall*, 3rd edition.
- INTERNACIONAL EL PAÍS MAGAZINE, 2019, Acesso em: 30/05/2019. Disponível em: https://elpais.com/elpais/2019/01/18/album/1547770866_044938.html#foto_gal_3.
- JANKE, L., CZADERSKI, C., MOTAVALLI, M., RUTH, J., 2005, “Applications of shape memory alloys in civil engineering structures – Overview, limits and new ideas”. In: *Materials and Structures*. vol. 38. doi: 10.1617/14323.
- JANI, J. M., LEARY, M., SUBIC, A., GIBSON, M. A., 2013, “A Review of Shape Memory Alloy Research, Applications and Opportunities.” In: *Materials and Design*. 56 (2014) 1078-1113.
- JOHNSON, R. W., EVANS, J. L., JACOBSEN, P., THOMPSON, J. R., CHRISTOPHER M., 2004, “The changing automotive environment: high-temperature electronics”. In: *IEEE Trans Electron Pack Manuf*, 27:164–76.

- JUVINALL, R. C., MARSHEK, K. M., 2016, “The Fundamentals of Machine Component Design”, John Willey & Sons, INC, ed. 50.
- KERVIN Jr, E. M., 1959, “Damping of Flexural Waves by a Constrained Viscoelastic Layer”. In: *Journal of Acoustical Society of America*, v. 31, n. 7, p. 952-962.
- KHEIRIKHAH, M., RABIEE, S., EDALAT, M., 2011, “A review of shape memory alloy actuators in robotics”. In: *Ruiz-del-Solar J, Chown E, Plöger P, editors. RoboCup 2010: Robot Soccer World Cup XIV*. Berlin Heidelberg: Springer, p. 206–17.
- KITAGAWA, M., 2004, “Technology of the Akashi Kaikyo Bridge”, In: *Structural Control and Health Monitoring*, v. 11, pp.75-90.
- KOIKE, Y., MURATA, T., TANIDA, K., MUTAGUCHI, M.; KOBORI, T., TAKENAKA, Y., ARITA, T., 1994, “Development of V-shaped Hybrid Mass Damper and its Application to High-rise Buildings”, In: *1st World Conference on Structural Control*, Los Angeles.
- KOBORI, T., KOSHIKA, N., YAMADA, K., IKEDA, Y., 1991, “Seismic Response Controlled Structure with Active Mass Driver System. Part 1: Design”, In: *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol.20, pp.133-149.
- KOBORI, T., KOSHIKA, N., YAMADA, K., IKEDA, Y., 1991, “Seismic Response Controlled Structure with Active Mass Driver System. Part 2: Verification”, In: *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol.20, pp.151-166.
- KOBORI, T., TAKAHASHI, M., NASU, T., NIWA, N., 1993, “Seismic Response Controlled Structure with Active Variable Stiffness Systems”, In: *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol.22, pp.925-941.
- KURATA, N., KOBORI, T., TAKAHASHI, M., NIWA, N., MIDORIKAWA, H., 1999, “Actual Seismic Response Controlled Building with Semi-active Damper System”, In: *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol.28, pp. 1427-1447.
- LAGOUDAS, D. C., 2008, “Shape memory alloy: modeling and engineering applications”, New York, In: *Springer Science Business Media*. 435p.
- LECCE, L., CONCILIO, A., 2015, “Shape Memory Alloy Engineering – For Aerospace”, In: *Structural and Biomedical Applications*. Editors-in-Chief, ISBN:978-0-08-099920-3.
- LEET, K. M., UANG, C. M., GILBERT, A. M., 2010, “Fundamentos da Análise Estrutural”, 3^o ed, *Editora: McGraw-Hill*. ISBN: 978-85-7726-059-1.
- LEINZ, V., AMARAL, S. E., 1998, “Geologia Geral”, 13^o ed, In: *Companhia Editora Nacional*, São Paulo.
- LEO, D. J., 2007. “Engineering Analysis of Smart Material Systems”, In: *Department of Mechanical Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University, Virginia*: Editora John Wiley & Sons, INC.
- LI, H.; LI, G.; WANG, S., 2014, “Study and Application of Metallic Yielding Energy Dissipation Devices in Buildings. Tenth U.S”. In: *National Conference on Earthquake Engineering*. Disponível em: <https://nees.org/resources/11508/download/10NCEE-000566.pdf>.
- LINDEBURG, M. R., MCMULLIN, K. M., 2008, “Seismic Design of Building Structures: A professional’s Introduction to Earthquake Forces and Design Details”. 9^o ed, In: *Belmont Professional Publications*.

- LIAO, W.; MUALLA, I.; LOT, C., 2004, "Shaking-table Test of a Friction-damped Frame Structure", In: *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, nº13, pp. 45-54.
- LIU, J., LIU, K., 2006, "A Tunable Electromagnetic Vibration Absorber: Characterization and Application", In: *Journal of Sound and Vibration*, v. 295, pp. 708-724.
- LIU, Y., WANG, H., QIU, C., ZHAO, X., 2019, "Seismic Behavior of Superelastic Shape Memory Alloy Spring in Base Isolation System of Multi-Story Steel Frame", In: *Materials*, Vol 12 - 997.
- LOPES, A. E. V., 2010, "Risco Sísmico no Brasil e Seu Impacto sobre Grandes Obras", In: *Revista do Instituto de Engenharia*, n.58.
- LOPES, A. E. V., 2011, "Intensidades Sísmicas de Terremotos: Formulação de Cenários Sísmicos no Brasil". In: *Revista USP*, São Paulo, n.91, pp.90-102.
- LOJEN, G., ANŽEL, I., KNEISSL, A. C., KRIŽMAN, A., UNTERWEGER, E., KOSEC, B., BIZJAK, M., 2005, "Microstructure of Rapidly Solidified Cu-Al-Ni Shape Memory Alloys Ribbons". In: *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 162-163, pp. 220-229, 2005.
- LYRA, G. J., 2019, "Sistema Inteligente Para Diagnóstico De Falhas Em Rolamentos De Motores De Indução Trifásicos Via Análise Sonora". Tese de doutorado, UFPB.
- MABE, J. H., CABELL, R., BUTLER, G., 2005, "Design and control of a morphing chevron for takeoff and cruise noise reduction, In: *Proceedings of the 26th Annual AIAA Aeroacoustics Conference*, Monterey, CA, EUA.
- MABE, J. H., CALKINS, F. T., BUSHNELL, G. S., BIENIAWSKI, S. R., 2011, "Aircraft systems with shape memory alloy (SMA) actuators, and associated methods". In: *US Patent 7878459B2*, The Boeing Co.
- MAHMOODI, P., 1972, "Structural Dampers", In: *Journal of Structural Engineering, ASCE*, n.96, pp.1661-1672.
- MAHMOODI, P., 1969, "Structural Dampers", In: *Journal of Structural Division, ASCE*, v. 95, n.ST8, P 1661-1672.
- MAIA, N. M. M., 1997, "Theoretical and Experimental Modal Analysis". In: *Research Studies Press*, 1st Edition.
- MANZO, J., GARCIA, E., WICKENHEISER, A., 2005, "Horner GC. Design of a shape-memory alloy actuated macro-scale morphing aircraft mechanism", 232-40.
- MARTIN ENGINEERING, 2019, Disponível em: <https://www.martin-eng.com/>.
- MATHEU, E. E., *et al.*, 2005, "Determination of Standard Response Spectra and Effective Peak Ground Accelerations for Seismic Design and Evaluation" In: *Army Corps of Engineers (USACE)*, USA.
- MEIROVITCH, L., 1986, "Elements of Vibration Analysis". In: *McGraw-Hill*, 2º edition.
- MENNA, C., AURICCHIO, F., ASPRONE, D., 2015, "Applications of SMA in Structural Engineering". In: *Shape Memory Alloy Engineering*, ISBN 978-0-08-099920-3.
- MEHTA, K., GUPTA, K. "Fabrication and Processing of Shape Memory Alloys". In: *Springer Briefs in Applied Sciences and Technology: Manufacturing and Surface Engineering*, Springer.

- MIRANDA, P. S. T., 2010, “Avaliação da Vulnerabilidade Sísmica na Realidade Predial Brasileira”, *Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil*, Fortaleza, CE, 133p, Universidade Federal do Ceará.
- MOLINER, E.; MUSEROS, P.; MARTÍNEZ-RODRIGO, M. D., 2012, “Retrofit of existing railway bridges of short to medium spans for high-speed traffic using viscoelastic dampers”. In: *Engineering Structures*, v.40, pp. 519–528.
- MORAES, Y. J. O., SILVA, A. A., RODRIGUES, M. C., LIMA, A. G. B., DOS REIS, R. P., DA SILVA, P. C. S., 2018, “Dynamical Analysis Applied to Passive Control of Vibrations in a Structural Model Incorporating SMA-SE Coil Springs”. In: *Advances in Materials Science and Engineering*, vol. 2018, Article ID 2025839, 15 p.
- MORAIS, J., GIL DE MORAIS, P., SANTOS, C., CAMPOS COSTA, A., CANDEIAS, P., 2017 “Shape Memory Alloy Based Dampers for Earthquake Response Mitigation”. In: *Structural Integrity Procedia*. vol. 5, pp. 705 – 712.
- MOUTINHO, C. M. R., 2007, “Controle de Vibrações em Estruturas de Engenharia Civil”. *Tese de Doutorado em Engenharia Civil*, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. Porto, Portugal: FEUP, 394 p.
- NAKAMURA, S., FUJINO, Y., 2002, “Lateral Vibration on a Pedestrian Cable-stayed Bridge”, In: *Journal of IABSE, Structural Engineering International*, vol. 12, nº4, pp. 295-300.
- NAN, G., JONG-SU, J., DAREL, E. H., REGINALD, D., 2016, “An innovative seismic bracing system based on a superelastic shape memory alloy ring”. In: *Smart Materials and Structures*, v. 25, n. 5, p. 055030, ISSN 0964-1726.
- NISE, N. S., 2013, “Engenharia de Sistemas de Controle”, In: *LTC*, Rio de Janeiro, 6ed.
- NOBREGA, S. H. S., NOBREGA, P. G. B., 2016, “Perigo Sísmico no Brasil e a Responsabilidade da Engenharia de Estruturas”, DOI:1015628/holos.2016.4703, In: *Holos IFRN*, ISSN:1807-1600.
- OGATA, K., 2003, “Engenharia de Controle Moderno”, In: *Prentice Hall*, 4ed.
- OLIVEIRA, A. G., 2017, “Concepção e Análise Dinâmica de Sistema com Controle de Mancal Adaptativo Incorporando Molas LMF”. *Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica*, Campina Grande, PB, 108p, Universidade Federal de Campina Grande.
- OPPENHEIMER, D., EATON, J., JAYKO, A., *et al*, 1993, “The Cape Mendocino, California, Earthquakes of April 1992: Subduction at the Triple Junction”, In: *Science*, 261 (5120): 433–438.
- OTSUKA, K; WAYMAN, C. M., 1998. “Shape Memory Materials”, In: *Cambridge University Press*, 1ª ed, New York.
- PARISENTI, R., 2011, “Estudo de Análise Dinâmica e Métodos da NBR 15421 Para Projeto de Edifícios Submetidos a Sismos”, *Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil*, Florianópolis, SC, 219p, Universidade Federal de Santa Catarina.
- PENG, Z., SUDUO, X., PAN, N., WENTING, W., 2016, “Experimental and numerical study on hysteretic performance of SMA spring-friction bearings”, In: *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 15: 597-609. DOI:10.1007/s11803-016-0351-z.
- PEREIRA, R. A., FERREIRA, W. G., BEZERRA, A. D. S., 2008, “Abalos Sísmicos no Brasil e no Mundo”, In: *Scribd – Coletânea da Sismologia Mundial*, Vitória, ES.

