



**ANÁLISE DINÂMICA ANALÍTICO-NUMÉRICA DE TORRES DE
AEROGERADORES EQUIPADAS COM ATENUADORES DE
COLUNA LÍQUIDA SINTONIZADA**

RAFAEL NEPONUCENO BATISTA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**BRASÍLIA/DF
DEZEMBRO – 2023**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**ANÁLISE DINÂMICA ANALÍTICO-NUMÉRICA DE TORRES DE
AEROGERADORES EQUIPADAS COM ATENUADORES DE COLUNA
LÍQUIDA SINTONIZADA**

RAFAEL NEPONUCENO BATISTA

ORIENTADOR: LINEU JOSÉ PEDROSO

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO
CIVIL**

**PUBLICAÇÃO: E.DM-34A/23
BRASÍLIA/DF: DEZEMBRO – 2023**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**ANÁLISE DINÂMICA ANALÍTICO-NUMÉRICA DE TORRES DE
AEROGERADORES EQUIPADAS COM ATENUADORES DE COLUNA
LÍQUIDA SINTONIZADA**

RAFAEL NEPONUCENO BATISTA

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL DA FACULDADE DE
TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE
MESTRE EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL.**

APROVADA POR:

**Prof. Lineu José Pedroso, Dr. Ing. (ENC-UnB)
(Orientador)**

**Prof. Luciano Mendes Bezerra, PhD (ENC-UnB)
(Examinador interno)**

**Prof.^a Eliane Maria Lopes Carvalho, DSc. (TEC-UFF)
(Examinadora externa)**

BRASÍLIA/DF, 19 DE DEZEMBRO DE 2023

FICHA CATALOGRÁFICA

BATISTA, RAFAEL NEPONUCENO

Análise dinâmica analítico-numérica de torres de aerogeradores equipadas com atenuadores de coluna líquida sintonizada. [Distrito Federal] 2023.

xxiii, 130p., 210x297 mm (ENC/FT/UnB, Mestre, Estruturas e Construção Civil, 2023).
Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.

1. Dinâmica das estruturas

2. Aerogeradores

3. Atenuadores de coluna líquida sintonizada

4. Controle de vibrações

I. ENC/FT/UnB

II. Título (Mestre)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

BATISTA, R. N. (2023). Análise dinâmica analítico-numérica de torres de aerogeradores equipadas com atenuadores de coluna líquida sintonizada. Dissertação de Mestrado em Estruturas e Construção Civil, Publicação E.DM-34A/23, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF. 130p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Rafael Neponuceno Batista

TÍTULO: Análise dinâmica analítico-numérica de torres de aerogeradores equipadas com atenuadores de coluna líquida sintonizada.

GRAU: Mestre

ANO: 2023

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

Rafael Neponuceno Batista

Rua 227, nº 297, Apt. 803, Residencial Cult World

CEP: 74605-080, Setor Leste Universitário, Goiânia-GO

E-mail: rafaelneponuceno@outlook.com

Dedicado a minha família, que me apoiou incondicionalmente ao longo desta jornada.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar, agradeço imensamente a Deus por ter me concedido a força e determinação para trilhar o caminho que me trouxe até aqui. Somente através das Suas bênçãos sobre minha vida é que fui capaz de alcançar meus objetivos.

Aos meus pais, Denise e Carlos, e ao meu irmão, Gabriel, agradeço por todo o apoio que recebi durante toda a minha trajetória, principalmente nos dias mais difíceis. Sou muito grato também pelos diversos momentos de descontração e felicidade.

Minha gratidão a Gabriela pela compreensão, paciência e atenção que foram demandadas durante a elaboração deste trabalho, bem como pelo incentivo incondicional para que eu o concluísse.

Estendo meus agradecimentos mais do que especiais ao Professor Lineu, cuja orientação e ensinamentos foram excepcionais e imprescindíveis para que eu lograsse sucesso durante e ao fim desta caminhada.

Aos colegas e amigos que fiz no PECC, meu muito obrigado. Agradecimentos especiais ao João Paulo e Kamirã, que compartilharam boa parte desta trajetória comigo desde o seu início, ao Rodolfo, com quem pude aprender bastante sobre o que viria a ser o cerne do meu trabalho, e ao Lucas e Maurício, pelas pesquisas desenvolvidas em conjunto.

Por fim, minha mais profunda gratidão a todos que, de alguma forma, fizeram parte desta conquista.

“Truth is ever to be found in simplicity, and not in the multiplicity and confusion of things.”

Sir Isaac Newton

RESUMO

ANÁLISE DINÂMICA ANALÍTICO-NUMÉRICA DE TORRES DE AEROGERADORES EQUIPADAS COM ATENUADORES DE COLUNA LÍQUIDA SINTONIZADA.

Autor: Rafael Neponuceno Batista

Orientador: Lineu José Pedroso, Dr. Ing.

Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil

Brasília, dezembro de 2023

A geração de energia eólica tem se firmado como uma alternativa sustentável na matriz energética cuja potência instalada apresenta crescimento consistente ao longo dos anos. O desenvolvimento de novos projetos de aerogeradores com grandes capacidades nominais e dimensões torna imprescindível o estudo de vibrações das suas estruturas e de dispositivos que possam reduzir os seus deslocamentos. Este trabalho utiliza abordagens analíticas e numéricas para análises dinâmicas de estruturas de aerogeradores de eixo horizontal, avaliando, também, os efeitos da utilização de atenuadores de coluna líquida sintonizada (tuned liquid column dampers – TLCDs) como dispositivos passivos para redução de deslocamentos das estruturas. Foram desenvolvidas rotinas computacionais para simulação de aerogeradores através da discretização das torres em elementos finitos de viga com posterior aplicação do processo da condensação estática para eliminação dos graus de liberdade de rotação do sistema. As implementações foram introduzidas em uma nova versão do software DynaPy, permitindo a análise dessas estruturas equipadas com TLCD e submetidas a excitações harmônicas e carregamentos sísmicos. Além disso, foi empregada uma abordagem analítica para representação da estrutura como um sistema de um único grau de liberdade com propriedades generalizadas, a partir da qual foram conduzidas análises paramétricas do TLCD para auxiliar no dimensionamento ótimo do dispositivo. As frequências naturais e deformadas modais obtidas através do modelo com condensação estática apresentaram boa concordância com os valores de referência quando desprezada a inércia rotacional da massa na extremidade. Ao se considerar esse parâmetro, a precisão se tornou restrita ao primeiro modo. Apesar disso, verificou-se boa adequação do modelo na determinação da resposta da estrutura no domínio do tempo, o que também foi observado para o método de simplificação com propriedades generalizadas. As análises da estrutura equipada com TLCD no DynaPy demonstraram a eficiência do dispositivo na redução de vibrações. Também foi possível visualizar a influência da quantidade de TLCDs e da razão de abertura do seu diafragma no comportamento da estrutura e da coluna líquida do atenuador. Por fim, as análises paramétricas confirmaram a importância da escolha de uma razão de sintonização próxima do valor unitário no dimensionamento do TLCD, bem como indicaram um acréscimo na eficiência do dispositivo à medida em que se aumenta as razões de massa e de aspecto.

Palavras-chave: Dinâmica das estruturas. Aerogeradores. Atenuadores de Coluna Líquida Sintonizada. Controle de vibrações.

ABSTRACT**ANALYTICAL-NUMERICAL DYNAMIC ANALYSIS OF WIND TURBINE TOWERS
EQUIPPED WITH TUNED LIQUID COLUMN DAMPERS****Author: Rafael Neponuceno Batista****Supervisor: Lineu José Pedroso, Dr. Ing.****Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil****Brasília, December of 2023**

Wind energy generation has established itself as a sustainable alternative in the energy matrix whose installed power has consistently grown over the years. The development of new wind turbine designs with large nominal capacities and dimensions makes it essential to study the vibrations of their structures and devices that can reduce their displacements. This work uses analytical and numerical approaches for dynamic analysis of horizontal axis wind turbine structures, also evaluating the effects of using tuned liquid column dampers (TLCDs) as passive devices to reduce structural displacements. Computational routines were developed to simulate wind turbines by discretizing the towers into beam finite elements with subsequent application of the static condensation process to eliminate the system's rotational degrees of freedom. The implementations were introduced in a new version of the software DynaPy, allowing the analysis of these structures equipped with TLCD and subjected to harmonic excitations and seismic loading. Furthermore, an analytical approach was used to represent the structure as a single degree of freedom system with generalized properties, from which parametric TLCD analyses were conducted to assist in the optimal sizing of the device. The natural frequencies and mode shapes obtained through the model with static condensation showed good agreement with the referential values when the rotational inertia of the mass at the extremity is ignored. When considering this parameter, accuracy became restricted to the first mode. Despite this, the model was well suited to determining the structure's response in the time domain, which was also observed for the simplification method with generalized properties. Analyses of the structure equipped with TLCD on DynaPy demonstrated the device's efficiency in reducing vibrations. It was also possible to visualize the influence of the number of TLCDs and the opening ratio of the diaphragm on the behavior of the structure and liquid column of the attenuator. Finally, the parametric analysis confirmed the importance of choosing a tuning ratio close to the unity value when sizing the TLCD. It also indicated an increase in the device's efficiency as the mass and aspect ratios were set to higher values.

Key-words: Structural dynamics. Wind turbines. Tuned Liquid Column Dampers. Vibration control.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Evolução do diâmetro dos rotores e capacidade nominal de aerogeradores.	2
Figura 1.2 – Carregamentos atuantes em estruturas de aerogeradores offshore.	4
Figura 1.3 – Ilustração esquemática da metodologia.	6
Figura 2.1 – Visão geral dos componentes de aerogeradores.	9
Figura 2.2 – Tipos de fundações para aerogeradores offshore.	10
Figura 2.3 – Intervalos de frequência típicas de ações usuais em estruturas de aerogeradores.	11
Figura 2.4 – Edifício Taipei 101 e seu dispositivo de atenuação de vibração (TMD).	13
Figura 2.5 – Edifício One Rincon Hill e ilustração do seu atenuador do tipo TLD.	14
Figura 2.6 – Edifício Comcast Center e ilustração do seu atenuador do tipo TLCD.	14
Figura 2.7 – Ilustração de um TLCD com formato tubular em U em posição de equilíbrio.	15
Figura 3.1 – Idealização de Sistema Simples com um Único Grau de Liberdade.	21
Figura 3.2 – Estrutura de pórtico bidimensional com GLs de translação e rotação.	24
Figura 3.3 – Estrutura do tipo torre discretizada em nós.	25
Figura 3.4 – Viga sob carregamento dinâmico transversal e seu elemento infinitesimal.	27
Figura 3.5 – Ilustração genérica de um TLCD e seus parâmetros geométricos.	30
Figura 3.6 – TLCD pressurizado (PTLCD).	33
Figura 3.7 – TLCD com diafragma central.	34
Figura 3.8 – PTLCD com diafragma central.	35
Figura 3.9 – Estrutura de único grau de liberdade acoplada a um TLCD.	37
Figura 4.1 – Graus de liberdade do elemento de viga.	41
Figura 4.2 – Distribuição de massas nos nós através do comprimento de influência.	46
Figura 4.3 – Estrutura contínua tratada como SSUGL.	50
Figura 4.4 – Deslocamentos de elemento infinitesimal da torre.	51

Figura 4.5 – Fluxograma das rotinas desenvolvidas em MATLAB para análise modal.....	55
Figura 4.6 - Fluxograma com arquitetura do software DynaPy.	61
Figura 4.7 - Interface do DynaPy 2.0 para entrada de dados de estrutura shear building.	62
Figura 4.8 – Interface do DynaPy 2.0 para entrada de dados de torre de aerogerador.....	63
Figura 4.9 - Interface do DynaPy para entrada de dados do TLCD.	63
Figura 4.10 - Interface do DynaPy para entrada de dados da excitação harmônica.....	64
Figura 4.11 - Interface do DynaPy para entrada de dados de carregamento sísmico.....	64
Figura 4.12 - Resultados da análise no domínio do tempo no DynaPy.....	65
Figura 4.13 - Resultados da análise de frequências no DynaPy.....	65
Figura 5.1 – Estrutura de aerogerador hipotético de seção constante.	69
Figura 5.2 – Deformadas modais da torre hipotética na situação 1 ($Mc = kG \neq 0$).	72
Figura 5.3 – Deformadas modais da torre hipotética na situação 2 ($Mc \neq 0; kG \neq 0$).	74
Figura 5.4 - Deformadas modais da torre hipotética na situação 3 ($Mc \neq 0; kG \neq 0$).	76
Figura 5.5 - Estrutura de um aerogerador genérico com seus parâmetros geométricos relevantes.....	77
Figura 5.6 – Resposta da estrutura sob vibração livre não-amortecida.	78
Figura 5.7 - Resposta da estrutura sob vibração livre amortecida.....	79
Figura 5.8 - Resposta da estrutura sob vibração forçada não-amortecida.	79
Figura 5.9 - Resposta da estrutura sob vibração forçada amortecida.	80
Figura 5.10 - Deformadas modais da Torre 2 obtidas pelos métodos propostos.	82
Figura 5.11 - RMS da resposta no topo da estrutura pela varredura de frequência para os modelos considerados.....	84
Figura 5.12 - Resposta do topo da estrutura com carregamento harmônico ressonante ($\beta = 1,00$).	85
Figura 5.13 - Resposta do topo da estrutura para carregamento harmônico com $\beta = 0,75$	85
Figura 5.14 - Resposta do topo da estrutura para carregamento harmônico com $\beta = 1,25$	86

Figura 5.15 - Varredura de frequência do sistema estrutura-TLCD acoplados.....	88
Figura 5.16 - Entrada de dados da torre hipotética no DynaPy 2.0.....	89
Figura 5.17 - Entrada de dados da torre NREL 5-MW no DynaPy 2.0.....	90
Figura 5.18 – Resultado da análise no domínio do tempo da torre NREL 5-MW através do DynaPy 2.0.....	92
Figura 5.19 – Deslocamentos da torre NREL 5-MW obtidos pelas rotinas em MATLAB e pelo DynaPy 2.0.....	92
Figura 5.20 - Análise de frequência da torre NREL 5-MW através do DynaPy 2.0.....	93
Figura 5.21 – Estimativa da razão de amortecimento com resultados do DynaPy 2.0.....	93
Figura 5.22 - Aceleração do sismo de El Centro.....	95
Figura 5.23 - Espectro de aceleração do sismo de El Centro.....	95
Figura 5.24 - Resposta de um SSUGL submetido ao sismo de El Centro pelo DynaPy 2.0 e integral de Duhamel.....	96
Figura 5.25 - Resposta do topo da torre NREL 5-MW sob ação do sismo de El Centro.....	97
Figura 5.26 - Resposta da coluna de fluido do TLCD com razão de abertura igual a 1,00 para diferentes frequências de excitação: (a) $\beta = 0,50$, (b) $\beta = 0,80$, (c) $\beta = 1,00$, (d) $\beta = 1,20$	99
Figura 5.27 - Resposta da coluna de fluido do TLCD com razão de abertura igual a 0,50 para diferentes frequências de excitação: (a) $\beta = 0,50$, (b) $\beta = 0,80$, (c) $\beta = 1,00$, (d) $\beta = 1,20$	100
Figura 5.28 – Resposta do topo da estrutura sob excitação harmônica ressonante para diferentes quantidades de TLCD.....	101
Figura 5.29 – Análise de frequência do DynaPy 2.0 para diferentes quantidade de TLCDs.....	103
Figura 5.30 – Análise de frequência com deslocamentos da estrutura e da coluna líquida para diferentes quantidades de TLCD.....	104
Figura 5.31 - Resposta da estrutura para diferentes razões de abertura do orifício.....	105
Figura 5.32 - Análise de frequência do DynaPy 2.0 para diferentes razões de abertura do orifício.....	106

Figura 5.33 - Análise de frequência com deslocamentos da estrutura e da coluna líquida para diferentes razões de abertura.	107
Figura 5.34 - Resposta do topo da estrutura submetida ao sismo de El Centro para diferentes quantidades de TLCD.	109
Figura 5.35 - Deslocamentos do fluido dos TLCDs acoplados à torre NREL 5-MW sob o sismo de El Centro para diferentes quantidades de TLCD.	109
Figura 5.36 - Resposta do topo da estrutura submetida ao sismo de El Centro para diferentes razões de abertura.	110
Figura 5.37 - Deslocamentos do fluido dos TLCDs acoplados à torre NREL 5-MW sob o sismo de El Centro para diferentes razões de abertura.	111
Figura 5.38 - Isométricas dos mapas de resposta para força harmônica em função da razões de massa (μ) e de sintonização (γ) para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$	114
Figura 5.39 - Vistas superiores dos mapas de resposta para força harmônica em função da razões de massa (μ) e de sintonização (γ) para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$	115
Figura 5.40 - Isométricas das superfícies da razão de amortecimento do TLCD (ζf) para força harmônica em função das razões de massa (μ) e de sintonização (γ), para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$	116
Figura 5.41 – Vista superior das superfícies da razão de amortecimento do TLCD (ζf) para força harmônica em função das razões de massa (μ) e de sintonização (γ), para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$	117
Figura 5.42 - Isométricas dos mapas de resposta para sismo de El Centro em função da razões de massa (μ) e de sintonização (γ) para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$	118
Figura 5.43 - Vistas superiores dos mapas de resposta para sismo de El Centro em função da razões de massa (μ) e de sintonização (γ) para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$	119