- PIEDBOEUF, M. C., GAUVIN, R., THOMAS, M., 1998, "Damping Behavior of Shape Memory Alloys: Strain Amplitude, Frequency and Temperature Effects". In: *J. Sound Vib.*, 2145, pp. 885–901.
- QUANSER, INOVATE EDUCATE, 2019, Disponível em: <https://www.quanser.com/>.
- RAMOS, A. D. O., 2018, "Estudo do Comportamento de Fios de Liga NiTi com Memória de Forma em Regime Superelástico: Avaliação de Fadigas Funcional e Estrutural". *Tese de Doutorado em Engenharia de Processos*, Campina Grande, PB, 166p, Universidade Federal de Campina Grande.
- RAO, A., SRINIVASA, A. R., 2013, "A Two Species Thermodynamic Preisach Model for the Torsional Response of Shape Memory Alloy Wires and Springs Under Superelastic Conditions", In: *International Journal of Solids and Structures*, Vol 50, N° 6, pp. 887-898.
- RAO, A., SRINIVASA, A. R., REDDY, J. N., 2015, "Design of Shape Memory Alloy (SMA) Actuators", In: *SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology: Computational Mechanics*. DOI 10.1007/978-3-319-03188-0.
- RAO, S., 2008, "Vibrações Mecânicas". In: Prentice Hall, 4^o edition.
- REIS, R. P. B., 2010. "Desenvolvimento de Um Equipamento Para Caracterização Térmica de Atuadores de Ligas com Memória de Forma Usando o Efeito Termoelétrico". *Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica*, Campina Grande, PB, Universidade Federal de Campina Grande.
- REIS, R. P. B., 2018, "Efeito da Incorporação de Minimolas NiTi Superelásticas no Amortecimento Estrutural: Aplicações em Atenuação Passiva de Pás de Aerogerador", *Tese de Doutorado em Engenharia de Materiais*, Campina Grande, PB, 121p, Universidade Federal de Campina Grande.
- ROSS, D.; UNGAR, E. E.; KERVIN Jr, E. M., 1959, "Damping of Plate Flexural Vibrations by Means of Viscoelastic Layer". In: *Structural Damping: ASME*, New York, USA, pp.49-99.
- SAAVEDRA, F. L. B., 1991, "Estudo Comparativo em Análise Sísmica de Estruturas de Edifício". *Dissertação de Mestrado em Ciências da Engenharia Civil*, Rio de Janeiro - RJ, 109p, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- SADEK, FAHIM, *et al.*, 1998, "A Method of Estimating the Parameters of Tuned Mass Dampers for Seismic Application", In: *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, Vol. 26, No. 6, pp. 617–635.
- SALEEB, A. F., DHAKAL, B., HOSSEINI, M. S., PADULA II, S. A., 2013, "Large Scale Simulation of NiTi Helical Spring Actuators Under Repeated Thermomechanical Cycles". In: *Smart Materials and Structures*, Vol 22, N° 9, pp 1-20.
- SANTOS Jr, A. A., 2001, "Elementos de Máquinas I: Molas Helicoidais e Planas – Apostila para o curso", In: Faculdade de Engenharia Mecânica: Unicamp, MG.
- SANTOS, F. P. A., 2011, "Vibration Control with Shape-memory Alloys in civil engineering structures". *Tese de Doutorado em Engenharia Civil*. Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa.
- SANTOS, I. F., 2001, "Dinâmica de Sistemas Mecânicos". In: *Makron Books*.
- SANTOS, R, J, 2011, "Equações Diferenciais Parciais: Uma Introdução", In: *UFMG/ICEx*.

- SANTOS, S. H. C., LIMA, S. S., 2005, “Elements for a Future Brazilian Standard for Seismic Resistance of Concrete Structures of Building”, In: *Ibracon Structural Journal*, n.1.
- SANTOS, S. H. C., LIMA, S. S., 2008, “Análise dinâmica das estruturas”, Rio de Janeiro, Editora Ciência Moderna. 2008.
- SCHOLL, R., 1990, “Improve the Earthquake Performance of Structures with Added Damping and Stiffness Elements”, In: *Proceedings of the fourth US National Conference on Earthquake Engineering*, v.3, California.
- SCIENTIFIC ELECTRONIC LIBRARY ONLINE., 2013, “Avenida Paulista, mais de 120 anos... a mais paulista das avenidas [online]”. In: *SciELO em Perspectiva*, Acesso em: 10 de outubro de 2018.
- SHAHABI, A. B., AHARI, G. Z., BARGHIAN, M., 2020, “Base Isolation Systems – A State of the Art Review According to Their Mechanism”, In: *Journal of Rehabilitation in Civil Engineering* 8-2, pp. 37-61.
- SILVA, S., 2009, “Vibrações Mecânicas: Notas de Aulas – 2ª Versão”, In: *UNIOESTE/ Campus de Foz do Iguaçu – CECE*.
- SIMÕES, J. de B., 2017. “Fabricação de Componentes Miniaturizados de Ligas com Memória de Forma NiTi Usando Fundição de Precisão”. João Pessoa: Ideia Editora LTDA, E-book.
- SKINNER, R. I., ROBINSON, W. H., MCVERRY, G. H., 1993, “An Introduction to Seismic Isolation”, In: *DSIR Physical Sciences*, New Zealand, John Wiley & Sons.
- SOONG, T.; DARGUSH, G., 1997, “Passive Energy Dissipation Systems in Structural Engineering”, John Wiley & Sons.
- SONG, G., MA, N., LI, H. N., 2006, “Applications of shape memory alloys in civil structures”. In: *Engineering Structures*, v. 28, p. 1266-1274.
- SPEICHER, M., HODGSON, D. E., DESROCHES, R., LEON, R. T., 2009, “Shape Memory Alloy Tension/Compression Device for Seismic Retrofit of Buildings”. In: *Journal of Materials Engineering and Performance*, v. 18 (5-6), p. 746-753.
- SREEKUMAR, M., NAGARAJAN, T., SINGAPERUMAL, M., ZOPPI, M., MOLFINO, R., 2007, “Critical review of current trends in shape memory alloy actuators for intelligent robots”. In: *Ind Rob.: Int J*, 34:285–94.
- STOECKEL D., 1990, “Shape memory actuators for automotive applications”. In: *Mater Des*, 11, 302–7.
- STOECKEL, D., WARAM, T., 1992, “Use of Ni–Ti shape memory alloys for thermal sensor-actuators”. In: *Active and adaptive optical components*, San Diego, CA, USA: SPIE, p. 382–7.
- STOICA, P., MOSES, R. L., 1997, “*Introduction to Spectral Analysis*”, In: Prentice Hall.
- SUN, L.; FUJINO, Y.; PACHECO, B., 1995, “The Properties of Tuned Liquid Dampers using a AMS Analogy”, In: *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 24, no7, pp. 967-976.
- SWEENEY, S. C., AND HAYES, J. R., JR., 1995, “Shape Memory Alloy Dampers for Seismic Rehabilitation of Existing Buildings”. In: *Proceedings of 27th Joint Meeting on Wind and Seismic Effects*, Tsukuba, Japan, Public Works Research Institute, Tsukuba, Japan, pp. 317–332.

- TAMURA, Y.; FUJII, K.; OHTSUKI, T.; WAKAHARA, T.; KOHSAKA R., 1995, “Effectiveness of Tuned Liquid Dampers Under Wind Excitation”, In: *Engineering Structures*, Vol.17, Nº 9, pp. 609-621.
- THOMSON, W. T., 1988, “Theory of Vibration with Applications”, In: *Prent. Hall*, 3ª ed.
- TUTIKIAN, B. F., ISAIA, G. C., HELENE, P., 2011 “Concreto de alto e ultra-alto desempenho”, In: *ISAIA, Geraldo Cechella. Concreto: Ciência e Tecnologia*. São Paulo: Ibracon.
- UNITED STATES GEOLOGICAL SURVEY (USGS), 2018, “Earthquake Lists, Maps, and Statistics”, Acesso em: 11/10/2018. Disponível em: <https://www.usa.gov/federal-agencies/u-s-geological-survey>.
- VELASCO, A. A.; AMMON, C. J.; LAY, T., 1994, “Recent large earthquakes near Cape Mendocino and in the Gorda plate: Broadband source time functions, fault orientations, and rupture complexities”, In: *Journal of Geophysical Research*, 99 (B1): 711–728.
- VELOSO, J. A. V., 2012, “Terremotos Induzidos pelo Homem”. In: *Nós fora dos eixos*, Brasília, Acesso em: 07/07/2016, Disponível em: <http://www.nosrevista.com.br/2012/09/18/terremotos-induzidos-pelo-homem/>.
- VILLAVERDE, R., 1985, “Reduction in Seismic Response with Heavily-Damped Vibration Absorbers”. In: *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 13, pp.33-42.
- VSL INTERNATIONAL LTD, 2002, “VSL Stay Cable System: The Friction Damper”.
- VORSPANN SYSTEM LOSINGER, 2014. “VSL: Damping systems for stay cables”.
- WANG, Y. P., SOONG, T., REINHORN, A. M., 1991, “Full-scale implementation of active control: Design and simulation”, In: *ASCE*, 117:3516–3536.
- WEBER, F., FELTRIN, G., HUTH, O., 2006, “Guidelines for Structural Control”, In: *SAMCO Report F05*.
- WILSON, J., WESOLOWSKY, M., 2005, “Shape memory alloys for seismic response modification: a state-of-the-art review”. In: *Earthq Spectra*, p 21:569.
- WOLONS, D., GANDHI, F., MALOVRH, B., 1998, “Experimental Investigation of the Pseudoelastic Hysteresis Damping Characteristics of Shape Memory Alloy Wires”. In: *J. Intell. Mater. Syst. Struct.*, 92, pp. 116–126.
- WU, M. H., SCHETKY, L. M., 2000, “Industrial applications for shape memory alloys”. In: *International conference on shape memory and superelastic technologies*, 1st ed. Pacific Grove, Califórnia, USA, p. 171–82.
- YÁNEZ, P. A. L., 1992, “Análise Sísmica de Edifícios pela Técnica do Meio Contínuo”. *Tese de Doutorado em Engenharia de Estruturas*, São Carlos - SP: USP, 198 p. Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade Federal de São Paulo.
- ZAREIE, S., ISSA, A. S., SEETHALER, R. J., ZABIHOLLAH, A., 2020, “Recent Advances in the Applications of Shape Memory Alloys in Civil Infrastructures: A Review”. In: *Structures*, pp. 1535-1550, <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2020.05.058>.

ANEXOS

ANEXO A – Escalas de Medição de Magnitude e Intensidade de Abalos Sísmicos.

Escala Richter	Efeitos do terremoto
De 0,0 a 1,9	Não é sentido. O tremor de terra pode ser detectado apenas por sismógrafos
De 2,0 a 2,9	Não é sentido, no entanto objetos pendurados podem balançar
De 3,0 a 3,9	Comparável à vibração de um caminhão passando próximo
De 4,0 a 4,9	Pode quebrar janelas e derrubar objetos pequenos ou desequilibrados
De 5,0 a 5,9	Ocasiona pequenos danos em edificações. A mobília se move e o reboco da parede cai
De 6,0 a 6,9	Dano a construções fortes, dano severo a construções fracas
De 7,0 a 7,9	Terremoto de grande proporção. Prédios saem das fundações; rachaduras surgem na terra; tubulações subterrâneas se quebram
De 8,0 a 8,9	Terremoto muito forte. Pontes se rompem; poucas construções resistem de pé. Não há um limite para a escala mas, de 8 graus em diante, os efeitos devastadores são sentidos em um raio de centenas de quilômetros.
De 9,0 para cima	Destruição quase total; ondas se movendo pela terra são visíveis a olho nu
Os efeitos de cada abalo sísmico variam bastante devido à distância, às condições do terreno, às condições das edificações e de outros fatores.	

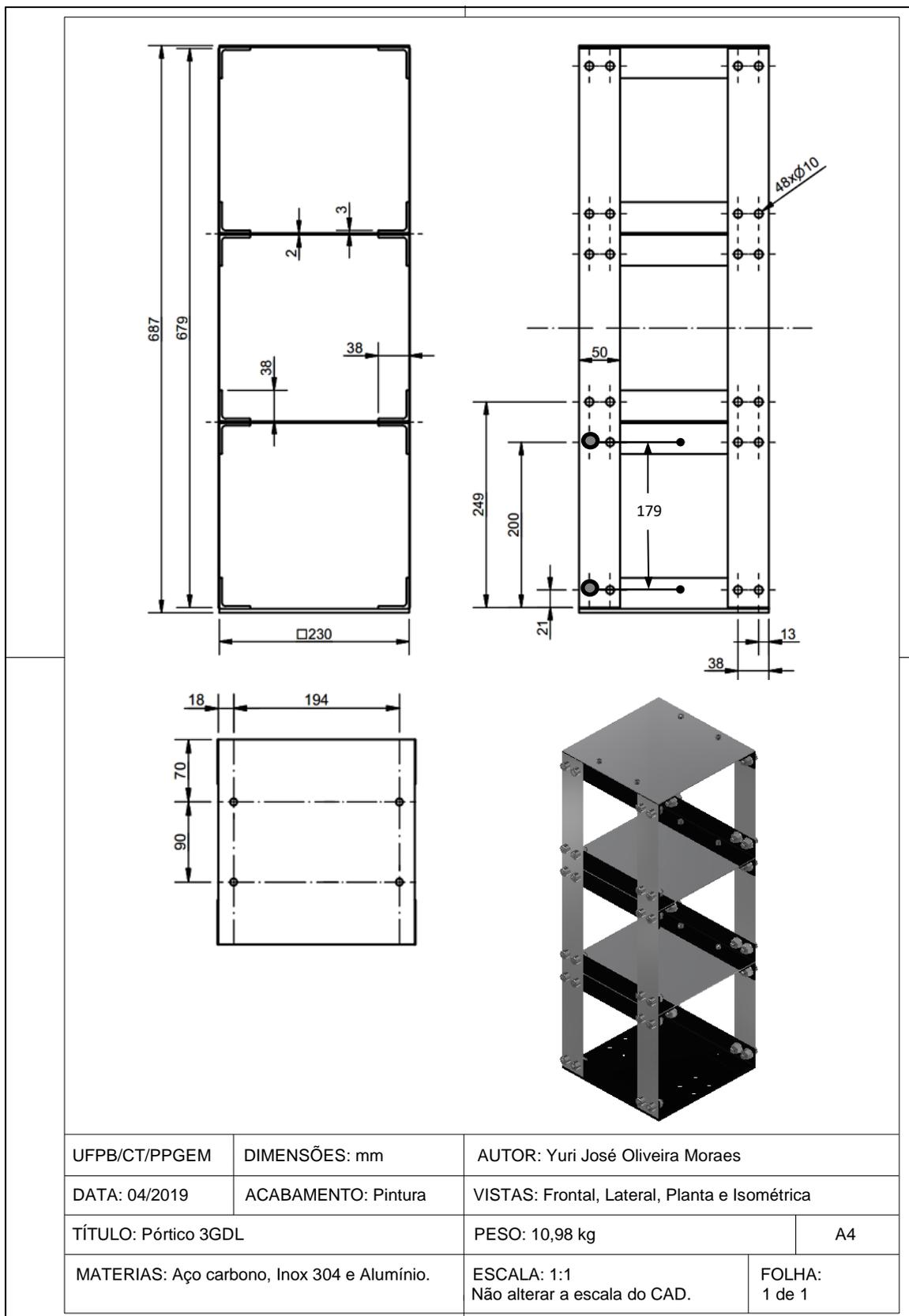
Figura A.1 – Escala Richter de medição de magnitude. Fonte: Pereira *et al.* (2008).

Escala Mercalli	Descrição do nível de intensidade
I	Não sentido pelas pessoas, sendo registrado apenas pelos sismógrafos, exceto em condições extremamente favoráveis.
II	Sentido apenas por algumas pessoas, especialmente em prédios altos.
III	É sentido por algumas pessoas em casa, especialmente nos andares superiores em prédios altos. Pode não ser reconhecido como um abalo sísmico.
IV	Sentido em casa por muitas pessoas durante o dia e na rua por poucas pessoas. À noite algumas pessoas pode ser acordadas. Objetos vibram e as paredes podem ranger. Os carros e motos parados balançam visivelmente.
V	Sentido por praticamente todas as pessoas, muitos são acordados. As pessoas conseguem identificar a direção do movimento. Objetos pequenos e instáveis são deslocados. Portas oscilam, fecham, abrem.
VI	Sentido por todas as pessoas, muitos devido ao medo saem às ruas. Algumas mobílias pesadas podem se movimentar. Objetos caem de prateleiras. Ocorrência de danos moderados em estruturas de má qualidade.
VII	Sentido inclusive por pessoas que estão dirigindo automóveis. Ocorrência de danos pequenos em edifícios bem construídos, danos moderados em casas bem construídas e danos consideráveis em estruturas mal construídas. Algumas chaminés se quebram. Pequenos escorregamentos de barrancos arenosos.
VIII	Danos em construções normais, inclusive com colapso parcial. Algum dano em construções especialmente projetadas. Queda de muros de alvenaria, chaminés, monumentos, torres e caixas d'água. Trincas no chão.
IX	Pânico generalizado. Construções comuns muito danificadas, às vezes colapso total. Danos consideráveis em construções especialmente projetadas e em grandes edifícios, com colapso parcial. Tubulação subterrânea quebrada. Rachaduras visíveis no solo.
X	Maioria das construções destruídas inclusive nas fundações. Danos sérios a barragens e diques. Terra desliza consideravelmente. Trilhos levemente entortados. A água molha as margens dos rios.
XI	Poucas estruturas de alvenaria não colapsam totalmente. Pontes são destruídas e os trilhos dos trens são completamente entortados. As tubulações subterrâneas são completamente destruídas.
XII	Destruição quase total. A paisagem é modificada com a topografia sendo distorcida. Grandes blocos de rocha são deslocados. Objetos são jogados ao ar. Essa intensidade nunca foi observada no período histórico.

Figura A.2 – Escala Mercalli de intensidade. Fonte: Adaptado de Lindeburg *et al.* (2008).

APÊNDICE

APÊNDICE A – Desenho Técnico do Pórtico com Dimensões Geométricas.



APÊNDICE B – Algoritmos Desenvolvidos em Ambiente *Matlab*®.

B.1 – Modelo Analítico do Sistema 3GDL.

```

% Estimação das Frequências Naturais e Modos de Vibração da Estrutura 3GDL
(Vibração Livre).
% Modelo de matriz dinâmica: [m]x''+[c]x'+[k]x=0; onde f(t)=0
% -----
clear all; close all; clc;

% Parâmetros Físicos:
E = 193*10^9;          % Módulo de Elasticidade do Aço Inox 304A [N/m^2]
d_al = 2700;          % Densidade Aproximada do Alumínio [kg/m^3]
m_cant = 0.398;      % Massa da Cantoneira [kg]
m_M10 = 0.021;      % Massa do Parafuso M10 [kg]
p_M10 = 0.010;      % Massa da Porca M10 [kg]
m_M6 = 0.007;       % Massa do Parafuso M6 [kg]
p_M6 = 0.003;       % Massa da Porca M6 [kg]
a_M6 = 0.004;       % Massa da Arruela M6 [kg]

% Parâmetros Dimensionais
lc_p = 0.179;        % Comprimento médio de engaste final dos parafusos[m]
bc = 50*10^-3;       % Largura da coluna de Inóx [m]
hc = 0.97*10^-3;    % Espessura da coluna de Inóx [m]
lp = 0.230;         % Comprimento dos Pisos da Estrutura [m]
bp = 0.230;         % Largura dos Pisos da Estrutura [m]
hp = 0.002;         % Espessura dos Pisos da Estrutura [m]

%Equações Usuais para Cálculo da Massa da Estrutura
mp = (lp* bp *hp)*d_al;
% Massa dos Pisos da Estrutura [kg]
mf_1 = (4*m_cant)+(16*(m_M10+p_M10))+(4*(m_M6+p_M6+a_M6));
% Massa dos Fixadores do 1ºPiso [kg]
mf_2 = mf_1;
% Massa dos Fixadores do 2ºPiso [kg]
mf_3 = (2*m_cant)+(8*(m_M10+p_M10))+(4*(m_M6+p_M6+a_M6));
% Massa dos Fixadores do 3ºPiso [kg]

m1 = mp+mf_1        % Massa do 1ºPiso da Estrutura [kg]
m2 = mp+mf_2        % Massa do 2ºPiso da Estrutura [kg]
m3 = mp+mf_3        % Massa do 3ºPiso da Estrutura [kg]

%Equações Usuais para Cálculo da Rigidez Equivalente da Estrutura
Ic = (bc*hc^3)/12;   % Momento de inércia da Coluna [m^4]
k1 = 4*(12*E*Ic)/(lc_p)^3      % Rigidez do 1º piso - 4 Chapas [N/m]
k2 = k1                        % Rigidez do 2º piso - 4 Chapas [N/m]
k3 = k2                        % Rigidez do 3º piso - 4 Chapas [N/m]
keq = 1/((1/k1)+(1/k2)+(1/k3)); % Rigidez Equivalente da Estrutura [N/m]

% Constantes de Amortecimento Médio da Estrutura (Experimental)
c1=0.79; c2=1.19; c3=1.39;

% Matriz de Coeficientes de Influência de Inércia:
m = [m1 0 0;
     0 m2 0;
     0 0 m3];

% Matriz de Coeficientes de Influência de Amortecimento:
c = [(c1+c2) -c2 0;
     -c2 (c2+c3) -c3;
     0 -c3 c3];

% Matriz de Coeficientes de Influência de Rigidez:
k = [(k1+k2) -k2 0;
     -k2 (k2+k3) -k3;
     0 -k3 k3];