Figura 5.44 – Isométricas das superfícies da razão de amortecimento do TLCD (ζf) para sismo de El Centro em função das razões de massa (μ) e de sintonização (γ), para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$ 120

Figura 5.45 - Vista superior das superfícies da razão de amortecimento do TLCD (ζf) para sismo de El Centro em função das razões de massa (μ) e de sintonização (γ), para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$ 121

LISTA DE TABELAS

Tabela 5.1 – Propriedades da torre utilizada nas simulações.	69
Tabela 5.2 – Propriedades generalizadas da estrutura simplificada como SUGL para as três situações propostas.	70
Tabela 5.3 – Frequências naturais da torre hipotética obtidas para a situação 1.	71
Tabela 5.4 – Frequências naturais da Torre 1 obtidas para a situação 2.	73
Tabela 5.5 - Frequências naturais da torre hipotética obtidas para a situação 3.....	75
Tabela 5.6 - Propriedades da torre NREL 5-MW.....	77
Tabela 5.7 - Propriedades generalizadas da Torre NREL 5-MW com instalação onshore.....	78
Tabela 5.8 - Frequências naturais da torre NREL 5-MW.	81
Tabela 5.9 - Comparação entre frequências analíticas e numéricas para sistema estrutura-TLCD acoplados.	88
Tabela 5.10 – Frequências da torre hipotética através do DynaPy 2.0 e MATLAB.	90
Tabela 5.11 - Frequências da torre NREL 5-MW através do DynaPy 2.0 e MATLAB.	91
Tabela 5.12 - Frequências de oscilação da torre NREL 5-MW sob carregamento sísmico.	97
Tabela 5.13 - Propriedades do TLCD considerado nas análises.	98
Tabela 5.14 - Redução dos deslocamentos máximos da estrutura com TLCDs em função da quantidade.....	102
Tabela 5.15 - Redução dos deslocamentos máximos da estrutura com TLCDs em função da razão de abertura.....	105
Tabela 5.16 - Redução do RMS dos deslocamentos da estrutura e do fluido sob o sismo de El Centro para diferentes quantidades de TLCD.	110
Tabela 5.17 - Redução do RMS dos deslocamentos da estrutura e do fluido sob o sismo de El Centro para diferentes razões de abertura.....	111

LISTA DE QUADROS

Quadro 2.1 – Atenuadores de vibração passivos e seu funcionamento.....	13
Quadro 3.1 – Condições de contorno de vigas sob flexão.....	29

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CE	Condensação Estática
EDO	Equação Diferencial Ordinária
EDP	Equação Diferencial Parcial
ETLCD	<i>Embossment Tuned Liquid Column Damper</i>
GDFE	Grupo de Dinâmica e Fluido Estrutura
GL	Grau de Liberdade
GUI	<i>Graphical User Interface</i>
GWEC	<i>Global Wind Energy Council</i>
IRENA	<i>International Renewable Energy Agency</i>
MDF	Método das Diferenças Finitas
MEF	Método dos Elementos Finitos
MSV	Método da Separação das Variáveis
NREL	<i>National Renewable Energy Laboratory</i>
PTLCD	<i>Pressurized Tuned Liquid Column Damper</i>
RMS	<i>Root Mean Square</i>
SMGL	Sistema com Múltiplos Graus de Liberdade
SSUGL	Sistema Simples com um Único Grau de Liberdade
TLCD	<i>Tuned Liquid Column Damper</i>
TLD	<i>Tuned Liquid Dampers</i>
TMD	<i>Tuned Mass Dampers</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

f_i	Parcela da força inercial
f_d	Parcela da força de amortecimento
f_s	Parcela da força elástica
p	Força externa aplicada ao sistema
p_0	Amplitude da força externa
m	Massa do sistema
c	Coefficiente de amortecimento do sistema
k	Rigidez do sistema
t	Tempo
\ddot{v}	Aceleração do sistema
\dot{v}	Velocidade do sistema
v	Deslocamento do sistema
ζ	Razão de amortecimento do sistema
ω	Frequência natural
$\bar{\omega}$	Frequência de excitação da força externa
β	Razão entre frequência de excitação e frequência natural do sistema
$[m]$	Matriz de massa de um SMGL
$[c]$	Matriz de amortecimento de um SMGL
$[k]$	Matriz de rigidez de um SMGL
$\{\ddot{v}\}$	Vetor de aceleração de um SMGL
$\{\dot{v}\}$	Vetor de velocidade de um SMGL
$\{v\}$	Vetor de deslocamento de um SMGL
$\{p\}$	Vetor de força externa de um SMGL
E	Módulo de elasticidade
I	Momento de inércia de área
M	Momento fletor
V	Esforço cortante

L	Comprimento total
\bar{m}	Massa linear de viga
ϕ	Deformada modal de sistema contínuo
j	Momento de inércia de massa
m_f	Massa da coluna de líquido do TLCD
c_f	Coefficiente de amortecimento da coluna de líquido do TLCD
k_f	Rigidez da coluna de líquido do TLCD
\ddot{X}_f	Aceleração da coluna de líquido do TLCD
\dot{X}_f	Velocidade coluna de líquido do TLCD
X_f	Deslocamento da coluna de líquido do TLCD
p_f	Força externa aplicada sobre a coluna de líquido do TLCD
ω_f	Frequência natural do TLCD
ρ_f	Massa específica do fluido
A	Área da seção transversal do TLCD
g	Aceleração da gravidade
Δh	Perda de carga distribuída no TLCD
D	Diâmetro da seção transversal do TLCD
B	Comprimento horizontal do TLCD
h	Altura de líquido nas colunas do TLCD
f	Coefficiente de atrito de Darcy-Weisbach
Re	Número de Reynolds
ε	Rugosidade interna do TLCD
ν	Viscosidade cinemática do fluido
P_0	Pressão do pressurizador do PTLCD
Z	Altura da coluna de gás pressurizado no PTLCD
A_0	Área da seção transversal do orifício do diafragma no TLCD
Δh_d	Perda de carga concentrada do diafragma do TLCD
ξ	Coefficiente associado ao amortecimento total do TLCD
c_{feq}	Coefficiente de amortecimento equivalente da coluna de líquido do TLCD

$\sigma_{\dot{X}_f}$	Desvio padrão da velocidade da coluna de líquido do TLCD
ζ_f	Razão de amortecimento da coluna de líquido do TLCD
m_s	Massa da estrutura
c_s	Coefficiente de amortecimento da estrutura
k_s	Rigidez da estrutura
ζ_s	Razão de amortecimento da estrutura
ω_s	Frequência natural da estrutura
\ddot{X}_s	Aceleração da estrutura
\dot{X}_s	Velocidade da estrutura
X_s	Deslocamento da estrutura
p_s	Força externa aplicada à estrutura
$[m_s]$	Matriz de massa da estrutura
$[m_{sf}]$	Matriz de acoplamento de massa entre estrutura e TLCD
$[c_s]$	Matriz de amortecimento da estrutura
$[k_s]$	Matriz de rigidez da estrutura
$\{\ddot{X}_s\}$	Vetor de aceleração da estrutura
$\{\dot{X}_s\}$	Vetor de velocidade da estrutura
$\{X_s\}$	Vetor de deslocamento da estrutura
$\{p_s\}$	Vetor de força externa aplicada à estrutura
$[m_f]$	Matriz de massa do conjunto de TLCDs
$[c_f]$	Matriz de amortecimento do conjunto de TLCDs
$[k_f]$	Matriz de rigidez do conjunto de TLCDs
α	Razão de aspecto do TLCD
μ	Razão de massa do TLCD
γ	Razão de sintonização do TLCD
λ	Razão de resposta do TLCD
ψ_i	Funções de forma
l	Comprimento do elemento finito de viga

N	Força axial
$[k_G]$	Matriz de rigidez geométrica
$[\bar{k}]$	Matriz de rigidez combinada
ψ	Deformada modal imposta
W_e	Trabalho virtual externo
W_i	Trabalho virtual interno
k^*	Rigidez elástica generalizada
k_G^*	Rigidez geométrica generalizada
\bar{k}^*	Rigidez combinada generalizada
m^*	Massa generalizada
p^*	Força externa generalizada
c^*	Amortecimento generalizado
Δt	Intervalo de tempo
γ_n	Parâmetro de integração do método de Newmark
β_n	Parâmetro de integração do método de Newmark
$\rho_{aço}$	Massa específica do aço
D_0	Diâmetro da base da torre
D_1	Diâmetro do topo da torre
t_0	Espessura da parede na base da torre
t_1	Espessura da parede no topo da torre
M_c	Massa do conjunto nacelle-rotor
J_c	Momento de inércia de massa do conjunto nacelle-rotor
Ω	Frequências naturais do sistema acoplado
Λ	Discriminante para cálculo das frequências naturais do sistema acoplado
\ddot{x}_g	Aceleração da base decorrente de sismo
τ	Instante de tempo de um sismo

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	1
1.1 PANORAMA GLOBAL DA ENERGIA EÓLICA	1
1.2 JUSTIFICATIVA	2
1.3 DESCRIÇÃO DO PROBLEMA	3
1.4 OBJETIVO GERAL.....	5
1.5 OBJETIVOS ESPECÍFICOS	5
1.6 METODOLOGIA.....	5
1.7 ABRANGÊNCIAS E LIMITAÇÕES	7
1.8 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	7
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	9
2.1 INTRODUÇÃO A ESTRUTURAS DE AEROGERADORES	9
2.2 ATENUADORES DE VIBRAÇÕES EM ESTRUTURAS	12
2.2.1 Atenuadores de coluna líquida sintonizada (TLCDs).....	15
3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	21
3.1 DINÂMICA DAS ESTRUTURAS	21
3.1.1 Sistemas Simples com um Único Grau de Liberdade (SSUGL)	21
3.1.2 Sistemas com Múltiplos Graus de Liberdade (SMGL)	24
3.1.3 Sistemas Contínuos	27
3.2 ATENUADOR DE COLUNA LÍQUIDA SINTONIZADA – TLCD	30
3.2.1 Mecanismos para acréscimo de eficiência do TLCD	32
3.2.2 Não-linearidade da parcela de amortecimento do TLCD.....	35
3.3 ACOPLAMENTO ESTRUTURA-TLCD.....	37
3.3.1 Formulação paramétrica do acoplamento estrutura-TLCD	39
4 MÉTODOS DE SOLUÇÃO E ASPECTOS COMPUTACIONAIS.....	41
4.1 DETERMINAÇÃO DAS MATRIZES DE PROPRIEDADES DAS ESTRUTURAS	41
4.1.1 Determinação da matriz de rigidez elástica.....	42

4.1.2	Determinação da matriz de rigidez geométrica	43
4.1.3	Determinação da matriz de massa	45
4.1.4	Determinação da matriz de amortecimento	46
4.2	PROCESSO DA CONDENSAÇÃO ESTÁTICA.....	47
4.3	SSUGL COM PROPRIEDADES GENERALIZADAS	49
4.4	ROTINAS COMPUTACIONAIS	54
4.4.1	Determinação das matrizes de propriedades da estrutura.....	54
4.4.2	Método de Newmark	56
4.5	O SOFTWARE DYNAPY	60
4.5.1	Arquitetura do software	60
4.5.2	Novas implementações no DynaPy	66
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	68
5.1	RESULTADOS PRELIMINARES	68
5.1.1	Validação dos métodos propostos através de análise modal	68
5.1.1.1	Situação 1 ($M_c = kG \neq 0$)	71
5.1.1.2	Situação 2 ($M_c \neq 0; kG \neq 0$)	73
5.1.1.3	Situação 3 ($M_c \neq 0; kG \neq 0$)	74
5.1.2	Validação da implementação do Método de Newmark.....	76
5.1.3	Análise da torre NREL 5-MW através das rotinas em MATLAB	80
5.2	ANÁLISE DE ESTRUTURAS DE AEROGERADORES EQUIPADAS COM TLCD ..	86
5.2.1	Estudo do acoplamento estrutura-TLCD sob excitação harmônica	87
5.2.2	Validação do DynaPy 2.0 na análise de torres sob excitação harmônica.....	89
5.2.3	Validação do DynaPy na análise de torres sob carregamento sísmico.....	94
5.2.4	Validação do DynaPy 2.0 na análise do TLCD desacoplado	98
5.2.5	Análise de torre com TLCD acoplado sob excitação harmônica com o DynaPy 2.0....	100
5.2.5.1	Influência da quantidade de TLCDs para excitação harmônica	101
5.2.5.2	Influência da razão de abertura do diafragma do TLCD para excitação harmônica ..	104

5.2.6	Análise de torre com TLCD acoplado sob carregamento sísmico com o DynaPy 2.0..	108
5.2.6.1	Influência da quantidade de TLCDs para carregamento sísmico	108
5.2.6.2	Influência da razão de abertura do diafragma do TLCD para carregamento sísmico	110
5.3	ANÁLISES PARAMÉTRICAS DO TLCD ACOPLADO À ESTRUTURA	112
5.3.1	Mapas de resposta para excitação harmônica ressonante.....	113
5.3.2	Mapas de resposta para o sismo de El Centro	117
6	CONCLUSÕES E CONSIDERAÇÕES FINAIS	122
6.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	124
	REFERÊNCIAS	126

1 INTRODUÇÃO

1.1 PANORAMA GLOBAL DA ENERGIA EÓLICA

O desenvolvimento sustentável é, globalmente, uma questão de grande importância. Nesse contexto, as fontes de energia renováveis assumem papel fundamental quando se fala na busca pela diminuição das emissões de gases estufa na atmosfera e redução de atividades que degradam o meio ambiente de forma mais severa.

De acordo com a Agência Internacional para as Energias Renováveis – IRENA, uma das metas para redução do impacto das mudanças climáticas no planeta é o corte na emissão anual de dióxido de carbono (CO₂) em cerca de 37 gigatoneladas até o ano de 2050. Desse montante, estima-se que cerca de 25% da redução deverá ser decorrente do aumento da geração de energias renováveis, sendo o restante atingido com o acréscimo da eficiência energética, com a eletrificação de alguns setores que ainda dependem majoritariamente de combustíveis fósseis, como automóveis, entre outras ações (IRENA, 2022).

A fonte eólica é uma das principais responsáveis por esse acréscimo na geração de energias renováveis, e tem apresentado crescimento da sua potência instalada. No ano de 2021, foram instalados 93,6 GW a mais em energia eólica no mundo, totalizando 837 GW de capacidade total, o que correspondeu a um acréscimo de 12% no ano (GWEC, 2022b). O crescimento da potência total foi 1,8% abaixo do correspondente ao ano de 2020, porém a proximidade dos valores indica a tendência de crescimento do setor.

A energia eólica é primariamente explorada através de aerogeradores distribuídos em parques eólicos, que podem ser tanto *onshore* (instalados em terra) quanto *offshore* (instalados no mar). Do crescimento total da capacidade de geração desse tipo de energia no ano de 2021, 72,5 GW foram obtidos com parques *onshore* e os demais 21,1 GW através de parques eólicos *offshore* (GWEC, 2022a).

Não obstante o acréscimo de potência *offshore* ter sido, em números absolutos, menor que o *onshore*, o seu crescimento no ano em questão foi três vezes maior que no ano anterior, indicando uma tendência de maior desenvolvimento. Atualmente, o país que lidera a expansão do setor eólico *offshore* é a China que contribuiu com 80% do seu crescimento (GWEC, 2022a).

Apesar da maior complexidade, as instalações eólicas *offshore* possuem algumas vantagens sobre as *onshore*. A capacidade de geração de energia elétrica de um aerogerador é proporcional ao diâmetro do rotor e à altura da torre, que estão diretamente relacionados com a

velocidade máxima dos ventos. Dessa forma, o amplo espaço disponível nos mares permite a instalação de aerogeradores de maiores dimensões, além de permitir que as torres estejam sujeitas a ventos constantes e de maior velocidade (Brasil, 2020).