```

```

% Matriz de Coeficientes de Influência de Flexibilidade:
Ki = inv(k);
% Matriz Dinâmica da Estrutura {D = [inv(ki)].[m]}:
D = (Ki)*m;
% Matriz de Autovalores e Autovetores da Estrutura:
[v,d] = eig(D);

% Autovalores da Estrutura:
lambda1 = d(1,1); % lambda1 = 1/wn1^2
lambda2 = d(2,2); % lambda2 = 1/wn2^2
lambda3 = d(3,3); % lambda3 = 1/wn3^2

% Autovetores - Frequências Naturais da Estrutura:
wn1 = sqrt(1/lambda1); % 1° Frequência Natural [rad/s]
wn2 = sqrt(1/lambda2); % 2° Frequência Natural [rad/s]
wn3 = sqrt(1/lambda3); % 3° Frequência Natural [rad/s]

fn1 = wn1/(2*pi) % 1° Frequência Natural [Hz]
fn2 = wn2/(2*pi) % 2° Frequência Natural [Hz]
fn3 = wn3/(2*pi) % 3° Frequência Natural [Hz]

% Vetor do 1° Modo de Vibrar da Estrutura:
X1 = [v(1,1)/v(1,1);
      v(2,1)/v(1,1);
      v(3,1)/v(1,1)];
% Vetor do 2° Modo de Vibrar da Estrutura:
X2 = [v(1,2)/v(1,2);
      v(2,2)/v(1,2);
      v(3,2)/v(1,2)];
% Vetor do 3° Modo de Vibrar da Estrutura:
X3 = [v(1,3)/v(1,3);
      v(2,3)/v(1,3);
      v(3,3)/v(1,3)];

% Gráficos das Formas Modais:
rn = linspace(0,3,4);
yn = zeros(size(rn));
n = [0 1 2 3];

x1 = [0 X1(1) X1(2) X1(3)];
x2 = [0 X2(1) X2(2) X2(3)];
x3 = [0 X3(1) X3(2) X3(3)];

% Matriz modal 3GDL
u = [X1 X2 X3]

M = u'*m*u; % Matriz diagonalizada de massa
K = u'*k*u; % Matriz diagonalizada de rigidez
C = u'*c*u; % Matriz diagonalizada de amortecimento

% Razão de amortecimentos [zet=c/2.sqrt(m.k)]
zet1 = C(1,1)/(2*sqrt(M(1,1)*K(1,1)));
zet2 = C(2,2)/(2*sqrt(M(2,2)*K(2,2)));
zet3 = C(3,3)/(2*sqrt(M(3,3)*K(3,3)));

disp(' ')
disp('matriz massa normaliz. M [kg]')
disp(M)
disp('matriz amortec. normaliz. C [kg/s]')
disp(C)
disp('matriz rigidez normaliz. K [N/m]')
disp(K)

% Geração de curvas FRFs
f = [0: 0.1: 40]; % vetor de frequências (Hz)
w = 2*pi*f; % vetor de frequências (rad/s)
r1 = w/wn1; % razão de frequências

```

```

r2 = w/wn2;
r3 = w/wn3;

% Geração das FRFs do sistema: H11(w), H21(w), H31(w)
j = sqrt(-1);
N = max(size(f));

% Vetores Modais
for i=1:N
    D1(i) = K(1,1)*(1-r1(i)^2+j*2*zet1*r1(i));
    D2(i) = K(2,2)*(1-r2(i)^2+j*2*zet2*r2(i));
    D3(i) = K(3,3)*(1-r3(i)^2+j*2*zet3*r3(i));

    U11(i) = u(1,1)*(u(1,1)/D1(i));
    U12(i) = u(1,2)*(u(1,2)/D2(i));
    U13(i) = u(1,3)*(u(1,3)/D3(i));
    H11(i) = U11(i)+U12(i)+U13(i);           % FRF (1° piso)

    U21(i) = u(2,1)*(u(2,1)/D1(i));
    U22(i) = u(2,2)*(u(2,2)/D2(i));
    U23(i) = u(2,3)*(u(2,3)/D3(i));
    H21(i) = U21(i)+U22(i)+U23(i);       % FRF (2° piso)

    U31(i) = u(3,1)*(u(3,1)/D1(i));
    U32(i) = u(3,2)*(u(3,2)/D2(i));
    U33(i) = u(3,3)*(u(3,3)/D3(i));
    H31(i) = U31(i)+U32(i)+U33(i);       % FRF (3° piso)
end

%Modos Vibracionais do Sistema 3GDL
figure (1)
subplot(311)
plot(yn,rn,'-gs',x1,n,'-s')
legend('Repouso','1° Modo de Vibrar da Estrutura'), grid
subplot(312)
plot(yn,rn,'-gs',x2,n,'-s')
legend('Repouso','2° Modo de Vibrar da Estrutura'), grid
subplot(313)
plot(yn,rn,'-gs',x3,n,'-s')
legend('Repouso','3° Modo de Vibrar da Estrutura'), grid

%FRF's do Sistema 3GDL
figure (2)
subplot(311)
semilogy(f(1:N/2-1),abs(U11(1:N/2-1)), 'r',f(1:N/2-1),abs(U12(1:N/2-1)), 'm',f(1:N/2-1),abs(U13(1:N/2-1)), 'g',f(1:N/2-1),abs(H11(1:N/2-1)), 'b.-')
title('Fig. 1a - FRF do sistema, H11(w) 1o piso')
ylabel('Amplitude H11'), xlabel('Frequência(Hz)'), grid
subplot(312)
semilogy(f(1:N/2-1),abs(U21(1:N/2-1)), 'r',f(1:N/2-1),abs(U22(1:N/2-1)), 'm',f(1:N/2-1),abs(U23(1:N/2-1)), 'g',f(1:N/2-1),abs(H21(1:N/2-1)), 'b.-')
title('Fig. 1b - FRF do sistema, H21(w) 2o piso')
ylabel('Amplitude H21'), xlabel('Frequência(Hz)'), grid
subplot(313)
semilogy(f(1:N/2-1),abs(U31(1:N/2-1)), 'r',f(1:N/2-1),abs(U32(1:N/2-1)), 'm',f(1:N/2-1),abs(U33(1:N/2-1)), 'g',f(1:N/2-1),abs(H31(1:N/2-1)), 'b.-')
title('Fig. 1c - FRF do sistema, H31(w) 3o piso')
ylabel('Amplitude H31'), xlabel('Frequência(Hz)'), grid

```

B.2 – Modelo Analítico do Sistema 4GDL.

```

% Estimação das Frequências Naturais e Modos de Vibração da Estrutura 4GDL
(Vibração Livre).
% Modelo de matriz dinâmica:[m]x''+[c]x'+[k]x=0; onde f(t)=0

```

```

% -----
clear all; close all; clc;

% Parâmetros Físicos:
E = 193*10^9;      % Módulo de Elasticidade do Aço Inox 304A [N/m^2]
d_inox = 7850;    % Densidade Aproximada do Aço Inox [kg/m^3]
d_aco = 7500;     % Densidade Aproximada do Aço Fundido [kg/m^3]
d_al = 2700;      % Densidade Aproximada do Alumínio [kg/m^3]
m_cant = 0.398;   % Massa da Cantoneira [kg]
m_M10 = 0.021;    % Massa do Parafuso M10 [kg]
p_M10 = 0.010;    % Massa da Porca M10 [kg]
m_M6 = 0.007;    % Massa do Parafuso M6 [kg]
p_M6 = 0.003;    % Massa da Porca M6 [kg]
a_M6 = 0.004;    % Massa da Arruela M6 [kg]
m_M12 = 0.026;   % Massa do Parafuso M12 [kg]

% Parâmetros Dimensionais
lc_p = 0.179;     % Comprimento médio de engaste final dos parafusos[m]
lc_t = 0.679;     % Comprimento total da coluna[m]
bc = 50*10^-3;   % Largura da coluna de Inóx [m]
hc = 0.97*10^-3; % Espessura da coluna de Inóx [m]
lp = 0.230;      % Comprimento dos Pisos das Estrutura e Base [m]
bp = 0.230;      % Largura dos Pisos da Estrutura e Base [m]
hp = 0.002;      % Espessura dos Pisos da Estrutura [m]
hb = 0.005;      % Espessura da Base da Estrutura [m]

%Equações Usuais para Cálculo da Massa da Estrutura
m_c = (lc_t*bc*hc)*d_inox; % Massa da Coluna da Estrutura [kg]
mp = (lp*bp*hp)*d_al;      % Massa dos Pisos da Estrutura [kg]
m_b = (lp*bp*hb)*d_aco;    % Massa da Base da Estrutura [kg]

mf_1 = (4*m_cant)+(16*(m_M10+p_M10))+(4*(m_M6+p_M6+a_M6));
% Massa dos Fixadores do 1°Piso [kg]
mf_2 = mf_1;
% Massa dos Fixadores do 2°Piso [kg]
mf_3 = (2*m_cant)+(8*(m_M10+p_M10))+(4*(m_M6+p_M6+a_M6));
% Massa dos Fixadores do 3°Piso [kg]
mf_b = (2*m_cant)+(8*(m_M10+p_M10))+(4*m_M12);
% Massa dos Fixadores da Base [kg]

mb = m_b+mf_b % Massa da Base da Estrutura [kg]
m1 = mp+mf_1 % Massa do 1°Piso da Estrutura [kg]
m2 = mp+mf_2 % Massa do 2°Piso da Estrutura [kg]
m3 = mp+mf_3 % Massa do 3°Piso da Estrutura [kg]
Mt = (m1+m2+m3)+mb+(4*m_c); % Massa Total da Estrutura

%Equações Usuais para Cálculo da Rigidez Equivalente da Estrutura
Ic = (bc*hc^3)/12; % Momento de inércia da Coluna [m^4]
kb = 11710 % Rigidez da base (molas de aço)
k1 = 4*(12*E*Ic)/(lc_p)^3 % Rigidez do 1° piso - 4 Chapas [N/m]
k2 = k1 % Rigidez do 2° piso - 4 Chapas [N/m]
k3 = k2 % Rigidez do 3° piso - 4 Chapas [N/m]
keq = 1/((1/k1)+(1/k2)+(1/k3)); % Rigidez Equivalente da Estrutura [N/m]

% Constantes de Amortecimento Médio da Estrutura (Experimental)
fn1_exp = 3.93; % 1° frequência natural experimental 4GDL
zeta_aco = 0.008; % fator de amortecimento das molas de aço

cb = 2*m1*(2*pi*fn1_exp)*zeta_aco
c1 = 0.79
c2 = 1.19
c3 = 1.39

% Matriz de Coeficientes de Influência de Inércia:
m = [mb 0 0 0;
     0 m1 0 0;
     0 0 m2 0;
     0 0 0 m3];

```

```

    0 0 0 m3];
% Matriz de Coeficientes de Influência de Amortecimento:
c = [(cb+c1) -c1 0 0;
     -c1 (c1+c2) -c2 0;
     0 -c2 (c2+c3) -c3;
     0 0 -c3 c3];
% Matriz de Coeficientes de Influência de Rigidez:
k = [(kb+k1) -k1 0 0;
     -k1 (k1+k2) -k2 0;
     0 -k2 (k2+k3) -k3;
     0 0 -k3 k3];

% Matriz de Coeficientes de Influência de Flexibilidade:
Ki = inv(k);
% Matriz Dinâmica da Estrutura {D = [inv(ki)].[m]}:
D = (Ki)*m;
% Matriz de Autovalores e Autovetores da Estrutura:
[v,d] = eig(D);

% Autovalores da Estrutura:
lambda1 = d(1,1); % lambda1 = 1/wn1^2
lambda2 = d(2,2); % lambda2 = 1/wn2^2
lambda3 = d(3,3); % lambda3 = 1/wn3^2
lambda4 = d(4,4); % lambda4 = 1/wn4^2

% Autovetores - Frequências Naturais da Estrutura:
wn1 = sqrt(1/lambda1); % 1° Frequência Natural [rad/s]
wn2 = sqrt(1/lambda2); % 2° Frequência Natural [rad/s]
wn3 = sqrt(1/lambda3); % 3° Frequência Natural [rad/s]
wn4 = sqrt(1/lambda4); % 4° Frequência Natural [rad/s]

fn1 = wn1/(2*pi) % 1° Frequência Natural [Hz]
fn2 = wn2/(2*pi) % 2° Frequência Natural [Hz]
fn3 = wn3/(2*pi) % 3° Frequência Natural [Hz]
fn4 = wn4/(2*pi) % 4° Frequência Natural [Hz]

% Vetor do 1° Modo de Vibrar da Estrutura:
X1 = [v(1,1)/v(1,1);
      v(2,1)/v(1,1);
      v(3,1)/v(1,1);
      v(4,1)/v(1,1)];
% Vetor do 2° Modo de Vibrar da Estrutura:
X2 = [v(1,2)/v(1,2);
      v(2,2)/v(1,2);
      v(3,2)/v(1,2);
      v(4,2)/v(1,2)];
% Vetor do 3° Modo de Vibrar da Estrutura:
X3 = [v(1,3)/v(1,3);
      v(2,3)/v(1,3);
      v(3,3)/v(1,3);
      v(4,3)/v(1,3)];
% Vetor do 4° Modo de Vibrar da Estrutura:
X4 = [v(1,4)/v(1,4);
      v(2,4)/v(1,4);
      v(3,4)/v(1,4);
      v(4,4)/v(1,4)];

% Gráficos das Formas Modais:
rn = linspace(0,4,5);
yn = zeros(size(rn));
n = [0 1 2 3 4];

x1 = [0 X1(1) X1(2) X1(3) X1(4)];
x2 = [0 X2(1) X2(2) X2(3) X2(4)];
x3 = [0 X3(1) X3(2) X3(3) X3(4)];
x4 = [0 X4(1) X4(2) X4(3) X4(4)];

```

```

% Matriz modal 4GDL
u=[X1 X2 X3 X4]

M = u'*m*u;           % Matriz diagonalizada de massa
K = u'*k*u;           % Matriz diagonalizada de rigidez
C = u'*c*u;           % Matriz diagonalizada de amortecimento

% Razão de amortecimentos [zet=c/2.*sqrt(m.k)]
zet1 = C(1,1)/(2*sqrt(M(1,1)*K(1,1)));
zet2 = C(2,2)/(2*sqrt(M(2,2)*K(2,2)));
zet3 = C(3,3)/(2*sqrt(M(3,3)*K(3,3)));
zet4 = C(4,4)/(2*sqrt(M(4,4)*K(4,4)));

disp(' ')
disp('matriz de massa normaliz. M [kg]')
disp(M)
disp('matriz de amortec. normaliz. C [kg/s]')
disp(C)
disp('matriz de rigidez normaliz. K [N/m]')
disp(K)

% Geração de curvas FRFs
f = [0: 0.1: 40];      % vetor de frequências (Hz)
w = 2*pi*f;           % vetor de frequências (rad/s)
r1 = w/wn1; r2 = w/wn2; % razão de frequências
r3 = w/wn3; r4 = w/wn4;

% Geração das FRFs do sistema: H11(w), H21(w), H31(w)
j = sqrt(-1);
N = max(size(f));

% Vetores Modais
for i=1:N
    D1(i) = K(1,1)*(1-r1(i)^2+j*2*zet1*r1(i));
    D2(i) = K(2,2)*(1-r2(i)^2+j*2*zet2*r2(i));
    D3(i) = K(3,3)*(1-r3(i)^2+j*2*zet3*r3(i));
    D4(i) = K(4,4)*(1-r4(i)^2+j*2*zet4*r4(i));

    U11(i) = u(1,1)*(u(1,1)/D1(i));
    U12(i) = u(1,2)*(u(1,2)/D2(i));
    U13(i) = u(1,3)*(u(1,3)/D3(i));
    U14(i) = u(1,4)*(u(1,4)/D4(i));
    H11(i) = U11(i)+U12(i)+U13(i)+U14(i);           % FRF (1° piso)

    U21(i) = u(2,1)*(u(2,1)/D1(i));
    U22(i) = u(2,2)*(u(2,2)/D2(i));
    U23(i) = u(2,3)*(u(2,3)/D3(i));
    U24(i) = u(2,4)*(u(2,4)/D4(i));
    H21(i) = U21(i)+U22(i)+U23(i)+U24(i);           % FRF (2° piso)

    U31(i) = u(3,1)*(u(3,1)/D1(i));
    U32(i) = u(3,2)*(u(3,2)/D2(i));
    U33(i) = u(3,3)*(u(3,3)/D3(i));
    U34(i) = u(3,4)*(u(3,4)/D4(i));
    H31(i) = U31(i)+U32(i)+U33(i)+U34(i);           % FRF (3° piso)
end

% Modos Vibracionais do Sistema 4GDL
figure (1)
subplot(411)
plot(yn, rn, '-gs', x1, n, '-s')
legend('Repouso', '1° Modo de Vibrar da Estrutura'), grid
subplot(412)
plot(yn, rn, '-gs', x2, n, '-s')
legend('Repouso', '2° Modo de Vibrar da Estrutura'), grid
subplot(413)
plot(yn, rn, '-gs', x3, n, '-s')

```

```

legend('Repouso', '3° Modo de Vibrar da Estrutura'), grid
subplot(414)
plot(yn, rn, '-gs', x4, n, '-s')
legend('Repouso', '4° Modo de Vibrar da Estrutura'), grid

% FRF's do Sistema 4GDL
figure (2)
subplot(311)
semilogy(f(1:N/2-1), abs(U11(1:N/2-1)), 'r', f(1:N/2-1), abs(U12(1:N/2-1)), 'm', f(1:N/2-1), abs(U13(1:N/2-1)), 'g', f(1:N/2-1), abs(U14(1:N/2-1)), 'k', f(1:N/2-1), abs(H11(1:N/2-1)), 'b.-')
title('Fig. 1a - FRF do sistema, H11(w) 1o piso')
ylabel('Amplitude H11'), xlabel('Frequência(Hz)'), grid
subplot(312)
semilogy(f(1:N/2-1), abs(U21(1:N/2-1)), 'r', f(1:N/2-1), abs(U22(1:N/2-1)), 'm', f(1:N/2-1), abs(U23(1:N/2-1)), 'g', f(1:N/2-1), abs(U24(1:N/2-1)), 'k', f(1:N/2-1), abs(H21(1:N/2-1)), 'b.-')
title('Fig. 1b - FRF do sistema, H21(w) 2o piso')
ylabel('Amplitude H21'), xlabel('Frequência(Hz)'), grid
subplot(313)
semilogy(f(1:N/2-1), abs(U31(1:N/2-1)), 'r', f(1:N/2-1), abs(U32(1:N/2-1)), 'm', f(1:N/2-1), abs(U33(1:N/2-1)), 'g', f(1:N/2-1), abs(U34(1:N/2-1)), 'k', f(1:N/2-1), abs(H31(1:N/2-1)), 'b.-')
title('Fig. 1c - FRF do sistema, H31(w) 3o piso')
ylabel('Amplitude H31'), xlabel('Frequência(Hz)'), grid

```

B.3 – Modelo Analítico dos Atenuadores no Contraventamento.

```

% Projeto das molas helicoidais LMF incorporadas na estrutura
% para técnica do contraventamento lateral.
% Rotina(Calcula_Contraventamento_tese)
% -----
clear all; close all; clc;

% Parâmetros das excitações:
delta_m_i1 = 3; % Deslocamento da mola 1°Piso [mm] "Medido": Vibração Livre [25N]
delta_m_i2 = 3; % Deslocamento da mola 2°Piso [mm] "Medido": Vibração Livre [25N]
delta_m_i3 = 4; % Deslocamento da mola 3°Piso [mm] "Medido": Vibração Livre [25N]
Y = 0.4; % Amplitude de pico de entrada na Base [mm] "Medida": Vibração Forçada
Td11 = 48.07; % Transmissibilidade do 1° Piso na 1° Freq.[adm.]: Vibração Forçada
Td21 = 84.83; % Transmissibilidade do 2° Piso na 1° Freq. [adm.]: Vibração Forçada
Td31 = 91.00; % Transmissibilidade do 3° Piso na 1° Freq.[adm.]: Vibração Forçada

% Parâmetros físicos da estrutura e molas LMF:
l = 225; % Comprimento das Colunas da estrutura [mm]
P = 230; % Comprimento dos Pisos da estrutura [mm]
d = 0.9; % Diâmetro do fio da mola [mm]
D = 10; % Diâmetro da mola [mm]
G = 32.5; % Módulo de elasticidade transversal Martensítico da LMF [GPa]
B = 0.05; % Fator de amortecimento histerético médio de LMF NiTi [adm.]
N_fuso = 33; % Número de espiras do fuso mecânico [und.]
Lu_fuso = 100; % Comprimento útil do fuso [mm]
offset = 300; % Pré-deformação da mola [%]
e_max = 500; % Deformação máxima admissível da mola [%]
Nm = 5; % Número de espiras do elemento de mola [und.]: Vibração Livre

% Equações usuais preliminares:
CD_m = N_fuso/Lu_fuso; % Coef. dimensional da mola [adm]
Lu_m = Nm/CD_m; % Comprimento útil da mola [mm]: Vibração Livre
k_m = ((d*10^-3)^4*(G*10^9))/(8*Nm*(D*10^-3)^3);
% Rigidez efetiva de uma mola helicoidal [N/m]: Vibração Livre
Vm = ((D*Nm*(pi*d)^2)/4)*10^-9;
% Volume de material efetivo de uma mola helicoidal [m^3]: Vibração Livre

% Critérios de projeto:

```

```

e_m = (e_max - offset); % Deformação aceitável imposta a mola [%]
Dj = sqrt((l^2)+(P^2));
% Diagonais do sistema estático [mm] 1° modo: Vibração Forçada
X11 = Td11*Y;      % Deslocamento máximo no 1°Piso [mm] 1° modo: Vibração Forçada
X21 = Td21*Y;      % Deslocamento máximo no 2°Piso [mm] 1° modo: Vibração Forçada
X31 = Td31*Y;      % Deslocamento máximo no 3°Piso [mm] 1° modo: Vibração Forçada

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Projeto do Contraventamento Para Vibração Livre

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

%Analisando Todo o Espectro de Vibração:

ei_m1 = (delta_m_i1/Lu_m)*100 % Deformação efetiva da mola no 1°Piso [%]
Ed_m1 = (pi*B*k_m*((delta_m_i1*10^-3)^2))*10^-6;
% Energia dissipada de uma mola no 1°Piso [MJ]
Ed_mv1 = (Ed_m1/Vm);
% Energia dissipada por volume de material de uma mola no 1°Piso [MJ/m^3]
Ed_total1 = 2*Ed_mv1
% Energia total dissipada no 1°Piso: 02 molas totais [MJ/m^3]

if ei_m1 > e_m
    ei_m1_extrapola = (ei_m1 - e_m)
    disp('Haverá plastificação das molas no contraventamento do 1° Piso [Vibração
Livre]: Considerar a substituição dos elementos')
end

ei_m2 = (delta_m_i2/Lu_m)*100 % Deformação efetiva da mola no 2°Piso [%]
Ed_m2 = (pi*B*k_m*((delta_m_i2*10^-3)^2))*10^-6;
% Energia dissipada de uma mola no 2°Piso [MJ]
Ed_mv2 = (Ed_m2/Vm);
% Energia dissipada por volume de material de uma mola no 2°Piso [MJ/m^3]
Ed_total2 = 2*Ed_mv2
% Energia total dissipada no 2°Piso: 02 molas totais [MJ/m^3]

if ei_m2 > e_m
    ei_m2_extrapola = (ei_m2 - e_m)
    disp('Haverá plastificação das molas no contraventamento do 2° Piso [Vibração
Livre]: Considerar a substituição dos elementos')
end

ei_m3 = (delta_m_i3/Lu_m)*100 % Deformação efetiva da mola no 3°Piso [%]
Ed_m3 = (pi*B*k_m*((delta_m_i3*10^-3)^2))*10^-6;
% Energia dissipada de uma mola no 3°Piso [MJ]
Ed_mv3 = (Ed_m3/Vm);
% Energia dissipada por volume de material de uma mola no 3°Piso [MJ/m^3]
Ed_total3 = 2*Ed_mv3
% Energia total dissipada no 3°Piso: 02 molas totais [MJ/m^3]

if ei_m3 > e_m
    ei_m3_extrapola = (ei_m3 - e_m)
    disp('Haverá plastificação das molas no contraventamento do 3° Piso [Vibração
Livre]: Considerar a substituição dos elementos')
end

Ed_total_livre = (Ed_total1+Ed_total2+Ed_total3)
% Energia total dissipada pelo contraventamento em vibração livre

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Projeto do Contraventamento Para Vibração Forçada

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

%Analisando o Primeiro Modo de Vibração: 1° Frequência Natural [Hz]

```

```

% Cálculo das diagonais deslocadas:
D11_T = sqrt((l^2)+(P+(X11-0))^2);
% Diagonal cruzada que traciona a mola no 1ºPiso [mm]
D11_C = sqrt((l^2)+(P-(X11-0))^2);
% Diagonal cruzada que comprime a mola no 1ºPiso [mm]

D21_T = sqrt((l^2)+(P+(X21-X11))^2);
% Diagonal cruzada que traciona a mola no 2ºPiso [mm]
D21_C = sqrt((l^2)+(P-(X21-X11))^2);
% Diagonal cruzada que comprime a mola no 2ºPiso [mm]

D31_T = sqrt((l^2)+(P+(X31-X21))^2);
% Diagonal cruzada que traciona a mola no 3ºPiso [mm]
D31_C = sqrt((l^2)+(P-(X31-X21))^2);
% Diagonal cruzada que comprime a mola no 3ºPiso [mm]

% Cálculo da elongação máxima dos pisos:
delta11_T = D11_T - Dj; % Elongação cruzada que traciona a mola no 1ºPiso [mm]
delta11_T = round(delta11_T)
delta11_C = D11_C - Dj; % Elongação cruzada que comprime a mola no 1ºPiso [mm]
delta11_C = round(delta11_C)

delta21_T = D21_T - Dj; % Elongação cruzada que traciona a mola no 2ºPiso [mm]
delta21_T = round(delta21_T)
delta21_C = D21_C - Dj; % Elongação cruzada que comprime a mola no 2ºPiso [mm]
delta21_C = round(delta21_C)

delta31_T = D31_T - Dj; % Elongação cruzada que traciona a mola no 3ºPiso [mm]
delta31_T = round(delta31_T)
delta31_C = D31_C - Dj; % Elongação cruzada que comprime a mola no 3ºPiso [mm]
delta31_C = round(delta31_C)

% Cálculo do número de espiras eficiente em cada piso

Nm_11 = ((delta11_T*CD_m)/(e_m/100));
Nm_11 = ceil(Nm_11) % Número de espiras eficientes no 1ºPiso

k_m_11 = ((d*10^-3)^4*(G*10^9))/(8*Nm_11*(D*10^-3)^3);
% Rigidez efetiva de uma mola helicoidal no 1ºPiso [N/m]
Vm_11 = ((D*Nm_11*((pi*d)^2))/4)*10^-9;
% Volume de material efetivo de uma mola helicoidal no 1ºPiso [m^3]
Ed_m_11 = (pi*B*k_m_11*((delta11_T*10^-3)^2))*10^-6;
% Energia dissipada de uma mola no 1ºPiso [MJ]
Ed_mv_11 = (Ed_m_11/Vm_11);
% Energia dissipada por volume de material de uma mola no 1ºPiso [MJ/m^3]
Ed_total_11 = 2*Ed_mv_11
% Energia total dissipada no 1ºPiso: 02 molas [MJ/m^3]

Nm_21 = ((delta21_T*CD_m)/(e_m/100));
Nm_21 = ceil(Nm_21) % Número de espiras eficientes no 2ºPiso

k_m_21 = ((d*10^-3)^4*(G*10^9))/(8*Nm_21*(D*10^-3)^3);
% Rigidez efetiva de uma mola helicoidal no 2ºPiso [N/m]
Vm_21 = ((D*Nm_21*((pi*d)^2))/4)*10^-9;
% Volume de material efetivo de uma mola helicoidal no 2ºPiso [m^3]
Ed_m_21 = (pi*B*k_m_21*((delta21_T*10^-3)^2))*10^-6;
% Energia dissipada de uma mola no 2ºPiso [MJ]
Ed_mv_21 = (Ed_m_21/Vm_21);
% Energia dissipada por volume de material de uma mola no 2ºPiso [MJ/m^3]
Ed_total_21 = 2*Ed_mv_21
% Energia total dissipada no 2ºPiso: 02 molas [MJ/m^3]

Nm_31 = ((delta31_T*CD_m)/(e_m/100));
Nm_31 = ceil(Nm_31) % Número de espiras eficientes no 3ºPiso

k_m_31 = ((d*10^-3)^4*(G*10^9))/(8*Nm_31*(D*10^-3)^3);

```

```

% Rigidez efetiva de uma mola helicoidal no 3ºPiso [N/m]
Vm_31 = ((D*Nm_31*((pi*d)^2))/4)*10^-9;
% Volume de material efetivo de uma mola helicoidal no 3ºPiso [m^3]
Ed_m_31 = (pi*B*k_m_31*((delta31_T*10^-3)^2))*10^-6;
% Energia dissipada de uma mola no 3ºPiso [MJ]
Ed_mv_31 = (Ed_m_31/Vm_31);
% Energia dissipada por volume de material de uma mola no 3ºPiso [MJ/m^3]
Ed_total_31 = 2*Ed_mv_31
% Energia total dissipada no 3ºPiso: 02 molas [MJ/m^3]

Ed_total_forcada = (Ed_total_11+Ed_total_21+Ed_total_31)
% Energia total dissipada pelo contraventamento em vibração forçada

Lu_m_11 = Nm_11/CD_m      % Comprimento útil do elemento de mola do 1ºPiso [mm]
eT_m_11 = (delta11_T*100)/Lu_m_11 % Deformação imposta a mola no 1ºPiso [%]

if(Nm_11>5)
    disp('A quantidade de espiras ativas nas molas é excessiva, considerar outra
técnica de controle passivo na estrutura')
else
end

Lu_m_21 = Nm_21/CD_m      % Comprimento útil do elemento de mola do 2ºPiso [mm]
eT_m_21 = (delta21_T*100)/Lu_m_21 % Deformação imposta a mola no 2ºPiso [%]

if(Nm_21>5)
    disp('A quantidade de espiras ativas nas molas é excessiva, considerar outra
técnica de controle passivo na estrutura')
else
end

Lu_m_31 = Nm_31/CD_m      % Comprimento útil do elemento de mola do 3ºPiso [mm]
eT_m_31 = (delta31_T*100)/Lu_m_31 % Deformação imposta a mola no 3ºPiso [%]

if(Nm_31>5)
    disp('A quantidade de espiras ativas nas molas é excessiva, considerar outra
técnica de controle passivo na estrutura')
else
end