Essa maior disponibilidade de espaço tem permitido aos fabricantes o desenvolvimento de aerogeradores cada vez maiores, e com maiores capacidades nominais de geração, visando a redução nos custos de produção de energia. A Figura 1.1 abaixo apresenta a evolução do diâmetro dos rotores e capacidade nominal das turbinas eólicas ao longo dos anos.



Figura 1.1 – Evolução do diâmetro dos rotores e capacidade nominal de aerogeradores.
Fonte: GWEC (2022a).

Assim, é esperado que até o ano de 2025 já estejam em operação torres eólicas com capacidade nominal de geração que ultrapassem os 15 MW, possuindo rotores com mais de 200 metros de diâmetro.

1.2 JUSTIFICATIVA

De acordo com Malliotakis et al. (2021), os aerogeradores são sistemas complexos que estão sujeitos a condições severas de operação, sendo imprescindível que as suas estruturas suportem às mais diversas ações atuantes sobre tais, mantendo a sua integridade e garantindo a geração de energia elétrica durante sua vida útil.

O desenvolvimento de projetos de estruturas para aerogeradores de grandes dimensões e elevada capacidade nominal de geração é de grande interesse global e deve ter como ideia central a redução dos custos de implantação dos parques eólicos, bem como dos custos de operação e manutenção para uma determinada capacidade.

No entanto, a agressividade do ambiente marinho, no caso das instalações *offshore*, e as ações dinâmicas atuantes nessas estruturas durante seu funcionamento reduzem consideravelmente a durabilidade e a vida útil das torres eólicas. Segundo Sun e Jahangiri (2019), os danos causados por fadiga são os mecanismos de ruptura dominantes nesses tipos de estrutura.

O estudo de métodos para controle de vibrações nas estruturas de aerogeradores, principalmente as *offshore*, é importante para a garantia da durabilidade e aumento da vida útil (Buckley et al., 2018), permitindo o desenvolvimento de projetos de torres eólicas com capacidade nominal de geração de energia elétrica cada vez mais elevadas, o que atualmente já é algo almejado pela indústria do setor.

Dessa forma, o estudo de métodos de redução dos efeitos causados por ações dinâmicas nas estruturas de aerogeradores torna-se de grande relevância para o progresso do setor eólico de maneira global, uma vez que o projeto de estruturas com maior durabilidade pode garantir um menor custo de produção de energia elétrica.

Este trabalho irá abordar, de forma mais específica, os Atenuadores de Coluna Líquida Sintonizada (*Tuned Liquid Column Damper - TLCD*) como dispositivos de redução das vibrações, conforme apresentado em Pedroso (2016, 2020), uma vez que estudos recentes têm sugerido que são mais fáceis de sintonizar com a frequência natural da estrutura e possuem a vantagem de se adequarem melhor ao espaço disponível para sua instalação nos aerogeradores (Malliotakis et al., 2021).

1.3 DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

O projeto e construção de estruturas cada vez maiores para suporte das novas gerações turbinas eólicas é de elevada complexidade. Essas estruturas estão sujeitas a ações essencialmente dinâmicas, a exemplo de: ações do vento, ações das ondas e das correntes marítimas, vibração das hélices e do maquinário, efeitos de vórtex no ar e na água, terremotos.

Essas ações, traduzidas em ciclos de carregamentos aplicados às estruturas, podem provocar a ruptura de peças pelo fenômeno da fadiga, reduzindo assim a durabilidade das estruturas.

A Figura 1.2 apresenta, de forma generalizada, os carregamentos que usualmente atuam sobre aerogeradores para um exemplo de instalação *offshore*, ilustrando a evidente complexidade da análise dessas estruturas.

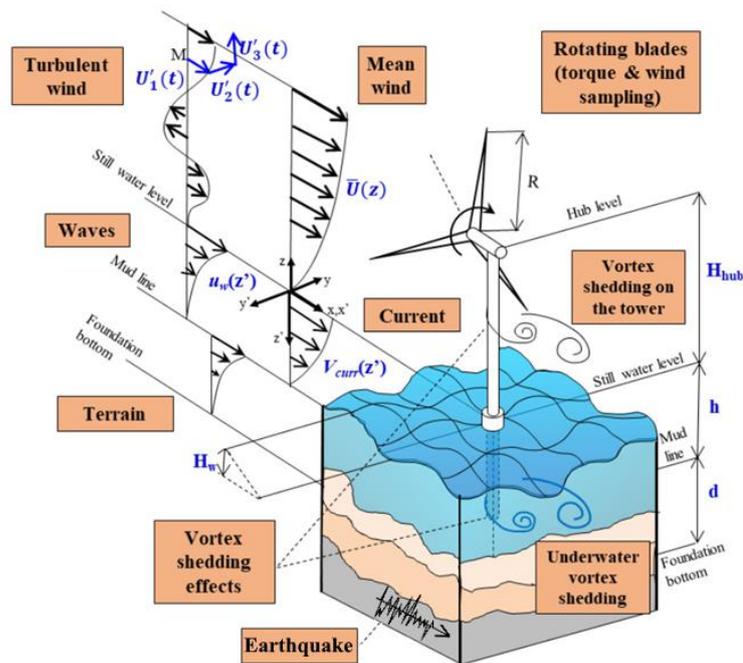


Figura 1.2 – Carregamentos atuantes em estruturas de aerogeradores offshore.
Fonte: Adaptada de Colherinhas (2020).

Existem ainda outros aspectos relevantes ao estudo do problema, como a interação solo-estrutura na fundação, a consideração do contorno infinito durante a modelagem do solo e a interação fluido-estrutura.

Diante desses inúmeros fatores que influenciam o estudo das estruturas de aerogeradores, este trabalho se limitará a alguns aspectos, estando mais voltado ao estudo de métodos para análises das estruturas de aerogeradores sem e com a presença do TLCD acoplado. Será considerada a aplicação de carregamentos harmônicos e sísmicos sobre a estrutura.

1.4 OBJETIVO GERAL

Utilizar métodos analíticos e numéricos para realização de análises dinâmicas de torres de aerogeradores e avaliar o efeito de Atenuadores de Coluna Líquida Sintonizada (TLCDs) na redução dos deslocamentos máximos em vibrações por carregamentos dinâmicos.

1.5 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Apresentar de conceitos relevantes a respeito das estruturas de aerogeradores;
- Expor a formulação do modelo matemático e métodos numéricos e analíticos para análise da estrutura e do TLCD;
- Desenvolver implementações computacionais dos métodos propostos e avaliar a precisão através de análises modais e no domínio do tempo;
- Implementar novo módulo de análise de torres de aerogeradores no software DynaPy para avaliação do desempenho de TLCDs no controle de vibrações da estrutura;
- Conduzir estudos de variação de parâmetros do TLCD acoplado à estrutura.

1.6 METODOLOGIA

A metodologia deste trabalho consistiu, inicialmente, na realização de uma revisão bibliográfica sobre aspectos relevantes de estruturas de aerogeradores e sobre a utilização de TLCDs como dispositivos de atenuação de vibrações em estruturas esbeltas. Após isso, foi estabelecida a fundamentação teórica necessária para condução das análises inicialmente planejadas, a partir do qual foram propostos os métodos de solução analíticos e numéricos a serem utilizados.

Os métodos em questão foram implementados em dois momentos distintos. Primeiramente, foram desenvolvidas rotinas através do MATLAB para avaliação da precisão dos métodos na análise modal de estruturas de aerogeradores e na determinação do deslocamento da estrutura ao longo do tempo sob determinados carregamentos. Os resultados foram validados através da comparação com soluções analíticas exatas ou com resultados disponíveis na literatura. Nesse primeiro momento também foi avaliada a influência dos graus de liberdade (GL) de rotação nos resultados obtidos.

Posteriormente, a partir da validação dos métodos propostos, prosseguiu-se para a implementação de módulos adicionais ao software DynaPy, desenvolvido por Freitas e Pedroso com a utilização da linguagem de programação *Python* (Freitas, 2017; Freitas; Pedroso, 2017, 2019). O *software* em questão foi originalmente desenvolvido para a análise de estruturas de edifícios do tipo *shear building* com TLCDs acoplados. A implementação proposta neste trabalho se baseou na eliminação dos graus de liberdade de rotação através do processo da condensação estática no intuito de tomar proveito das funcionalidades já implementadas anteriormente no DynaPy por outros autores. Nesta etapa, foi considerado o TLCD atuando como atenuador de vibrações na estrutura.

Por fim, realizou-se uma análise paramétrica da estrutura simplificada para um Sistema Simples com um Único Grau de Liberdade (SSUGL) acoplada ao TLCD. Através da variação dos parâmetros do TLCD, foram obtidos mapas de respostas da estrutura para auxiliar no dimensionamento ótimo dos atenuadores.

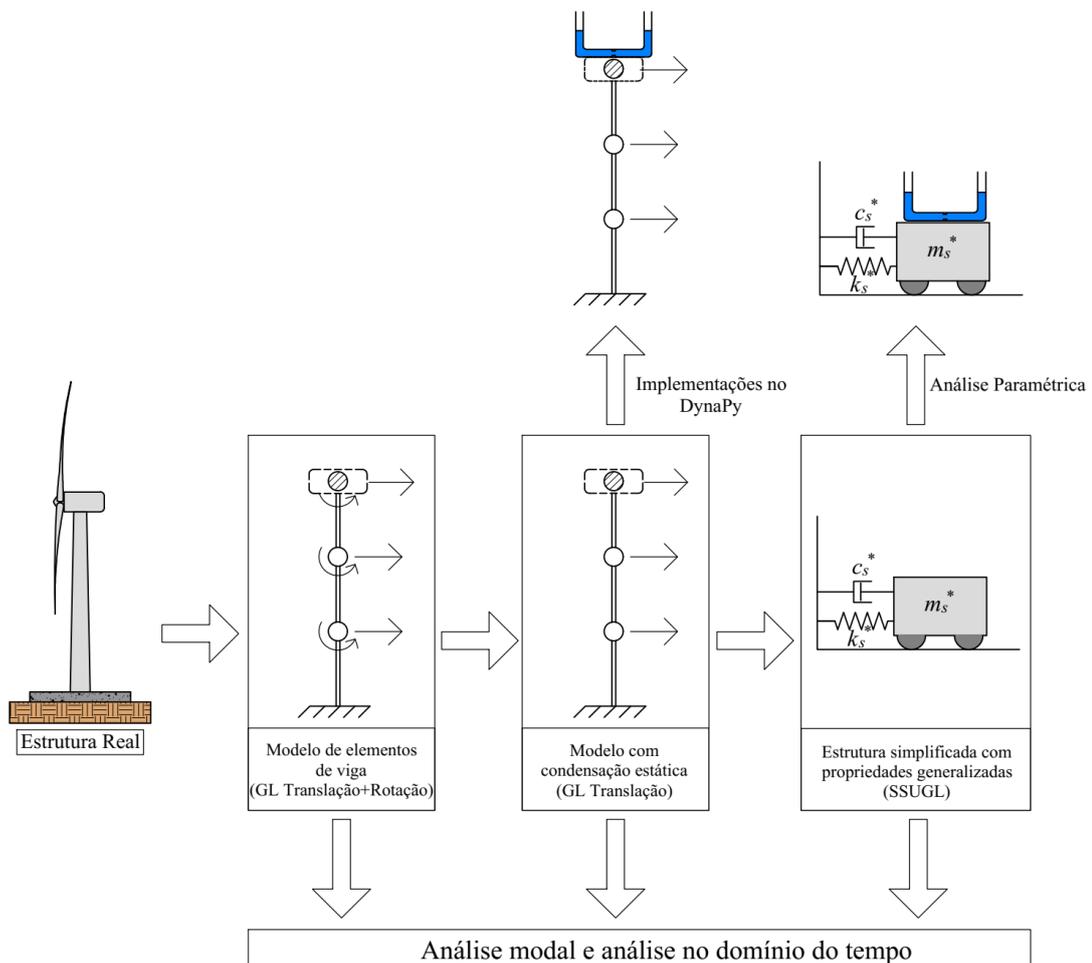


Figura 1.3 – Ilustração esquemática da metodologia.

A Figura 1.3 apresenta, de maneira esquemática, as etapas de implementações e simulações desenvolvidas neste trabalho.

1.7 ABRANGÊNCIAS E LIMITAÇÕES

Neste trabalho, foram considerados apenas aerogeradores de eixo horizontal. As torres foram modeladas, a princípio, como estruturas reticuladas composta por barras com propriedades físicas e geométricas definidas e unidas por nós. Além disso, nas análises conduzidas foi considerado como condição de contorno o engastamento da torre na sua fundação. Não foram realizados estudos de interação solo-estrutura.

Os modelos estudados foram desenvolvidos, inicialmente, com a utilização de elementos de vigas, com graus de liberdade de translação e rotação, sobre os quais foi realizado, posteriormente, o processo de condensação estática para eliminação dos graus de liberdade de rotação. Também foi utilizado um método analítico para simplificação da estrutura para um SSUGL com propriedades generalizadas.

Quanto ao TLCD, foi adotado o modelo em forma de U com seção tubular, com fluido incompressível no seu interior. Tanto a presença de um diafragma central com orifício quanto a pressurização das colunas do TLCD foram consideradas na análise quando utilizado o software DynaPy. Por limitação atual do software em questão, somente foram realizadas simulações nas quais o TLCD encontra-se no topo da estrutura do aerogerador.

1.8 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

Esta dissertação é composta por seis capítulos, incluindo esta introdução.

O capítulo 2 consiste em uma revisão bibliográfica sobre o tema, iniciando com a abordagem de alguns conceitos básicos sobre estruturas de aerogeradores, principais tipos de fundações e carregamentos usuais atuantes. Logo em seguida, tratando de atenuadores de vibrações em estrutura, são citados alguns tipos de atenuadores passivos, inclusive o TLCD. São então apresentados, de maneira cronológica, os avanços de pesquisas com a utilização de TLCDs para atenuação de vibração em estruturas esbeltas, desde edifícios altos até aerogeradores offshore.

No capítulo 3 é apresentada a fundamentação teórica pertinente às análises conduzidas neste trabalho. Inicialmente, são abordados conceitos e formulações da dinâmica das estruturas necessários à solução dos problemas propostos. Após isso, são apresentadas as equações do movimento do fluido em um TLCD tubular com formato em U, seguidas da formulação matemática do acoplamento estrutura-TLCD.

O capítulo 4 aborda os métodos de solução e aspectos computacionais necessários para a realização das análises dinâmicas, apresentando métodos para determinação das matrizes de propriedades das estruturas, para simplificação da estrutura para um SSUGL e para solução numérica das equações da dinâmica no domínio do tempo.

No capítulo 5 são apresentados os resultados e discussões das análises conduzidas ao longo deste trabalho, sendo dividido em: resultados preliminares, que trazem principalmente o processo de validação dos métodos e implementações propostos, resultados das implementações no DynaPy, e resultados das análises paramétricas do TLCD acoplado à estrutura.

Por fim, no capítulo 6 são realizadas as considerações finais e indicadas as principais conclusões deste trabalho, assim como as sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 INTRODUÇÃO A ESTRUTURAS DE AEROGERADORES

As estruturas de aerogeradores de eixo horizontal consistem em torres esbeltas apoiadas em fundações, que podem ser de diversos tipos a depender do locação de instalação, havendo no topo o conjunto rotor-nacelle, sendo que o rotor consiste no hub acoplado às hélices e a nacelle armazena os equipamentos para geração de energia elétrica. A Figura 2.1 apresenta um exemplo genérico de um aerogerador com suas principais partes que serão relevantes para as análises futuras neste trabalho.

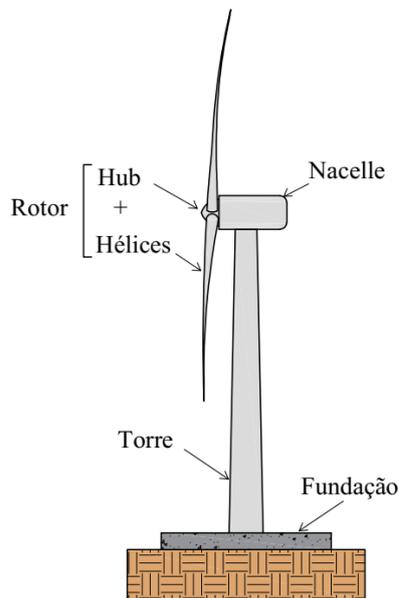


Figura 2.1 – Visão geral dos componentes de aerogeradores.

Essas estruturas são relativamente sensíveis do ponto de vista dinâmico, uma vez que sua esbelteza as torna propícias a sofrer vibrações com elevada amplitude quando submetida aos carregamentos dinâmicos ambientais ou mecânicos, que muitas vezes possuem frequência de excitação próxima à frequência fundamental da estrutura (Bhattacharya, 2019), podendo acarretar na ressonância da estrutura.

As elevadas potências de geração de energia permitidas pelos aerogeradores *offshore* favorecem o desenvolvimento e implantação de parques eólicos com esse tipo de instalação. No entanto, devido as suas maiores dimensões em comparação aos *onshore*, a necessidade de

análises dinâmicas mais avançadas se torna mais evidente, assim como um estudo aprofundado da fundação a ser utilizada.

Enquanto as fundações de aerogeradores *onshore* apresentam soluções mais usuais, as instalações *offshore* possuem uma ampla variedade de soluções a serem avaliadas no estudo de viabilidade de implantação do sistema. A Figura 2.2 apresenta os tipos de fundações para aerogeradores *offshore*.

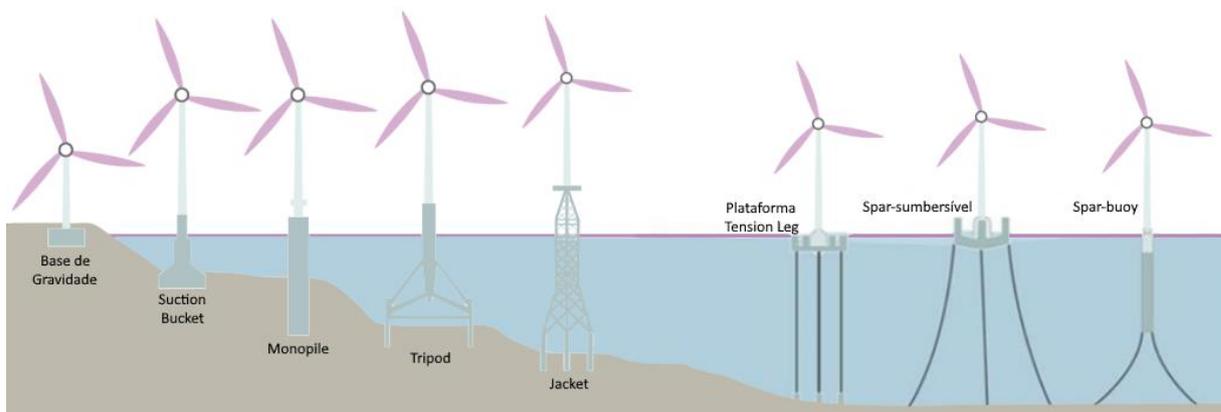


Figura 2.2 – Tipos de fundações para aerogeradores offshore.
Fonte: Adaptada de Brasil (2020).

De acordo com Bhattacharya (2019), em um projeto das estruturas do aerogerador, inclusive de sua fundação, é preciso considerar, além do peso próprio dos seus componentes, quatro principais carregamentos horizontais atuantes:

1. Ação do vento: força de arrasto aplicada às hélices e à torre, cuja frequência de excitação depende da componente flutuante da velocidade do vento;
2. Ação de ondas: forças das ondas atuantes no segmento submerso da estrutura, para os casos de aerogeradores *offshore*;
3. Carregamento 1P: ação associada ao desbalanceamento aerodinâmico e de massa do rotor, que provocam uma vibração com frequência de excitação correspondente ao intervalo de frequência do rotor, que varia conforme sua velocidade angular;
4. Carregamento 3P: ação ocasionada pela passagem de cada hélice à frente da torre, momento no qual há alteração no arrasto provocado pelo vento sobre a estrutura da torre, com conseguinte efeito de vibração. A frequência de excitação

é igual ao triplo da frequência do rotor para aerogeradores equipados com 3 hélices.

No que diz respeito aos intervalos de frequências dos carregamentos 1P e 3P, é comum que as normas técnicas adotem ainda um fator de segurança de 10% em relação aos valores máximos e mínimos de cada intervalo, de maneira que a frequência natural da estrutura do aerogerador permaneça fora dessas faixas.

A Figura 2.3 ilustra os intervalos de frequências tratados acima para uma estrutura de aerogerador típica, inclusive apresentando também as funções de densidade espectral típicas das ações de vento e de ondas, onde é possível visualizar os intervalos de frequências de excitação de ambas.

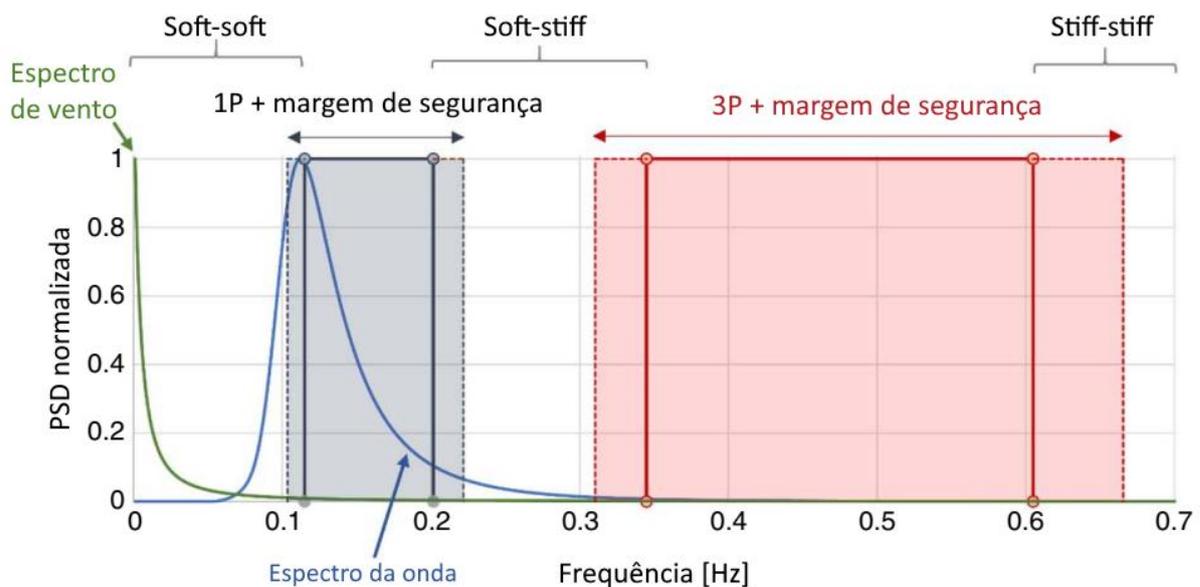


Figura 2.3 – Intervalos de frequência típicos de ações usuais em estruturas de aerogeradores.

Fonte: Adaptada de Bhattacharya (2019).

Segundo Burton et al. (2021), as torres de aerogeradores podem ser classificadas de acordo com categorias de rigidez. Torres com frequência natural superior à do carregamento 3P são categorizadas como *stiff*; as com frequência natural no intervalo entre à do carregamento 1P e 3P são denominadas *soft-stiff* ou simplesmente *soft*; por fim as que possuem frequência natural inferior à do carregamento 1P são classificadas como *soft-soft*.

Usualmente, são projetadas torres que se classificam como *soft-stiff*, pois se trata da categoria que permite um bom equilíbrio entre os custos de instalação dos aerogeradores e a segurança e confiabilidade do sistema.

2.2 ATENUADORES DE VIBRAÇÕES EM ESTRUTURAS

A utilização de atenuadores de vibrações, muitas vezes também denominados amortecedores, é de grande importância para a engenharia em situações nas quais as estruturas estão submetidas a carregamentos dinâmicos consideráveis. Esses dispositivos possuem a função de reduzir a resposta da estrutura a esses carregamentos e, conseqüentemente, evitar ou reduzir possíveis danos estruturais.

Normalmente, os atenuadores de vibrações são necessários para reduzir os esforços dinâmicos provocados por ventos ou sismos, sendo aplicado principalmente em estruturas esbeltas, como é o caso de edifícios elevados ou até mesmo de aerogeradores, nos quais há ainda o agravante provocado por outros carregamentos dinâmicos diversos que existem nessas estruturas quanto instaladas em parques *offshore*.

Segundo Malliotakis et al. (2021), os dispositivos de controle de vibração podem ser ativos, passivos ou semiativos. Enquanto os atenuadores passivos controlam a resposta dinâmica sem a necessidade de recursos externos, os ativos dependem de uma fonte de energia externa para sua atuação. Os semiativos, por sua vez, também utilizam uma fonte de energia externa, porém apenas parcialmente, em um grau reduzido se comparado aos ativos.

Uma vez que este trabalho trata da atenuação de vibrações com a utilização de Atenuadores Líquidos de Coluna Líquida Sintonizada (TLCDs), que é um dispositivo passivo, será dado maior enfoque a essa categoria de atenuadores.

Os dispositivos passivos possuem design robusto e simples, sendo amplamente utilizados na redução de vibração de diversos tipos de estruturas sob ações do vento e de sismos. Exemplos de dispositivos desse tipo estão apresentados no Quadro 2.1, elaborado por Mendes (2018).

Na categoria dos dispositivos de controle passivos, destacam-se neste trabalho os TMDs, TLDs e TLCDs. Os TMDs consistem em uma massa ligada a um elemento de rigidez e a um amortecedor, sendo esse conjunto então acoplado a uma estrutura sujeita a vibrações para atenuá-las. Diversos edifícios esbeltos foram projetados e construídos com a utilização do TMD, a exemplo do Taipei 101, em Taiwan, apresentado na Figura 2.4.

Quadro 2.1 – Atenuadores de vibração passivos e seu funcionamento

Sistema de Controle Passivo	Funcionamento
<i>Tuned Mass Dampers (TMD)</i>	Massa acoplada à estrutura por um sistema mola amortecedor, em que a energia de vibração da estrutura é dissipada pelo amortecimento do sistema de controle.
<i>Tuned Liquid Dampers (TLD)</i>	Funcionamento semelhante ao TMD, mas a massa é substituída por líquido. A dissipação de energia do atenuador é feita através de orifícios, para o caso de colunas, ou por telas, para o caso de utilização de tanques.
<i>Metallic Yield Dampers</i>	Dissipação de energia através da deformação inelástica de metais (escoamento).
<i>Friction Dampers</i>	Mecanismo de fricção desenvolvido pelo movimento relativo entre dois sólidos causa a dissipação de energia.
<i>Viscoelastic Dampers</i>	Energia de vibração dissipada pela deformação de cisalhamento do dispositivo.
<i>Viscous Fluid Dampers</i>	Pistão com fluido no seu interior. A vibração da estrutura gera o movimento do pistão que pressiona o fluido viscoso no seu interior por orifícios, produzindo a dissipação de energia do sistema.
<i>Base Isolation</i>	Dispositivos flexíveis posicionados entre a superestrutura e a fundação para reduzir a propagação de ondas na estrutura geradas pelo sismo.

Fonte: Mendes (2018).

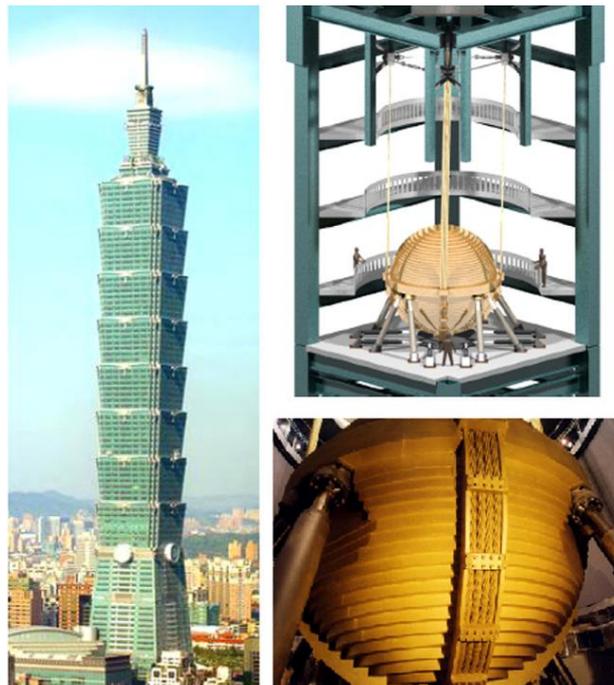


Figura 2.4 – Edifício Taipei 101 e seu dispositivo de atenuação de vibração (TMD).

Fonte: Bekdaş e Nigdeli (2011).

Os TLDs, de forma geral, são tanques apoiados na estrutura contendo um fluido que se desloca e sofre o fenômeno de *sloshing* quando ocorre a vibração dessa estrutura, e a força inercial desse movimento de fluido promove uma redução dos deslocamentos. Normalmente, o tanque é dimensionado para que o fluido contido possua frequência de *sloshing* igual à frequência fundamental da estrutura (Malliotakis et al., 2021). A Figura 2.5 exemplifica a utilização de um TLD no edifício residencial *One Rincon Hill*, nos Estados Unidos.



Figura 2.5 – Edifício *One Rincon Hill* e ilustração do seu atenuador do tipo TLD.
Fonte: Kamgar et al. (2020).

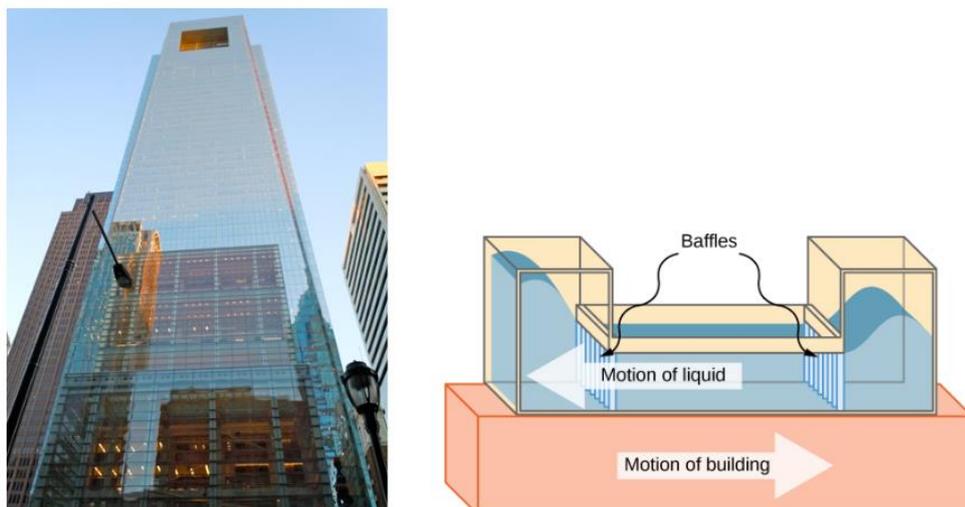


Figura 2.6 – Edifício *Comcast Center* e ilustração do seu atenuador do tipo TLCD.
Fonte: OpenStax, 2023.

O TLCD surge como uma variação do TLD, porém com a proposta de que o fluido esteja contido em um tubo em forma de U de maneira a se deslocar tanto horizontal quanto verticalmente, conforme será melhor abordado na seção abaixo. Na Figura 2.6 é possível visualizar um exemplo de aplicação do TLCD no edifício *Comcast Center*, construído nos Estados Unidos.

2.2.1 Atenuadores de coluna líquida sintonizada (TLCDs)

Nesta seção será apresentada uma sucinta revisão bibliográfica sobre a utilização de TLCDs na atenuação de vibração em estruturas esbeltas, sejam elas edifícios ou torres em geral, inclusive de aerogeradores, além de estudos realizados com o dispositivo isolado para avaliação experimental da importância de cada parâmetro no seu desempenho.

O TLCD é um dispositivo que consiste em um compartimento tubular, normalmente em forma de U, cujo interior se encontra parcialmente preenchido com fluido de maneira que existam duas colunas verticais de líquido conectadas por um trecho inferior horizontal (Sakai et al. 1989), conforme apresentado na Figura 2.7. A atenuação da vibração da estrutura ocorre pela atuação das forças inerciais do movimento horizontal do fluido sobre a estrutura e pela perda de carga hidráulica no dispositivo, motivo pelo qual os TLCDs normalmente possuem diafragmas, grelhas, placas perfuradas ou outros dispositivos de dissipação de energia em trechos da sua seção transversal (Pedroso; Gibert, 1987, 1988).