```

B.4 – Modelo Analítico dos Atenuadores no AMS.

```

% Projeto do AMS para aplicação da técnica do absorvedor de
% massa sintonizada com dispositivo secundário
% Rotina(Calcula_AMS_Tese)
% -----
clear all; close all; clc;

% Parâmetros das excitações:
fn1 = 4.0;      % 1º Frequência natural da Estrutura [Hz]: Vibração livre
fn2 = 11.5;     % 2º Frequência natural da Estrutura [Hz]: Vibração livre
fn3 = 17.0;     % 3º Frequência natural da Estrutura [Hz]: Vibração livre
delta_m_i = 2; % Deslocamento da mola no AMS [mm] "Medido": Vibração Livre [25N]
Y = 0.4*10^-3;
% Amplitude de pico de entrada na Base [m] "Medida": Vibração Forçada
Td32 = 48.83;
% Transmissibilidade do 3º Piso na 2º Frequência [adm.]: Vibração Forçada
fn32 = 11.54;
% 2º Frequência natural da Estrutura medida no 3º Piso [Hz]: Vibração Forçada

% Parâmetros físicos do AMS, da estrutura e molas LMF:
Mt = 10.33;     % Massa total da estrutura [kg]
m3 = 1.39;      % Massa do 3º Piso da Estrutura [kg]
l_piso = 0.225 % Altura do Piso da estrutura [m]
P_piso = 0.230 % Largura do Piso da estrutura [m]
b_cant_EST = 0.038 % Largura da canteira da estrutura [m]

```

```

D_AMS = 0.044;      % Diâmetro da Massa do AMS [m]
b_AMS = 0.029;     % Largura das hastes do AMS [m]
h_AMS = 0.0008;   % Espessura das hastes do AMS [m]
l_cant_AMS = 0.025 % Altura da cantoneira do AMS [m]
m_AMS = 0.250;    % Massa do AMS [kg]
m_cant = 0.082;   % Massa da cantoneira do AMS [kg]
p_AMS = 7850;     % Massa específica da haste de aço INOX do AMS [kg/m^3]
p_LMF = 6450;     % Densidade da LMF NiTi equiatômica [kg/m^3]
E_AMS = 193*10^9; % Módulo de elasticidade das hastes do AMS (N/m^2)
d = 0.9;         % Diâmetro do fio da mola [mm]
D = 10;         % Diâmetro da mola [mm]
Nm = 1;         % Número de espiras do elemento de mola [und.]
G = 32.5;       % Módulo de elasticidade transversal Martensítico da LMF [GPa]
B = 0.05;       % Fator de amortecimento histerético médio de LMF NiTi [adm.]
e_max = 500;    % Deformação máxima admissível da mola [%]
offset = 300;   % Pré-deformação da mola [%]
N_fuso = 33;    % Número de espiras do fuso mecânico [und.]
Lu_fuso = 100;  % Comprimento útil do fuso [mm]

% Equações usuais preliminares:
Ic = (b_AMS*h_AMS^3)/12;
% Momento de inércia de área das colunas da estrutura (m^4)
Vm = (D*Nm*((pi*d)^2))/4;
% Volume de material efetivo de uma mola helicoidal [mm^3]
mh = (p_LMF*10^-9)*Vm; % Massa efetiva de uma mola helicoidal [kg]
CD_m = N_fuso/Lu_fuso; % Coef. dimensional da mola [adm]
Lu_m = Nm/CD_m; % Comprimento útil do elemento de mola [mm]
k_m = ((d*10^-3)^4*(G*10^9))/(8*Nm*(D*10^-3)^3);
% Rigidez efetiva de uma mola helicoidal [N/m]
Vm = ((D*Nm*((pi*d)^2))/4)*10^-9;
% Volume de material efetivo de uma mola helicoidal [m^3]

% Critérios de projeto:
e_m = (e_max - offset);
% Deformação de pico aceitável imposta a mola [%]

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Projeto do AMS Para Vibração Livre

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

l_AMS_fn1 = nthroot(((E_AMS*b_AMS*h_AMS^3)/(4*m_AMS*((2*pi*fn1)^2))),3) %
Comprimento da haste do AMS em fn1 [m]
l_AMS_fn2 = nthroot(((E_AMS*b_AMS*h_AMS^3)/(4*m_AMS*((2*pi*fn2)^2))),3) %
Comprimento da haste do AMS em fn2 [m]
l_AMS_fn3 = nthroot(((E_AMS*b_AMS*h_AMS^3)/(4*m_AMS*((2*pi*fn3)^2))),3) %
Comprimento da haste do AMS em fn3 [m]

k_AMS_fn1 = (3*E_AMS*Ic)/(l_AMS_fn1^3) % Rigidez estrutural do AMS em fn1 [N/m]
k_AMS_fn2 = (3*E_AMS*Ic)/(l_AMS_fn2^3) % Rigidez estrutural do AMS em fn2 [N/m]
k_AMS_fn3 = (3*E_AMS*Ic)/(l_AMS_fn3^3) % Rigidez estrutural do AMS em fn3 [N/m]

m_h_AMS_fn1 = p_AMS*b_AMS*h_AMS*l_AMS_fn1 % Massa da haste do AMS em fn1 [kg]
m_h_AMS_fn2 = p_AMS*b_AMS*h_AMS*l_AMS_fn2 % Massa da haste do AMS em fn2 [kg]
m_h_AMS_fn3 = p_AMS*b_AMS*h_AMS*l_AMS_fn3 % Massa da haste do AMS em fn3 [kg]

% Critérios de projeto:
m_AMS_total = m_AMS+2*m_cant+m_h_AMS_fn2+2*mh
% Massa total do sistema AMS no caso testado (fn2) [kg]
if m_AMS_total > 0.05*Mt
% A massa do AMS deve ser inferior a 5% da massa da estrutura
disp('A massa do AMS extrapola os limites aceitáveis para sistemas de
absorvedores sintonizados')
end
ei_m = (delta_m_i/Lu_m)*100 % Deformação efetiva da mola no AMS [%]
Ed_m_i = (pi*B*k_m*((delta_m_i*10^-3)^2))*10^-6;

```

```

% Energia dissipada de uma mola no AMS [MJ]
Ed_mv_i = (Ed_m_i/Vm);
% Energia dissipada por volume de material de uma mola no AMS [MJ/m^3]
Ed_total_i = 2*Ed_mv_i
% Energia total dissipada no AMS: 02 molas totais [MJ/m^3]
if ei_m > e_m
    ei_m_extrapola = (ei_m - e_m)
    disp('Haverá plastificação das molas no DRIV: Considerar a substituição dos
elementos')
end

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Projeto do AMS Para Vibração Forçada

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

li = (l_AMS_fn2-(D_AMS/2))
b = (l_piso-l_cant_AMS-li)
ai = ((P_piso/2)-b_cant_EST)

alpha = asin((4*m3*Td32*Y*((2*pi*fn32)^2)*(li^2))/(E_AMS*b_AMS*(h_AMS^3)))
alpha_graus =
(asin((4*m3*Td32*Y*((2*pi*fn32)^2)*(li^2))/(E_AMS*b_AMS*(h_AMS^3)))*180)/pi

teta_i = atan(ai/b)
teta_i_graus = ((atan(ai/b))*180)/pi
ci = (b/cos(teta_i))

delta_b = li*(1-(cos(alpha)));
x = li*sin(alpha);

teta_f1 = atan((ai-x)/(b+delta_b));
teta_f1_graus = (atan((ai-x)/(b+delta_b))*180)/pi
teta_f2 = atan((ai+x)/(b+delta_b))
teta_f2_graus = (atan((ai+x)/(b+delta_b))*180)/pi

cf1 = ((b+delta_b)/(cos(teta_f1)))
cf2 = ((b+delta_b)/(cos(teta_f2)))

delta_m_AMS1= (cf1 - ci)*10^3
delta_m_AMS2= (cf2 - ci)*10^3

% Critérios de projeto:
ey1_m = (abs(delta_m_AMS1)/Lu_m)*100 % Deformação efetiva da mola no AMS [%]
Ed_m_y1 = (pi*B*k_m*((abs(delta_m_AMS1))*10^-3)^2)*10^-6;
% Energia dissipada de uma mola no AMS [MJ]
Ed_mv_y1 = (Ed_m_y1/Vm);
% Energia dissipada por volume de material de uma mola no AMS [MJ/m^3]
if ey1_m > e_m
    ey1_m_extrapola = (ey1_m - e_m)
    disp('Haverá plastificação das molas no DRIV: Considerar a substituição dos
elementos')
end
ey2_m = (abs(delta_m_AMS2)/Lu_m)*100 % Deformação efetiva da mola no AMS [%]
Ed_m_y2 = (pi*B*k_m*((abs(delta_m_AMS2))*10^-3)^2)*10^-6;
% Energia dissipada de uma mola no AMS [MJ]
Ed_mv_y2 = (Ed_m_y2/Vm);
% Energia dissipada por volume de material de uma mola no AMS [MJ/m^3]
if ey2_m > e_m
    ey2_m_extrapola = (ey2_m - e_m)
    disp('Haverá plastificação das molas no DRIV: Considerar a substituição dos
elementos')
end
Ed_total_y = Ed_mv_y1+Ed_mv_y2
% Energia total dissipada no AMS: 02 molas totais [MJ/m^3]