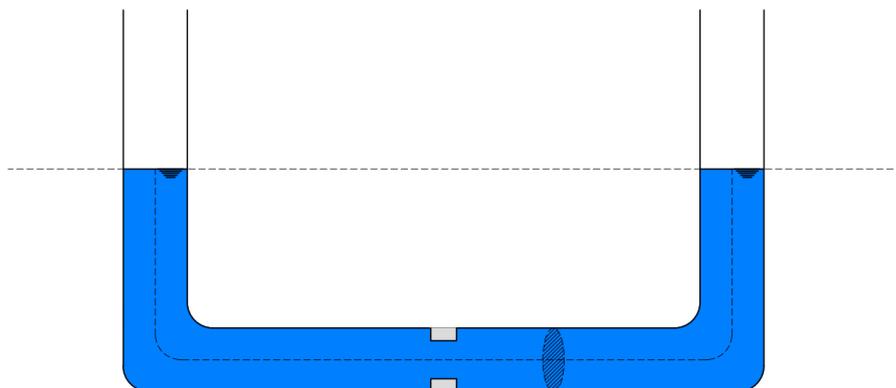


Figura 2.7 – Ilustração de um TLCD com formato tubular em U em posição de equilíbrio.

Balendra et al. (1995) realizou experimentos com um TLCD em U com seção tubular retangular sobre uma mesa vibratória que submetia o dispositivo a uma aceleração harmônica

em sua base. Na seção central do TLCD, foram instalados orifícios com diversas razões de abertura no intuito de avaliar, experimentalmente, os valores do coeficiente de perda de carga do dispositivo em função desse parâmetro. Com os dados experimentais, o autor procedeu simulações numéricas de torres com o TLCD acoplado, verificando um bom desempenho do dispositivo na atenuação de acelerações e deslocamentos provocados pela ação do vento quando eram adotados parâmetros adequados para o TLCD. Além disso, verificou que a imposição de uma razão de abertura do orifício entre 50% e 100% permitia a determinação de um dispositivo com performance ótima em casos práticos.

Os estudos de Gao et al. (1997) e de Chang e Hsu (1998) avaliaram o desempenho de um TLCD no qual a seção transversal do trecho vertical do dispositivo é diferente da seção do trecho horizontal, concluindo que maiores razões entre as áreas dessas seções transversais (vertical/horizontal) permitem a redução do comprimento total necessário para um desempenho efetivo do TLCD. A frequência fundamental do dispositivo passa a depender não somente do seu comprimento, mas também dessa razão entre as áreas. Dessa forma, o dispositivo com variação da seção transversal possui maior aplicabilidade, uma vez que se torna possível sintonizar sua frequência com a da estrutura através da variação de ambos os parâmetros citados, facilitando a adequação de suas dimensões a possíveis restrições de espaço físico nas estruturas.

Além disso, Gao et al. (1997) também realizou um estudo de otimização de parâmetros de um TLCD, com o objetivo melhorar o seu desempenho na redução da resposta máxima da estrutura. Foi verificado que dispositivos com maior parcela do seu comprimento na horizontal possuem melhor desempenho. Ademais, a determinação do valor ótimo para o parâmetro de perda de carga dependem da intensidade da excitação aplicada à estrutura. Dessa forma, os autores recomendam que o TLCD seja dimensionado e otimizado para o caso da excitação mais intensa considerada em projeto.

Wu (2005) realizou uma série de experimentos com diferentes configurações geométricas de TLCDs de seção tubular retangular, adotando diversas razões de abertura para o orifício para cada uma dessas configurações. Os dispositivos foram submetidos a uma excitação harmônica na sua base através de uma mesa vibratória. As frequências fundamentais dos TLCDs medidas experimentalmente apresentaram boa concordância com os valores teóricos, comprovando que seu valor independe da razão de aspecto e da seção transversal do TLCD. Foi verificado, também, que a variação desses parâmetros pouco interfere no valor do

coeficiente de perda de carga, que, por sua vez, depende consideravelmente da razão de abertura do orifício. Por fim, através de um ajuste de curva dos dados experimentais, o autor propõe uma expressão empírica para determinação do coeficiente de perda de carga proporcionado pelo orifício em função da sua razão de abertura.

Sousa (2003) conduziu análises numéricas com TLCDs nas quais foi possível avaliar a influência do coeficiente de perda de carga, grandeza que depende da razão de abertura do orifício, na capacidade de redução da amplitude de resposta de uma estrutura com um único grau de liberdade com o atenuador acoplado. Foi verificado que menores coeficientes de perda de carga permitem um melhor desempenho do TLCD, porém causando um maior deslocamento do fluido. O autor evidencia que deve haver um limite no deslocamento máximo do fluido nas colunas do TLCD, para que não haja o risco do líquido extravasar, sendo necessário, portanto, um dimensionamento do dispositivo e da abertura do seu orifício de maneira otimizar o seu desempenho, porém adotando uma razão de abertura que reduza o deslocamento do fluido a valores aceitáveis, dentro da limitação física e espacial do TLCD.

Colwell e Basu (2009) avaliaram o desempenho de um TLCD em um aerogerador *offshore* analisado como um sistema de múltiplos graus de liberdade no qual atuavam ações de ventos e ondas. As simulações numéricas demonstraram que a utilização do atenuador na estrutura em questão proporcionou uma redução de até 55% no deslocamento máximo do sistema quando comparado ao mesmo modelo de estrutura sem o dispositivo, ainda que os parâmetros adotados para o TLCD não tenham sido os otimizados por limitações físicas relativas ao espaço disponível para instalação do atenuador. Ademais, as análises do dano por fadiga causadas pelos carregamentos dinâmicos, que foram realizadas nas simulações, permitiram confirmar um aumento substancial na vida útil da estrutura do aerogerador.

Behbahani et al. (2017) realizaram experimentos com o TLCDs dotados de defletores verticais e horizontais internos à seção transversal do dispositivo, com diferentes posições e razões de obstrução da seção, como alternativa à utilização da constrição central. Com aplicação de uma excitação harmônica no sistema, foi possível verificar que, para todas as posições de defletores, o aumento da obstrução da seção promoveu uma redução nos deslocamentos máximos do fluido no interior do dispositivo. Além disso, para razões de obstrução acima de 60% foi observado o fenômeno do *sloshing* do fluido do TLCD, o que reduziu a eficiência do dispositivo. Para os experimentos da estrutura com TLCD acoplado, foram obtidas reduções nos deslocamento e acelerações da estrutura de até 45% e 59% respectivamente.

Os estudos experimentais e numéricos conduzidos por Park et al. (2018) avaliam o desempenho de um TLCD cuja parede interior do tubo possui detalhes em relevo (*embossment*) que aumentam a dissipação de energia através da perda de carga do fluido em movimento, novamente como alternativa à utilização da constrição no ponto central da seção. O dispositivo, denominado ETLCD, promoveu um decréscimo da aceleração máxima da estrutura cerca de 1,2 vezes mais efetivo do que o TLCD sem a superfície interna em relevo. Ademais, ao contrário do dispositivo tradicional, o ETLCD não fez surgir um pico adicional acentuado de aceleração referente à frequência natural que aparece no sistema acoplado, além de ter apresentado um desempenho mais estável em uma maior banda de frequências.

Freitas (2017) avaliou o desempenho de TLCDs tradicionais e TLCDs pressurizados (PTLCDs) com seção transversal tubular na atenuação de vibrações em edifícios modelados como *shear building*, através do *software open source* DynaPy. As análises realizadas pelo autor demonstraram que variações no comprimento horizontal e no diâmetro dos dispositivos afetaram significativamente a efetividade da atenuação de vibrações em estrutura. O autor apontou ainda um bom desempenho geral do TLCD e do PTLCD quando a estrutura foi submetida a excitações de base do tipo harmônicas e sísmicas, com a observação de que para este último torna-se mais fácil dimensionar o dispositivo de maneira adequada, uma vez que é possível controlar a pressão frente às limitações espaciais da estrutura.

Buckley et al. (2018) investigou numericamente e experimentalmente a utilização de TLCDs para mitigação da vibração de estruturas de aerogeradores considerando a interação solo-estrutura da fundação *offshore* do tipo *monopile*, avaliando o desempenho do dispositivo para diferentes parâmetros com o objetivo de obter a sua configuração otimizada. O modelo numérico permitiu confirmar a boa capacidade de atenuação de vibrações pelo TLCD, mesmo para casos em que o dispositivo não utilizava parâmetros ótimos, inclusive não estando adequadamente sintonizado com a estrutura. Foi verificado que TLCDs com frequência abaixo da frequência fundamental da estrutura continuavam a atenuar satisfatoriamente as vibrações até certo ponto. No entanto, frequências maiores reduziram rapidamente a sua eficácia. Dessa forma, é sugerido pelo autor que uma boa alternativa é dimensionar o TLCD para uma frequência levemente abaixo da correspondente à da estrutura, pois permitiria um bom desempenho do dispositivo ao longo de toda a vida útil do aerogerador, uma vez que há uma tendência de redução da sua frequência fundamental devido ao carregamento cíclico que causa dano à estrutura e reduz a rigidez do solo.

Mendes (2018) avaliou estruturas de edifícios acopladas a múltiplos PTLCDs sob atuação de carregamentos sísmicos, considerando os efeitos da interação solo-estrutura nas fundações e avaliando a influência de solos densos, médios e fofos no comportamento dinâmico da estrutura, comparando com um modelo idealizado como base fixa. Foi verificado pelo autor que estruturas sobre solos densos, de maior rigidez, se comportam similarmente ao que se espera para uma estrutura sobre base fixa. No entanto, para solos mais flexíveis é verificada uma alteração expressiva no comportamento da estrutura. Além disso, foi verificado que as respostas obtidas para a estrutura acoplada ao atenuador foram menores quando foi considerada a interação solo-estrutura, em comparação com o sistema sobre base fixa, uma vez que a flexibilidade do solo promove certo grau de amortecimento ao sistema.

Mendes et al. (2023) e Ghedini (2023) realizaram um análise de variação de parâmetros relevantes de TLCDs acoplados a estruturas de edifícios modelados como *shear building* submetidas a carregamentos harmônicos e a carregamentos sísmicos. Foram avaliados os efeitos das variações das razões de massa, que relaciona a massa do TLCD à da estrutura, de sintonização, que relaciona as suas frequências, e de aspecto, que relaciona o comprimento horizontal do TLCD com o seu comprimento total. Os autores verificaram que a razão de sintonização foi o parâmetros com influência mais significativa no desempenho do atenuador, porém que mesmo para o TLCD não totalmente sintonizado com a estrutura, ainda é possível obter bons resultados. Quanto à razão de massa, verificou-se que seu acréscimo proporcionou melhor desempenho ao dispositivo na atenuação dos deslocamentos, assim como a razão de aspecto. Adicionalmente, a redução na razão de aspecto torna o desempenho do TLCD mais sensível à variação dos demais parâmetros.

Apesar de ser um dispositivo amplamente estudado, conforme pode ser percebido através desta revisão bibliográfica, tem-se ainda observado na literatura técnica sobre TLCDs muitas imprecisões, sob diversos aspectos, em razão de vários fenômenos presentes no escoamento da coluna de líquido não terem sido abordados de forma consistente por muitos autores, e cuja problemática fora adequadamente tratada, em fenômenos similares, nos circuitos tubulares de reatores nucleares.

Muitos estudos e pesquisas na área nuclear com resultados imediatamente transferíveis ao domínio de conhecimentos do setor de TLCDs deixaram de ser reportados na literatura técnica internacional em razão da tecnologia nuclear ser um setor sensível e sigiloso, com restrições severas a divulgação de seus resultados, e que há a confidencialidade das pesquisas.

Ainda que a motivação original e a orientação destes estudos e pesquisas não se destinassem à problemática dos TLCDs na construção civil, eles poderiam ter contribuído de forma significativa na impulsão dos conhecimentos sobre TLCDs.

Nesse contexto, diversos estudos relativos à tecnologia nuclear, que aportaram conhecimentos ao setor de TLCDs, estiveram ao alcance do Grupo de Dinâmica e Fluido Estrutura (GDFE) da Universidade de Brasília conforme é descrito por Pedroso (1983, 2015). Um exemplo de situação na qual as imprecisões previamente relatadas podem ser observadas seria no estudo dos mecanismos de dissipação (perdas de pressão) distribuídos e localizados, provocados pelo escoamento oscilatório da coluna de fluido (Pedroso; Gibert, 1987, 1988; Pedroso, 1986, 1990; Bentivegna et al., 2023).

Para concluir esta revisão bibliográfica, torna-se oportuno apresentar no domínio em questão as atividades de pesquisas que tem sido desenvolvidas no âmbito do GDFE, que também tem se consagrado em vários estudos relativos aos TLDs, *sloshing*, ondas, etc. Entre as publicações e trabalhos mais recentes, apresenta-se: Pedroso (2016), Freitas e Pedroso (2017), Mendes et al. (2018), Silva (2018), Silva et al. (2018), Mendes et al. (2019), Ghedini et al. (2019), Freitas e Pedroso (2019), Sarmiento et al. (2020), Moraes et al. (2020), Batista e Pedroso (2023), além dos conteúdos de base e fundamentos encontrados nos textos dos cursos de Interação Fluido-Estrutura e Dinâmica das Estruturas II, do Programa de Pós-Graduação em Estrutura e Construção Civil – PECC da Universidade de Brasília – UnB (Pedroso, 1992b, 1993), entre outros.

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Serão apresentados abaixo os fundamentos da dinâmica que serão utilizados no decorrer deste trabalho, assim como os conceitos necessários para a compressão e modelagem matemática dos TLCDs. A partir das equações desenvolvidas e apresentadas neste capítulo serão realizadas as análises posteriores.

3.1 DINÂMICA DAS ESTRUTURAS

A teoria e as equações que regem a dinâmica das estruturas são amplamente discutidas e apresentadas na literatura, a exemplo do Clough e Penzien (2003) e Chopra (1995). Os equacionamentos desenvolvidos abaixo também podem ser encontrados, em sua grande parte, nos textos didáticos elaborados pelo Grupo de Dinâmica e Fluido-Estruturas da Universidade de Brasília (Pedroso, 1988, 1992a, 1993, 2003, 2007, 2016), a partir dos quais foi elaborada a presente fundamentação teórica.

3.1.1 Sistemas Simples com um Único Grau de Liberdade (SSUGL)

Sistemas dinâmicos possuem como uma de suas características o fato de que o deslocamento (ou a resposta) das estruturas varia em função do tempo, ao contrário das análises estáticas. Além disso, as forças de inércia da estrutura surgem como termo a ser considerado na obtenção da equação do equilíbrio dinâmico para determinado sistema.

Considerando um Sistema Simples com um Único Grau de Liberdade (SSUGL), conforme apresentado na Figura 3.1, a formulação da equação do movimento de um Sistema com um Único Grau de Liberdade (SSUGL) pode ser apresentada a partir do somatório de forças atuantes na direção da deslocabilidade do sistema, sendo elas: a força inercial – $f_i(t)$; a força de amortecimento – $f_d(t)$; a força elástica – $f_s(t)$; e a força externa aplicada – $p(t)$.

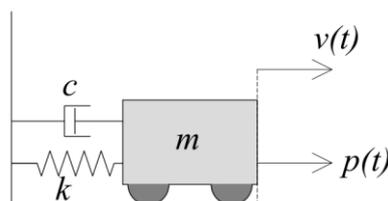


Figura 3.1 – Idealização de Sistema Simples com um Único Grau de Liberdade.

A equação 3.1 apresenta o somatório das parcelas das forças citadas acima.

$$f_i(t) + f_d(t) + f_s(t) = p(t) \quad 3.1$$

Aplicando o princípio de D'Alambert, considerado um amortecimento viscoso e considerando a força elástica da mola, obtém-se a equação 3.2.

$$m\ddot{v}(t) + c\dot{v}(t) + kv(t) = p(t) \quad 3.2$$

Onde m é a massa do sistema; c é o coeficiente de amortecimento; k é a rigidez associada à força elástica; $p(t)$ é o carregamento externo aplicado ao sistema em função do tempo t ; $v(t)$, $\dot{v}(t)$ e $\ddot{v}(t)$ são, respectivamente, o deslocamento, a velocidade e a aceleração do sistema em função do tempo t . A equação pode ser reescrita conforme a equação 3.3:

$$\ddot{v}(t) + 2\zeta\omega\dot{v}(t) + \omega^2v(t) = p(t) \quad 3.3$$

Onde:

$$\zeta = \frac{c}{2m\omega} \quad 3.4$$

$$\omega^2 = \frac{k}{m} \quad 3.5$$

Sendo ζ a razão de amortecimento do sistema e ω a sua frequência natural de oscilação.

A equação 3.3 consiste em uma Equação Diferencial Ordinária (EDO) a coeficientes constantes, cujas soluções analíticas estão apresentadas abaixo para situações específicas e considerando as condições iniciais $v(0) = v_0$ e $\dot{v}(0) = \dot{v}_0$.

a) Vibração livre não-amortecida ($\zeta = 0$; $p(t) = 0$)

Para esta situação, a solução da equação 3.3 é dada por:

$$v(t) = v_0 \cos(\omega t) + \frac{\dot{v}_0}{\omega} \text{sen}(\omega t) \quad 3.6$$

b) Vibração livre sub-amortecida ($0 < \zeta < 1$; $p(t) = 0$)

Para esta situação, a solução da equação 3.3 é dada por:

$$v(t) = \left[v_0 \cos(\omega_d t) + \left(\frac{\dot{v}_0 + v_0 \zeta \omega}{\omega_d} \right) \text{sen}(\omega_d t) \right] e^{-\zeta \omega t} \quad 3.7$$

Onde $\omega_d = \omega \sqrt{1 - \zeta^2}$ é a frequência amortecida.

c) Vibração forçada (força harmônica) não-amortecida ($\zeta = 0$; $p(t) = p_0 \text{sen}(\bar{\omega} t)$)

Para esta situação, a solução da equação 3.3 é dada por:

$$v(t) = A \cos(\omega t) + B \text{sen}(\omega t) + \frac{p_0}{k} \left[\frac{1}{1 - \beta^2} \right] \text{sen}(\bar{\omega} t) \quad 3.8$$

Onde $\bar{\omega}$ é a frequência de excitação e $\beta = \bar{\omega}/\omega$. As constantes A e B são determinadas através da aplicação das condições iniciais do problema. Para $v_0 = \dot{v}_0 = 0$, tem-se:

$$v(t) = \frac{p_0}{k} \left[\frac{1}{1 - \beta^2} \right] [\text{sen}(\bar{\omega} t) - \beta \text{sen}(\omega t)] \quad 3.9$$

d) Vibração forçada (força harmônica) sub-amortecida ($0 < \zeta < 1$; $p(t) = p_0 \text{sen}(\bar{\omega} t)$)

Para esta situação, a solução da equação 3.3 é dada por:

$$v(t) = [A \cos(\omega_d t) + B \text{sen}(\omega_d t)] e^{-\zeta \omega t} + \frac{p_0}{k} \left[\frac{1}{(1 - \beta^2)^2 + (2\zeta\beta)^2} \right] [(1 - \beta^2) \text{sen}(\bar{\omega} t) - 2\zeta\beta \cos(\bar{\omega} t)] \quad 3.10$$

Onde as constantes A e B são determinadas através da aplicação das condições iniciais do problema.

Embora, na prática, seja predominante a existência de Sistemas com Múltiplos Graus de Liberdade (SMGL) ou com infinitos graus de liberdade (Sistemas Contínuos), em diversos casos é possível realizar simplificações de um modelo mais complexo para tratá-lo como um SSUGL, a fim de que sejam realizadas análises preliminares.

3.1.2 Sistemas com Múltiplos Graus de Liberdade (SMGL)

Para a apresentação dos Sistemas com Múltiplos Graus de Liberdade é utilizada, inicialmente, uma estrutura de pórtico bidimensional, como a da Figura 3.2. É possível visualizar que a estrutura possui tanto os graus de liberdade (GL) de translação (X_1 a X_3) quanto os de rotação (X_4 a X_9). Salienta-se ainda que as deslocabilidade nodais referentes à deformação axial das barras do pórtico foram desconsideradas.

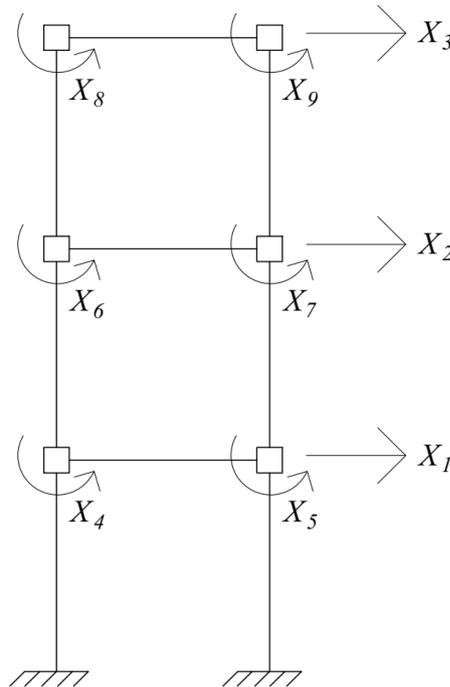


Figura 3.2 – Estrutura de pórtico bidimensional com GLs de translação e rotação.

Similarmente, a estrutura de uma torre pode ser discretizada em diversos nós ao longo do seu comprimento, em que cada nó possuirá dois graus de liberdade: um de translação e outro de rotação, conforme apresentado na Figura 3.3.

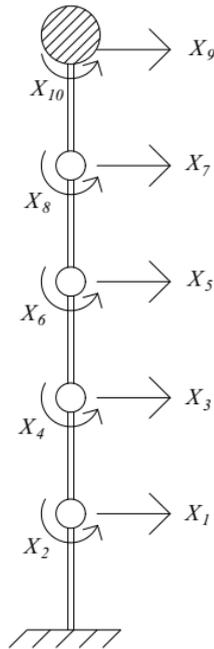


Figura 3.3 – Estrutura do tipo torre discretizada em nós.

A análise dinâmica de um sistema com n graus de liberdade é realizada através de um sistema composto por n EDOs conforme o apresentado na equação 3.11 na forma matricial.

$$[m]\{\ddot{v}\} + [c]\{\dot{v}\} + [k]\{v\} = \{p(t)\} \quad 3.11$$

Onde:

$$[m] = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} & \cdots & m_{1n} \\ m_{21} & m_{22} & \cdots & m_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ m_{n1} & m_{n2} & \cdots & m_{nn} \end{bmatrix} \quad 3.12$$

$$[c] = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & \cdots & c_{1n} \\ c_{21} & c_{22} & \cdots & c_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ c_{n1} & c_{n2} & \cdots & c_{nn} \end{bmatrix} \quad 3.13$$

$$[k] = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & \cdots & k_{1n} \\ k_{21} & k_{22} & \cdots & k_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ k_{n1} & k_{n2} & \cdots & k_{nn} \end{bmatrix} \quad 3.14$$

$$\{v\} = \begin{Bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ \vdots \\ v_n \end{Bmatrix} \quad 3.15$$

Para caracterização do comportamento dinâmico de um sistema como o apresentado, é necessária a determinação das matrizes de rigidez, de massa e de amortecimento da estrutura apresentadas acima.

Essencialmente, a determinação da matriz de rigidez consiste no cálculo das forças que surgem nas direções de cada um dos graus de liberdade quando se aplica um deslocamento unitário em uma determinada deslocabilidade, mantendo as demais fixas. Conceito similar é utilizado para determinação das matrizes de massa e de amortecimento, no entanto são aplicados, respectivamente, aceleração e velocidade unitários na direção de um determinado grau de liberdade e mensuradas as forças de inércia e amortecimento que surgem nas demais deslocabilidade que se mantiveram fixas (Chopra, 1995).

Existem diversos métodos para determinação dessas matrizes, sendo que os mais relevantes para este estudo serão melhor tratados nas seções seguintes deste trabalho.

A determinação das frequências naturais de vibração de um SMGL é realizada na condição de vibração livre. Desprezando também o amortecimento da estrutura, escreve-se a equação 3.11 da seguinte forma:

$$[m]\{\ddot{v}\} + [k]\{v\} = \{0\} \quad 3.16$$

De onde se obtém a equação 3.17, que consiste em um problema de autovalores. Os autovalores ω^2 correspondem ao quadrado das frequências naturais de vibração da estrutura, enquanto os autovetores v representam os deslocamentos dos graus de liberdade em cada um dos modos de vibração, compondo as deformadas modais da estrutura.

$$([k] - \omega^2[m])\{v\} = \{0\} \quad 3.17$$

3.1.3 Sistemas Contínuos

Apesar da vasta aplicabilidade das análises dinâmicas de sistemas discretos, com graus de liberdade finitos, o comportamento exato das estruturas somente pode ser previsto quando analisadas como sistemas contínuos, ou de parâmetros distribuídos, ou seja, sistemas de infinitos graus de liberdade (Clough; Penzien, 2003).

A análise de sistemas contínuos é realizada através de Equações Diferenciais Parciais (EDPs), obtidas da equação de movimento das estruturas. Para os estudos preliminares desenvolvidos até o momento, e devido às características das estruturas de aerogeradores, a equação do movimento transversal de vigas esbeltas sob flexão é de maior relevância.

A Figura 3.4 apresenta o sistema contínuo de uma viga sob flexão, bem como o equilíbrio dinâmico de um elemento infinitesimal dx a partir do qual será obtida a equação do movimento transversal da viga sob efeito da flexão.

Na figura em questão, EI corresponde à rigidez à flexão da viga, \bar{m} é a sua massa linear, V e M são o esforço cortante e momento fletor na seção, respectivamente, e f_I corresponde à força de inércia transversal do elemento, enquanto v é o deslocamento transversal da viga. Todas essas grandezas são funções do tempo (t) e do espaço (x), com exceção da rigidez e massa linear, que dependem somente do espaço.

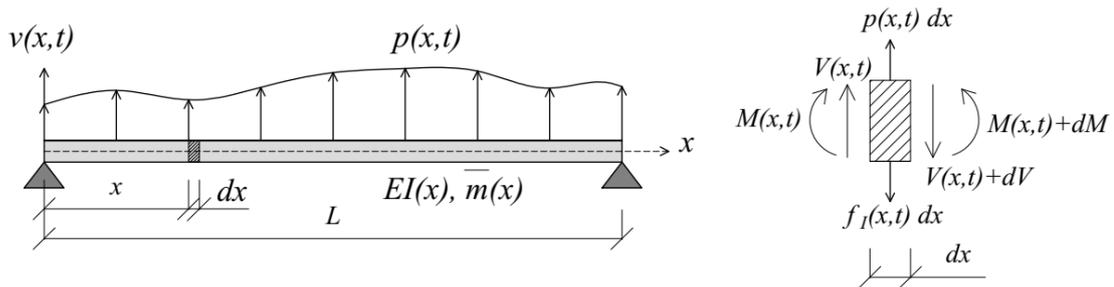


Figura 3.4 – Viga sob carregamento dinâmico transversal e seu elemento infinitesimal.

Aplicando as equações do equilíbrio ao elemento infinitesimal e combinando-as, é obtida a equação 3.18 abaixo.

$$\bar{m}(x) \frac{\partial^2 v(x, t)}{\partial t^2} + \frac{\partial^2 M(x, t)}{\partial x^2} = p(x, t) \quad 3.18$$

Com a relação momento-curvatura, obtém-se a EDP que governa o movimento transversal de vigas esbeltas sob efeito da flexão na sua forma generalizada, apresentada na equação 3.19.

$$\bar{m}(x) \frac{\partial^2 v(x, t)}{\partial t^2} + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(EI(x) \frac{\partial^2 v(x, t)}{\partial x^2} \right) = p(x, t) \quad 3.19$$

A equação acima pode ser utilizada em problemas mais simples, como no caso de vigas de massa e rigidez à flexão constantes ao longo do seu comprimento, caso no qual a equação é reduzida à forma apresentada na equação 3.20.

$$\bar{m} \frac{\partial^2 v(x, t)}{\partial t^2} + EI \frac{\partial^4 v(x, t)}{\partial x^4} = p(x, t) \quad 3.20$$

Uma propriedade fundamental que sempre é necessária na análise dinâmica de estruturas é o conjunto de suas frequências naturais de vibração, que são obtidas considerando a vibração livre. No caso de uma viga de seção constante sob flexão tratada como sistema contínuo, basta que a equação 3.20 resolvida considerando $p(x, t)$ igual a zero, o que permite a utilização do Método da Separação das Variáveis (MSV) para solução do problema:

$$v(x, t) = \phi(x) Y(t) \quad 3.21$$

A partir da qual se obtém, derivando:

$$\ddot{v}(x, t) = \phi(x) \ddot{Y}(t) \quad 3.22$$

$$v^{(iv)}(x, t) = \phi^{(iv)}(x) \ddot{Y}(t) \quad 3.23$$

Substituindo as equações 3.22 e 3.23 na equação 3.20 e considerando o sistema em vibração livre, obtém-se:

$$\frac{\phi^{(iv)}(x)}{\phi(x)} = -\frac{\bar{m} \ddot{Y}(t)}{EI Y(t)} = a^4 \quad 3.24$$

A EDP inicial pode então ser tratada como 2 EDOs, uma que possui o tempo como variável e outra o espaço:

$$\begin{cases} \ddot{Y}(t) + \omega^2 Y(t) = 0 \\ \phi^{(iv)}(x) - a^4 \phi(x) = 0 \end{cases} \quad 3.25$$

Onde:

$$\omega^2 = a^4 \frac{EI}{\bar{m}} \quad 3.26$$

A solução da EDO no domínio do tempo é simplória e coincide com a solução da equação 3.3 em vibração livre, desconsiderando a parcela de amortecimento. A solução da segunda EDO do sistema apresentado acima, no entanto, é mais complexa e permite que sejam calculadas as frequências naturais de vibração da estrutura (ω) e suas deformadas modais (ϕ). Para tal, basta que a EDO seja resolvida considerando as condições de contorno do problema.

Quadro 3.1 – Condições de contorno de vigas sob flexão.

Vinculação na extremidade	Condições de contorno
Livre	$EI \frac{d^2 \phi(x)}{dx^2} = 0$ $\frac{d}{dx} \left(EI \frac{d^2 \phi(x)}{dx^2} \right) = 0$
Simplemente Apoiada	$\phi(x) = 0$ $EI \frac{d^2 \phi(x)}{dx^2} = 0$
Engastada	$\phi(x) = 0$ $\frac{d\phi(x)}{dx} = 0$
Conectada a uma massa concentrada (m_i) com inércia rotacional (j_i)	$\frac{d}{dx} \left(EI \frac{d^2 \phi(x)}{dx^2} \right) = \mp \omega^2 m_i \phi(x)$ $EI \frac{d^2 \phi(x)}{dx^2} = \pm \omega^2 j_i \frac{d\phi(x)}{dx}$

Fonte: Adaptada de Rao (2011) e Pedroso (1993, 2007).

O Quadro 3.1 acima apresenta algumas condições de contorno para diferentes casos de vinculações nas extremidades de vigas sob vibração transversal, sintetizadas a partir do que foi apresentado por Rao (2011) e Pedroso (1993, 2007). Para maior generalidade, as expressões apresentadas se aplicam também aos casos de seção transversal e massa linear variáveis.

3.2 ATENUADOR DE COLUNA LÍQUIDA SINTONIZADA – TLCD

O Atenuador de Coluna Líquida Sintonizada (TLCD) é um dispositivo que consiste, por padrão, em um tubo em U preenchido parcialmente com um fluido de peso específico ρ_f que se desloca quando ocorre a translação da base onde o TLCD encontra-se apoiado. A Figura 3.5 abaixo ilustra o dispositivo em questão.

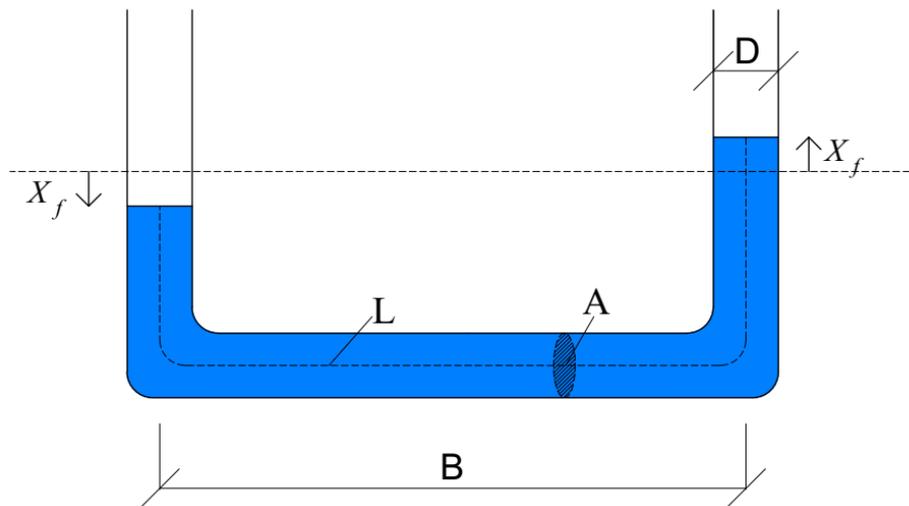


Figura 3.5 – Ilustração genérica de um TLCD e seus parâmetros geométricos.