```

B.5 – Modelo Analítico dos Atenuadores no DRIV.

```

% Projeto das molas helicoidais LMF incorporadas no sistema DRIV
% para técnica do isolamento de base na Estrutura.
% Rotina(Calcula_DRIV_tese): Configuração varia os pares de molas
% -----
clear all; close all; clc;

% Parâmetros das Excitações:
u = 0.15;      % Coeficiente de atrito estático metal lubrificado [adm]
Ag = 9.81;    % Aceleração da gravidade [m/s^2]
Fi_max = 25;
% Força máxima aplicada com impacto de martelo [N]: Vibração Livre [25N]
a_max = 2.8;
% Acelerações de pico a pico [g]: Vibração Sísmica [Nord: 2.8g & Mend: 4.0g]
Y = 0.4;
% Amplitude de pico de entrada na Base [mm] "Medida": Vibração Forçada [0.4 mm]
fn_max = 19;
% Frequência de excitação máxima aplicada [Hz]: Vibração Forçada

% Parâmetros Físicos da estrutura e molas:
Mt = 10.33;   % Massa total da estrutura [kg]
G = 32.5;    % Módulo de elasticidade transversal Martensítico da LMF [GPa]
B = 0.05;    % Fator de amortecimento histerético médio de LMF NiTi [adm.]
G_aco = 75;  % Módulo de elasticidade transversal do aço [GPa]
p_LMF = 6450; % Densidade da LMF NiTi equiatômica [kg/m^3]
p_aco = 7860; % Densidade do aço comum [kg/m^3]
d = 0.9;    % Diâmetro do fio da mola LMF [mm]
d_aco = 2.8; % Diâmetro do fio da mola de aço [mm]
D = 10;    % Diâmetro da mola LMF [mm]
D_aco = 27; % Diâmetro da mola de aço [mm]
N_fuso = 33; % Número de espiras do fuso mecânico LMF [und.]
Lu_fuso = 100; % Comprimento útil do fuso LMF [mm]
N_fuso_aco = 8; % Número de espiras do fuso mecânico do aço [und.]
Lu_fuso_aco = 82; % Comprimento útil do fuso do aço [mm]
delta_min_DRIV = 30; % Deslocamento útil mínimo permissível pelo DRIV [mm]
delta_max_DRIV = 100; % Deslocamento útil máximo permissível pelo DRIV [mm]
Nm = 5;    % Número de espiras do elemento de mola LMF [und.]
Nm_aco = 5; % Número de espiras do elemento de mola de aço [und.]
e_max = 500; % Deformação máxima admissível da mola [%]
offset = 300; % Pré-deformação da mola [%]
n=0;      % Valor inicial de par de molas adicional [adm]

% Equações usuais preliminares:
Fs_T = u*(Mt*(a_max)*Ag);
% Ft pelo sismo da vibração sísmica na estrutura
Fi_T = Fi_max - (u*(Mt*Ag));
% Ft pelo impulso da vibração livre na estrutura
Fy_T = u*Mt*Y*(2*pi*fn_max)^2;
% Ft pela vibração forçada harmônica na estrutura
CD_m = N_fuso/Lu_fuso; % Coef. dimensional da mola LMF [adm]
I_m = D/d; % Índice de mola LMF [adm]
CD_m_aco = N_fuso_aco/Lu_fuso_aco; % Coef. dimensional da mola de aço [adm]
I_m_aco = D_aco/d_aco; % Índice de mola aço [adm]
Lu_m = Nm/CD_m; % Comprimento útil do elemento de mola LMF [mm]
Lu_m_aco = Nm_aco/CD_m_aco; % Comprimento útil do elemento de mola de aço [mm]
Lu_DRIV = Lu_m + ((offset/100)*Lu_m);
% Deslocamento calibrado em cada lado do DRIV na LMF (mm)
Lu_DRIV_aco = Lu_m_aco;
% Deslocamento calibrado em cada lado do DRIV do aço (mm)
delta = 0.7*Lu_DRIV;
% Deslocamento admissível da estrutura e molas [mm] (70% de Lu_DRIV)
Vm = ((D*Nm*((pi*d)^2))/4)*10^-9;
% Volume de material efetivo de uma mola helicoidal LMF [m^3]
Vm_aco = (((D_aco*Nm_aco*((pi*d_aco)^2))/4)*10^-9);
% Volume de material efetivo de uma mola helicoidal de aço [m^3]

```

```

mh = (p_LMF*Vm)*10^3;
% Massa efetiva de uma mola helicoidal LMF [g]
mh_aco = (p_aco*Vm_aco)*10^3;
% Massa efetiva de uma mola helicoidal de aço [g]
k_m = ((d*10^-3)^4*(G*10^9))/(8*Nm*(D*10^-3)^3);
% Rigidez efetiva de uma mola helicoidal LMF [N/m]
k_m_aco = ((d_aco*10^-3)^4*(G_aco*10^9))/(8*Nm_aco*(D_aco*10^-3)^3);
% Rigidez efetiva de uma mola helicoidal de aço [N/m]

% Critérios de projeto:
e_m = (e_max - offset);
% Deformação de pico aceitável imposta a mola [%]

for d = 0.9

    if(Lu_DRIV<delta_min_DRIV)
        disp('O deslocamento calibrado no DRIV não atende ao limite mínimo')
        break
    elseif((delta_min_DRIV<=Lu_DRIV)&(delta_max_DRIV>=Lu_DRIV))
        disp('O deslocamento calibrado no DRIV está dentro dos limites dimensionais')
    else
        disp('O deslocamento calibrado no DRIV não atende ao limite máximo')
        break
    end

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Projeto do DRIV Para Vibração Livre

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

for n=0
if Fi_max < (u*Mt*Ag)
    disp('O impulso é menor que (m.g), não há def.% do DRIV na estrutura')
    break
else
end
ei_m = ((D^3)*(0.4)*(Fi_max - (u*Mt*Ag))/((d^4)*G*(n+1)))*CD_m;
if ei_m <= e_m
    disp('O projeto do DRIV sob impulso na estrutura é adequado')
else
    disp('Modificar o DRIV na estrutura sob impulso: Adicionar pares de
molas')
    for n=0:1:3
ei_m = ((D^3)*(0.4)*(Fi_max - (u*Mt*Ag))/((d^4)*G*(n+1)))*CD_m;
if ei_m <= e_m
        break
    else
    end
    end
end

pares_molas_totais_i=n+1;
% Pares totais de molas LMF no DRIV sob impulso [und.]
mt_DRIV_i = mh*(2*pares_molas_totais_i);
% Massa total das molas LMF no DRIV sob impulso [g]
ei_m;
% Deformação imposta a mola LMF sob impulso [%]
delta_m_i=(ei_m/100)*Lu_m;
% Deslocamento efetivo da mola LMF sob impulso [mm]
Ed_m_i = (pi*B*k_m*((delta_m_i*10^-3)^2))*10^-6;
% Energia dissipada de uma mola LMF no DRIV sob impulso [MJ]
Ed_mv_i = (Ed_m_i/Vm);
% Energia dissipada por volume de uma mola LMF sob impulso [MJ/m^3]
Ed_total_i = (2*pares_molas_totais_i)*Ed_mv_i;
% Energia total dissipada no DRIV sob impulso: "n" molas totais LMF [MJ/m^3]

```

```

ei_m_aco = ((D_aco^3)*(0.4)*(Fi_max - (u*Mt*Ag)))/((d_aco^4)*G_aco*(0+1))*CD_m_aco;
% Deformação imposta a mola de aço sob impulso [%]
delta_m_i_aco=(ei_m_aco/100)*Lu_m_aco;
% Deslocamento efetivo da mola de aço sob impulso [mm]

if delta_m_i > delta
    delta_m_i_extrapola = (delta_m_i - delta)
    disp('O deslocamento efetivo no DRIV extrapola os limites: Perigo de avaria do
sistema')
    break
end
if ei_m > e_m
    ei_m_extrapola = (ei_m - e_m)
    disp('Haverá plastificação das molas no DRIV: Considerar a substituição dos
elementos')
end
end

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Projeto do DRIV Para Vibração Sísmica
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

for n=0
    es_m = ((4*u*Mt*(a_max)*(D^3))/((d^4)*G*(n+1)))*CD_m;
    if es_m <= e_m
        disp('O projeto do DRIV sob sismo na estrutura é adequado')
    else
        disp('Modificar o DRIV na estrutura sob sismo: Adicionar pares de molas')
        for n=0:1:3
            es_m = ((4*u*Mt*(a_max)*(D^3))/((d^4)*G*(n+1)))*CD_m;
            if es_m <= e_m
                break
            else
                end
            end
        end
    end

pares_molas_totais_s=n+1;
% Parêes totais de molas LMF no DRIV sob sismo [und.]
mt_DRIV_s = mh*(2*pares_molas_totais_s);
% Massa total das molas LMF no DRIV sob sismo [g]
es_m;
% Deformação imposta a mola LMF sob sismo [%]
delta_m_s=(es_m/100)*Lu_m;
% Deslocamento efetivo da mola LMF sob sismo [mm]
Ed_m_s = (pi*B*k_m*((delta_m_s*10^-3)^2))*10^-6
% Energia dissipada de uma mola LMF no DRIV sob sismo [MJ]
Ed_mv_s = (Ed_m_s/Vm)
% Energia dissipada por volume de uma mola LMF sob sismo [MJ/m^3]
Ed_total_s = (2*pares_molas_totais_s)*Ed_mv_s
% Energia total dissipada no DRIV sob sismo: "n" molas totais LMF [MJ/m^3]
es_m_aco = ((4*u*Mt*(a_max)*(D_aco^3))/((d_aco^4)*G_aco*(0+1)))*CD_m_aco;
% Deformação imposta a mola de aço sob sismo [%]
delta_m_s_aco=(es_m_aco/100)*Lu_m_aco;
% Deslocamento efetivo da mola de aço sob sismo [mm]

if delta_m_s > delta
    delta_m_s_extrapola = (delta_m_s - delta)
    disp('O deslocamento efetivo no DRIV extrapola os limites: Perigo de avaria do
sistema')
    break
end
if es_m > e_m
    es_m_extrapola = (es_m - e_m)

```

```

disp('Haverá plastificação das molas no DRIV: Considerar a substituição dos
elementos')
end
end

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Projeto do DRIV Para Vibração Forçada

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

for n=0
ey_m = (((D^3)*(0.4*10^-3)*u*Mt*Y*(2*pi*fn_max)^2)/((d^4)*G*(n+1)))*CD_m;
if ey_m <= e_m
disp('O projeto do DRIV sob vibração forçada de base na estrutura é
adequado')
else
disp('Modificar o DRIV na estrutura sob vibração forçada de base:
Adicionar pares de molas')
for n=0:1:3
ey_m = (((D^3)*(0.4*10^-3)*u*Mt*Y*(2*pi*fn_max)^2)/((d^4)*G*(n+1)))*CD_m;
if ey_m <= e_m
break
else
end
end
end

pares_molas_totais_y=n+1;
% Pares totais de molas LMF no DRIV sob vibração forçada [und.]
mt_DRIV_y = mh*(2*pares_molas_totais_y);
% Massa total das molas LMF no DRIV sob vibração forçada [g]
ey_m;
% Deformação imposta a mola LMF sob vibração forçada [%]
delta_m_y=(ey_m/100)*Lu_m;
% Deslocamento efetivo da mola LMF sob vibração forçada [mm]
Ed_m_y = (pi*B*k_m*((delta_m_y*10^-3)^2))*10^-6;
% Energia dissipada de uma mola LMF no DRIV sob vibração forçada [MJ]
Ed_mv_y = (Ed_m_y/Vm);
% Energia dissipada por volume de uma mola LMF sob vibração forçada [MJ/m^3]
Ed_total_y = (2*pares_molas_totais_y)*Ed_mv_y;
% Energia total dissipada no DRIV sob vib. forçada: "n" molas totais LMF [MJ/m^3]
ey_m_aco =
(((D_aco^3)*(0.4*10^3)*u*Mt*Y*(2*pi*fn_max)^2)/((d_aco^4)*G_aco*(0+1)))*CD_m_aco;
% Deformação imposta a mola de aço sob vibração forçada [%]
delta_m_y_aco=(ey_m_aco/100)*Lu_m_aco;
% Deslocamento efetivo da mola de aço sob vibração forçada [mm]

if delta_m_y > delta
delta_m_y_extrapola = (delta_m_y - delta)
disp('O deslocamento efetivo no DRIV extrapola os limites: Perigo de avaria do
sistema')
break
end
if ey_m > e_m
ey_m_extrapola = (ey_m - e_m)
disp('Haverá plastificação das molas no DRIV: Considerar a substituição dos
elementos')
end
end
end
end

```