O TLCD é caracterizado como um SSUGL no qual o movimento do fluido consiste no grau de liberdade. A formulação completa para o movimento oscilatório de uma coluna líquida que caracteriza o TLCD pode ser encontrada na ampla exposição sobre o assunto nos trabalhos de Pedroso (1992a, 2010). A equação 3.27 representa a sua equação do movimento, sendo necessário o cálculo dos parâmetros de massa (m_f), coeficiente de amortecimento (c_f) e força restauradora/elástica (k_f).

$$m_f \ddot{X}_f + c_f \dot{X}_f + k_f X_f = p_f(t) \quad 3.27$$

O parâmetro de massa consiste na massa total de fluido no TLCD, calculada na Equação 3.28:

$$m_f = \rho_f AL \quad 3.28$$

A força restauradora é calculada levando em consideração o desnível de fluido entre as extremidades do TLCD analogamente à rigidez:

$$k_f = 2\rho_f Ag \quad 3.29$$

O amortecimento do sistema está associado à perda de carga (Δh) do fluido em movimento, que pode ser relacionada com uma força no sistema conforme equação 3.30:

$$F_a = \Delta h \rho_f A \quad 3.30$$

A perda de carga é obtida por:

$$\Delta h = f \frac{L \dot{X}_f^2}{D 2g} \quad 3.31$$

Onde f é o coeficiente de atrito da Darcy-Weisbach, que é função do número de Reynolds (Re), da rugosidade do tubo (ε) e do seu diâmetro (D), conforme equação 3.32 (Sousa et al., 1999):

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log_{10} \left[\left(\frac{\varepsilon}{3,7D} \right) - \frac{5,16}{Re} \log_{10} \left(\frac{\varepsilon}{3,7D} + \frac{5,09}{Re^{0,87}} \right) \right] \quad 3.32$$

O número de Reynolds é dado pela equação abaixo, onde ν é a viscosidade cinemática do fluido.

$$Re = \frac{\dot{X}_f D}{\nu} \quad 3.33$$

Com a utilização das Equações 3.30 e 3.31, obtém-se a expressão para o coeficiente de amortecimento, dado pela equação 3.34:

$$c_f = \frac{\pi L D \rho_f}{8} f |\dot{X}_f| \quad 3.34$$

Logo, a equação do movimento para o TLCD apresentado na Figura 3.5 está apresentada na Equação 3.35:

$$\rho_f A L \ddot{X}_f + \frac{\pi L D \rho_f}{8} f |\dot{X}_f| \dot{X}_f + 2 \rho_f A g X_f = p_f(t) \quad 3.35$$

A frequência fundamental de um TLCD pode ser calculada com a aplicação da equação 3.5, resultando em:

$$\omega_{TLCD} = \sqrt{\frac{2 \rho_f A g}{\rho_f A L}} = \sqrt{\frac{2g}{L}} \quad 3.36$$

Para o caso mais simples de TLCD, a equação acima demonstra que sua frequência fundamental depende apenas do comprimento total do fluido e da aceleração da gravidade.

É possível ainda prever no TLCD alguns dispositivos adicionais que podem auxiliar no seu desempenho na atenuação de vibrações, a exemplo da pressurização das colunas e da previsão de um orifício central, conforme apresentado abaixo.

3.2.1 Mecanismos para acréscimo de eficiência do TLCD

A literatura dispõe de inúmeros mecanismos e dispositivos adicionais que permitem um melhor desempenho do TLCD na atenuação de vibrações. Neste trabalho, serão apresentados dois: a pressurização da coluna e a instalação de diafragma central com orifício.

A pressurização das colunas do TLCD (Figura 3.6) promove uma alteração na parcela correspondente à força restauradora do sistema, ou seja, à sua rigidez. De acordo com Pedroso

(1986, 1992a), a força da coluna pressurizada sobre o fluido em deslocamento promove um termo de rigidez adicional dado pela equação abaixo:

$$k_{press} = 2A \frac{1,4P_0}{Z} \quad 3.37$$

Onde Z é a altura da coluna de gás no interior do PTLCD e P_0 é a sua pressão.

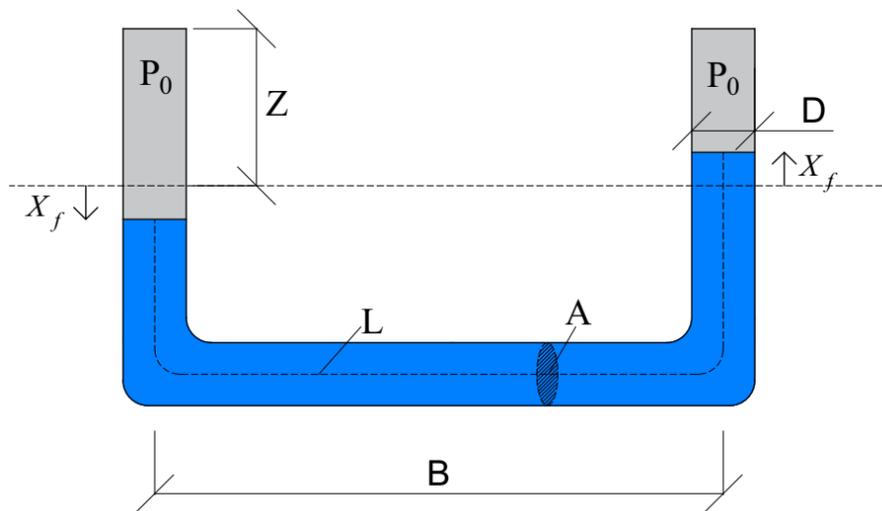


Figura 3.6 – TLCD pressurizado (PTLCD).

Dessa forma, a equação do movimento do fluido no PTLCD pode ser escrita conforme equação 3.38:

$$\rho_f AL \ddot{X}_f + \frac{\pi LD \rho_f}{8} f |\dot{X}_f| \dot{X}_f + \left(2\rho_f Ag + 2A \frac{1,4P_0}{Z} \right) X_f = p_f(t) \quad 3.38$$

Para este caso, devido à alteração no termo correspondente à rigidez do sistema, há também alteração na frequência fundamental do PTLCD, que passa a depender também de outras variáveis do dispositivo:

$$\omega_{TLCD} = \sqrt{\frac{2\rho_f Ag + 2A \frac{1,4P_0}{Z}}{\rho_f AL}} = \sqrt{\frac{2g}{L} + \frac{2,8P_0}{\rho_f LZ}} \quad 3.39$$

Dessa forma, a sintonização do PTLCD com a frequência da estrutura torna-se mais fácil do que o TLCD convencional, uma vez que mais parâmetros podem ser alterados para atingir a frequência desejada.

Além da pressurização da coluna, é possível prever um diafragma com orifício na sua seção central com uma determinada razão de abertura (A_0/A) com o intuito de controlar a perda de carga do fluido em deslocamento no interior do TLCD. A Figura 3.7 ilustra o dispositivo em questão.

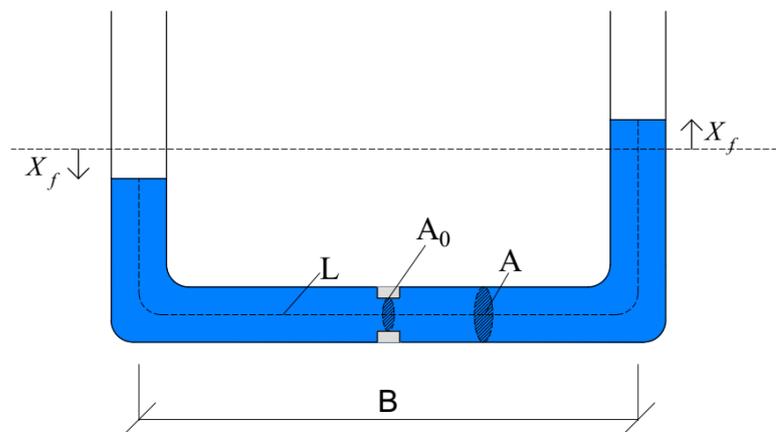


Figura 3.7 – TLCD com diafragma central.

A perda de carga adicional do fluido no diafragma pode ser calculada através da seguinte expressão (Freitas, 2017), onde A_0 corresponde à área do orifício do diafragma:

$$\Delta h_d = \frac{\dot{X}_f^2}{2g} \left(\frac{A}{A_0} - 1 \right)^2 \quad 3.40$$

A força de amortecimento correspondente a essa perda de carga é, então:

$$F_d = \frac{\dot{X}_f^2}{2} \left(\frac{A}{A_0} - 1 \right)^2 \rho_f A \quad 3.41$$

Podendo ser organizada e reescrita da seguinte forma:

$$F_d = \frac{\rho_f A}{2} \left(\frac{A}{A_0} - 1 \right)^2 |\dot{X}_f| \dot{X}_f \quad 3.42$$

A partir disso, pode-se escrever a equação do TLCD com diafragma central:

$$\rho_f AL\ddot{X}_f + \left[\frac{\pi LD\rho_f}{8} f + \frac{\rho_f A}{2} \left(\frac{A}{A_0} - 1 \right)^2 \right] |\dot{X}_f| \dot{X}_f + 2\rho_f AgX_f = p_f(t) \quad 3.43$$

Por fim, é possível ainda combinar os dois mecanismos propostos, utilizando o PTLCD com diafragma central, ilustrado na Figura 3.8.

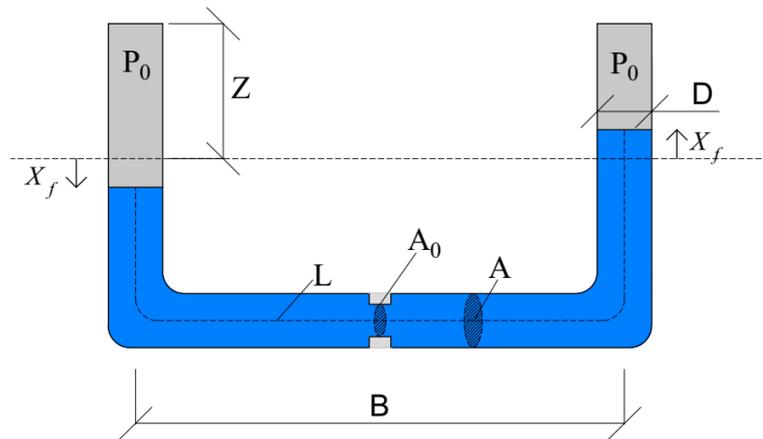


Figura 3.8 – PTLCD com diafragma central.

Nesse caso, a equação do movimento completa é dada pela equação 3.44:

$$\rho_f AL\ddot{X}_f + \left[\frac{\pi LD\rho_f}{8} f + \frac{\rho_f A}{2} \left(\frac{A}{A_0} - 1 \right)^2 \right] |\dot{X}_f| \dot{X}_f + \left(2\rho_f Ag + 2A \frac{1,4P_0}{Z} \right) X_f = p_f(t) \quad 3.44$$

Ambos os mecanismos apresentados acima estão implementados no software DynaPy, que será utilizado mais adiante neste trabalho.

3.2.2 Não-linearidade da parcela de amortecimento do TLCD

O coeficiente de amortecimento apresentado nas equações 3.35, 3.38, 3.43 e 3.44 exibe o comportamento não-linear da equação do movimento do TLCD, elevando a complexidade de

resolução da EDO. Para realização das análises propostas neste trabalho, serão adotadas duas abordagens a depender do caso estudado.

De acordo com Freitas (2017), a formulação teórica utilizada no desenvolvimento do DynaPy consiste na utilização da velocidade instantânea do passo anterior anteriores na discretização do tempo da simulação. Trata-se de uma aproximação satisfatória, uma vez que normalmente é adotado um intervalo de tempo entre os passos pequeno o suficiente. Dessa forma, para os casos em que for utilizado o DynaPy, esta abordagem estará sendo utilizada de maneira implícita.

Alternativamente, é possível também realizar a linearização equivalente do amortecimento conforme modelos propostos na literatura, a exemplo de Balendra et al. (1995) e Yalla e Kareen (2000).

Seja c_{feq} o coeficiente de amortecimento equivalente linearizado, e erro E decorrente do processo de linearização pode ser escrito como:

$$E = \frac{1}{2} \rho_f A \xi |\dot{X}_f| \dot{X}_f - c_{feq} \dot{X}_f \quad 3.45$$

Onde ξ é um coeficiente associado ao amortecimento total do TLCD, que dependerá dos mecanismos de perda de carga do fluido em deslocamento.

O valor de c_{feq} pode ser determinado, então, através de um processo de minimização estatística da média do valor quadrado do erro considerando que a velocidade do fluido pode ser representada como um processo gaussiano estacionário. O resultado da minimização é dado pela equação 3.46, onde $\sigma_{\dot{X}_f}$ é o desvio padrão da velocidade do fluido.

$$c_{feq} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \rho_f A \xi \sigma_{\dot{X}_f} \quad 3.46$$

Em casos práticos, a equação do movimento do TLCD é resolvida de maneira iterativa: adota-se um valor inicial para $\sigma_{\dot{X}_f}$, calculam-se as velocidades através da resolução da EDO e verifica-se se o desvio padrão obtido para essa grandeza converge para o inicialmente adotado.

A linearização equivalente do coeficiente de amortecimento permite a utilização de uma maior variedade de métodos para resolução de equações diferenciais lineares. Além disso, permite que essa parcela seja considerada em função da razão de amortecimento do fluido (ζ_f), conforme equação 3.47:

$$c_{feq} = 2\zeta_f m_f \omega_f \quad 3.47$$

Com esta formulação, é possível a realização de simulações envolvendo o TLCD linearizado de maneira equivalente com a otimização do amortecimento do fluido a partir da determinação do ζ_f que garantir os menores deslocamentos à estrutura.

3.3 ACOPLAMENTO ESTRUTURA-TLCD

Será apresentada abaixo a formulação matemática de um sistema composto por uma estrutura de um único grau de liberdade acoplado a um TLCD, possuindo o sistema completo, então, dois graus de liberdade, conforme ilustrado pela Figura 3.9. As equações em questão são também apresentadas nos trabalhos de Pedroso (2016), Mendes (2018), Ghedini (2023), entre outros.

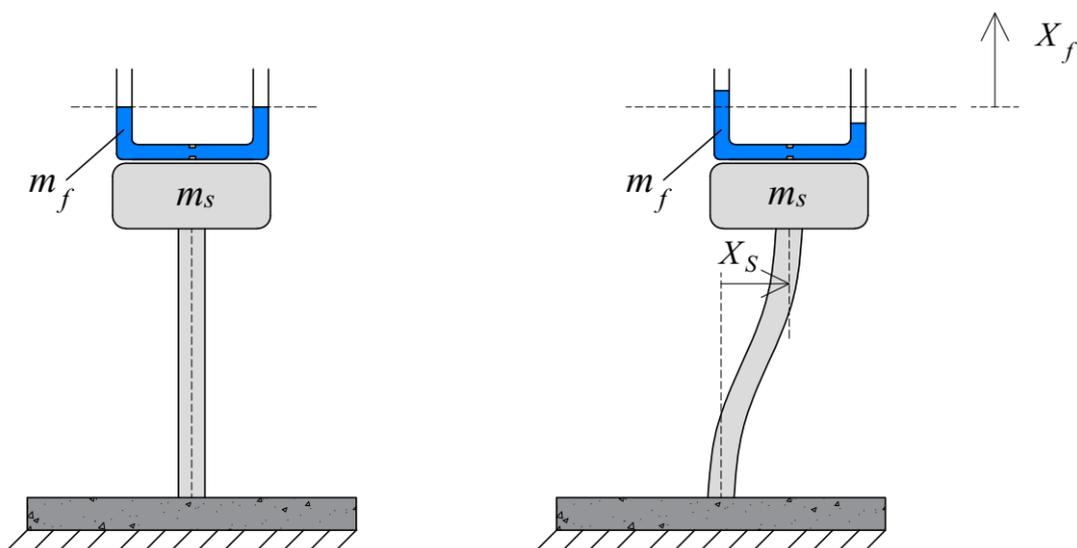


Figura 3.9 – Estrutura de único grau de liberdade acoplada a um TLCD.

O conjunto de equações que governam a dinâmica do sistema apresentado acima estão descritas na Equação 3.48, na forma matricial.

$$\begin{bmatrix} m_s + m_f & \frac{B}{L}m_f \\ \frac{B}{L}m_f & m_f \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{X}_s \\ \ddot{X}_f \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_s & 0 \\ 0 & c_f \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{X}_s \\ \dot{X}_f \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_s & 0 \\ 0 & k_f \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} X_s \\ X_f \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} p_s(t) \\ 0 \end{Bmatrix} \quad 3.48$$

Onde o índice s diz respeito aos parâmetros da estrutura e o índice f ao parâmetros do TLCD. É possível verificar que as equações individuais da estrutura e do TLCD estão acopladas pela massa. O parâmetro $p_s(t)$ corresponde à força de excitação equivalente que atuam sobre a estrutura, causando o seu deslocamento.

Em um caso mais geral, quando é possível simplificar a estrutura de maneira a considerar apenas os graus de liberdade de translação de cada nó, ponto onde também é considerada a massa concentrada de cada segmento, a equação matricial desse acoplamento com o TLCD é dada em 3.49. Nesse caso, considerou-se uma estrutura com n graus de liberdade e a presença de m TLCDs paralelos no seu topo. Nas equações abaixo, foi considerado $\alpha = B/L$, que corresponde à razão de aspecto do TLCD.

$$\begin{bmatrix} [m_s] & [m_{sf}] \\ [m_{fs}] & [m_f] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\ddot{X}_s\} \\ \{\ddot{X}_f\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [c_s] & [0] \\ [0] & [c_f] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\dot{X}_s\} \\ \{\dot{X}_f\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [k_s] & [0] \\ [0] & [k_f] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{X_s\} \\ \{X_f\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{p_s(t)\} \\ \{0\} \end{Bmatrix} \quad 3.49$$

Onde:

$$[m_s] = \begin{bmatrix} m_{s1} & 0 & \dots & & 0 \\ 0 & m_{s2} & & & \vdots \\ \vdots & & \ddots & & 0 \\ & & & m_{s(n-1)} & 0 \\ 0 & \dots & 0 & & m_{sn} + \sum_{i=1}^m m_{fi} \end{bmatrix} \quad 3.50$$

$$[m_{sf}] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & & 0 \\ \alpha m_{f1} & \alpha m_{f2} & \dots & \alpha m_{fm} \end{bmatrix} \quad 3.51$$

$$[m_{fs}] = [m_{sf}]^T \quad 3.52$$

$$[m_f] = \begin{bmatrix} m_{f1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & m_{f2} & & \vdots \\ \vdots & & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & 0 & m_{fm} \end{bmatrix} \quad 3.53$$

$$\{\ddot{X}_s\}^T = \{\ddot{X}_s(t)\}^T = \{\ddot{X}_{s1}(t) \quad \ddot{X}_{s2}(t) \quad \dots \quad \ddot{X}_{sn}(t)\} \quad 3.54$$

$$\{\ddot{X}_f\}^T = \{\ddot{X}_f(t)\}^T = \{\ddot{X}_{f1}(t) \quad \ddot{X}_{f2}(t) \quad \dots \quad \ddot{X}_{fm}(t)\} \quad 3.55$$

As matrizes $[c_s]$ e $[k_s]$ são obtidas conforme o método de solução utilizado para a modelagem da estrutura, o que será apresentado no próximo capítulo deste trabalho. Já as matrizes $[c_f]$ e $[k_f]$ são diagonais contendo as propriedades de cada um dos m TLCDs presentes no topo da estrutura.

3.3.1 Formulação paramétrica do acoplamento estrutura-TLCD

Com a finalidade de conduzir as análises paramétricas propostas em uma das etapas deste trabalho, é necessário reescrever as equações do acoplamento da estrutura-TLCD em função desses parâmetros. Para tal, será utilizado o caso da estrutura com um único grau de liberdade (equação 3.48). Dividindo a primeira linha por m_s e a segunda por m_f , e utilizando as equações da razão de amortecimento e frequência natural já apresentadas na seção 3.1.1, obtém-se a equação 3.56. Foi considerado o TLCD com a linearização equivalente da parcela do amortecimento conforme foi apresentado em 3.2.2.

$$\begin{bmatrix} (1 + \mu) & \alpha\mu \\ \alpha & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{X}_s \\ \ddot{X}_f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 2\zeta_s\omega_s & 0 \\ 0 & 2\zeta_f\omega_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{X}_s \\ \dot{X}_f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_s^2 & 0 \\ 0 & \omega_f^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_s \\ X_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p(t)/m_s \\ 0 \end{bmatrix} \quad 3.56$$

Onde $\alpha = B/L$ é a razão de aspecto do TLCD e $\mu = m_f/m_s$ é a sua razão de massa. Incluindo na formulação a razão de sintonização $\gamma = \omega_f/\omega_s$, é possível apresentar a formulação paramétrica que será utilizada conforme equação 3.56:

$$\begin{bmatrix} (1 + \mu) & \alpha\mu \\ \alpha & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{X}_s \\ \ddot{X}_f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 2\zeta_s\omega_s & 0 \\ 0 & 2\zeta_f\gamma\omega_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{X}_s \\ \dot{X}_f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_s^2 & 0 \\ 0 & (\gamma\omega_s)^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_s \\ X_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p(t)/m_s \\ 0 \end{bmatrix} \quad 3.57$$

A equação acima depende apenas dos parâmetros α , μ e γ do TLCD, da razão de amortecimento do TLCD (ζ_f), da frequência fundamental (ω_s), razão de amortecimento (ζ_s) e massa da estrutura (m_s) e do carregamento externo aplicado sobre ela (p).

4 MÉTODOS DE SOLUÇÃO E ASPECTOS COMPUTACIONAIS

Nessa seção, são apresentados os métodos para solução dos problemas dinâmicos pertinentes a este trabalho, assim como os aspectos computacionais no que diz respeito às rotinas que foram implementadas para realização das simulações e análises.

4.1 DETERMINAÇÃO DAS MATRIZES DE PROPRIEDADES DAS ESTRUTURAS

Neste trabalho, a determinação das matrizes das propriedades estruturais do sistema será realizada, principalmente, através de conceitos derivados do Método dos Elementos Finitos – MEF (Rao, 2011; Clough; Penzien, 2003; Chopra, 1995).

O elemento finito considerado será o elemento de viga, derivado da teoria de Euler-Bernoulli. Cada elemento possui dois nós, e cada nó possui dois graus de liberdade: um de translação e outro de rotação, conforme pode ser observado na Figura 4.1.

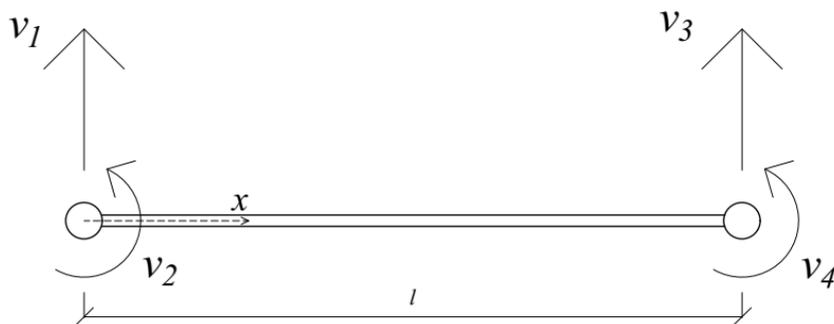


Figura 4.1 – Graus de liberdade do elemento de viga.

Os elementos estão conectados entre si através dos nós, e os deslocamentos transversais ao longo de cada elemento são calculados em função dos seus deslocamentos nodais através de funções de forma $N_i(x)$ de tal forma que:

$$v(x, t) = \sum_{i=1}^4 v_i(t) \psi_i(x) \quad 4.1$$

As funções de forma devem ser determinadas de tal maneira que atendam às seguintes condições de contorno para cada elemento de comprimento l :

$$\psi_1(0) = 1; \psi_1'(0) = \psi_1(l) = \psi_1'(l) = 0 \quad 4.2$$

$$\psi_2'(0) = 1; \psi_2(0) = \psi_2(l) = \psi_2'(l) = 0 \quad 4.3$$

$$\psi_3(l) = 1; \psi_3(0) = \psi_3'(0) = \psi_3'(l) = 0 \quad 4.4$$

$$\psi_4'(l) = 1; \psi_4(0) = \psi_4'(0) = \psi_4(l) = 0 \quad 4.5$$

Para uma viga de seção transversal uniforme, é conveniente definir as funções de forma como polinômios cúbicos que, após aplicação das condições de contorno apresentadas acima, resultam nos polinômios cúbicos de Hermite:

$$\psi_1(x) = 1 - 3\left(\frac{x}{l}\right)^2 + 2\left(\frac{x}{l}\right)^3 \quad 4.6$$

$$\psi_2(x) = x - 2l\left(\frac{x}{l}\right)^2 + l\left(\frac{x}{l}\right)^3 \quad 4.7$$

$$\psi_3(x) = 3\left(\frac{x}{l}\right)^2 - 2\left(\frac{x}{l}\right)^3 \quad 4.8$$

$$\psi_4(x) = -l\left(\frac{x}{l}\right)^2 + l\left(\frac{x}{l}\right)^3 \quad 4.9$$

A partir do equacionamento apresentado acima, é possível descrever, para cada elemento de viga, a deflexão ao longo de todo o seu comprimento uma vez que sejam conhecidos os seus deslocamentos nodais. Além disso, é possível determinar as matrizes das propriedades estruturais necessárias para a análise dinâmica do sistema.

4.1.1 Determinação da matriz de rigidez elástica

Após a definição da função $v(x, t)$ conforme o procedimento acima, é possível calcular a matriz de rigidez elástica de cada elemento que compõe a estrutura através da determinação das forças nodais que surgem nas direções dos graus de liberdade devido à aplicação de um deslocamento unitário (de translação ou rotação) na direção de um grau de liberdade específico, mantendo-se os demais fixos. Para tal finalidade, pode ser utilizado o princípio dos trabalhos virtuais.

Considerando a deformada do elemento associada à aplicação de um deslocamento unitário na direção do grau de liberdade i , aplica-se um outro deslocamento unitário na direção do grau de liberdade j . Calcula-se então os trabalhos realizados pelas forças internas e iguala-se ao trabalho realizado pelas forças externas, o que permite a obtenção da equação 4.10, que define os elementos k_{ij} da matriz de rigidez do elemento de viga.

$$k_{ij} = \int_0^l EI \psi_i''(x) \psi_j''(x) dx \quad 4.10$$

Onde EI é a rigidez à flexão da viga.

A partir da equação acima, é possível calcular cada um dos elementos da matriz $[k]$ individualmente, obtendo-se:

$$[k^{(e)}] = \frac{2EI}{l^3} \begin{bmatrix} 6 & 3l & -6 & 3l \\ 3l & 2l^2 & -3l & l^2 \\ -6 & -3l & 6 & -3l \\ 3l & l^2 & -3l & 2l^2 \end{bmatrix} \quad 4.11$$

Onde o sobrescrito (e) identifica o elemento de viga em questão.

Para a caracterização da estrutura completa, é necessário que seja realizada a montagem da matriz de rigidez global, na qual as matrizes dos elementos individuais são somadas de acordo com os nós de suas extremidades. O procedimento é similar ao utilizado no método da rigidez direta (Clough; Penzien, 2003).

4.1.2 Determinação da matriz de rigidez geométrica

Na análise de estruturas de torres de aerogeradores, torna-se essencial considerar os efeitos da força axial provocada pela massa da nacelle e do rotor presentes no seu topo. Devido à tendência de flambagem da torre devido a essa força axial, há alteração na sua rigidez, que é mensurada através da matriz de rigidez geométrica (Clough; Penzien, 2003).

Apesar de haver formas simplificadas para obtenção da matriz de rigidez geométrica, será adotada, neste trabalho, a matriz consistente, em compatibilidade com a matriz de rigidez obtida na seção anterior.

O processo de determinação da matriz de rigidez geométrica consistente novamente utiliza o princípio dos trabalhos virtuais para determinação das forças nodais que surgem na direção das deslocabilidade nodais quando ocorre um deslocamento unitário na direção de um dos graus de liberdade, mantendo-se os demais fixos. Porém, para o cálculo do trabalho interno no elemento de viga, considera-se a presença do esforço normal decorrente da uma força N aplicada axialmente.

A equação 4.12 permite o cálculo dos coeficientes k_{Gij} da matriz de rigidez geométrica consistente do elemento.

$$k_{Gij} = \int_0^l N \psi_i'(x) \psi_j'(x) dx \quad 4.12$$

A partir da equação acima, é possível calcular cada um dos elementos da matriz $[k_G]$ individualmente, obtendo-se:

$$[k_G^{(e)}] = \frac{N}{30l} \begin{bmatrix} 36 & 3l & -36 & 3l \\ 3l & 4l^2 & -3l & -l^2 \\ -36 & -3l & 36 & -3l \\ 3l & -l^2 & -3l & 4l^2 \end{bmatrix} \quad 4.13$$

Por fim, quando é necessário considerar os efeitos da matriz de rigidez geométrica da estrutura, é realizada a subtração das matrizes de rigidez elástica e de rigidez geométrica, conforme equação 4.14.

$$[\bar{k}] = [k] - [k_G] \quad 4.14$$

Onde $[\bar{k}]$ é a matriz de rigidez combinada da estrutura. Para simplificação da notação a ser utilizada nas seções posteriores deste trabalho, a matriz de rigidez da estrutura com a consideração da rigidez geométrica, seguirá sendo denotada simplesmente por $[k]$. Nas situações em que ela não for considerada, caso não seja aplicável ao problema tratado, isso será explicitado no texto.

4.1.3 Determinação da matriz de massa

Similarmente ao processo anteriormente apresentado para obtenção da matriz de rigidez dos elementos, é possível a aplicação de acelerações nas direções dos graus de liberdade do elemento de viga para determinação da sua matriz de massa, novamente com a utilização do princípio dos trabalhos virtuais aplicados às forças inerciais que surgem nas extremidades do elemento.

E equação 4.15 permite o cálculo dos coeficientes m_{ij} da matriz de massa consistente do elemento.

$$m_{ij} = \int_0^l \bar{m} \psi_i(x) \psi_j(x) dx \quad 4.15$$

Onde \bar{m} é a massa linear do elemento de viga.

A partir da equação acima, é possível calcular cada um dos elementos da matriz $[m]$ individualmente, obtendo-se:

$$[m^{(e)}] = \frac{\bar{m}l}{420} \begin{bmatrix} 156 & 22l & 54 & -13l \\ 22l & 4l^2 & 13l & -3l^2 \\ 54 & 13l & 156 & -22l \\ -13l & -3l^2 & -22l & 4l^2 \end{bmatrix} \quad 4.16$$

Novamente, para cálculo da matriz de massa consistente global para a estrutura, são somadas as matrizes de cada elemento individualmente de acordo com as deslocabilidade associadas aos nós de suas extremidades.

Apesar da matriz de massa consistente permitir uma melhor aproximação do comportamento dinâmico real de um elemento de viga, é comum a utilização de métodos simplificados para determinação da matriz de massa de uma estrutura, a exemplo da matriz de massa concentrada.

A determinação da matriz de massa concentrada é realizada considerando que, após a discretização da estrutura, toda a massa dos elementos são concentradas nos nós. Esses nós, por sua vez, não possuem inércia rotacional, o que faz com que a massa associada aos graus de

liberdade de rotação dos nós seja igual a zero. Dessa forma, apenas os graus de liberdade de translação possuem uma massa associada.

A Figura 4.2 demonstra o procedimento para determinar a massa concentrada em cada nó da estrutura, através do conceito de comprimento de influência. Considera-se que metade da massa do elemento é concentrada em cada um dos nós de suas extremidades. Dessa forma, a matriz de massa concentrada para cada elemento é dada pela equação 4.17.

$$[m^{(e)}] = \frac{\bar{m}l}{2} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad 4.17$$

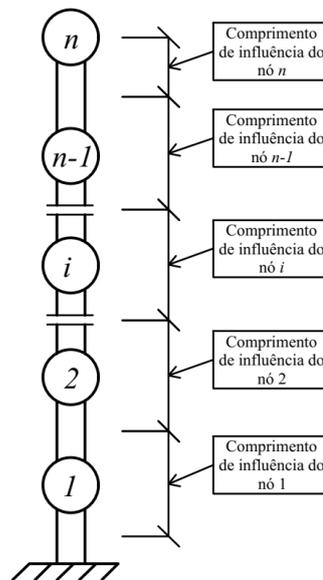


Figura 4.2 – Distribuição de massas nos nós através do comprimento de influência.

A matriz de massa concentrada é amplamente utilizada, e consiste em uma abordagem relativamente simples ao problema, além de reduzir consideravelmente o custo computacional das análises dinâmicas. A montagem da matriz de massa concentrada global é realizada de maneira similar ao que já foi apresentado anteriormente.

4.1.4 Determinação da matriz de amortecimento

Ao contrário das matrizes determinadas anteriormente, a matriz de amortecimento é de difícil obtenção pelos métodos já apresentados, uma vez que não existem meios práticos para

determinação do coeficiente de amortecimento ao longo de um elemento de viga. Em situações práticas, é comum expressar o amortecimento de uma estrutura através da sua razão de amortecimento (ζ). Porém, para que seja possível a realização de análises dinâmicas em certas situações, é necessário que a matriz de amortecimento $[c]$ seja numericamente calculada.

Um método amplamente utilizado para tal finalidade é o do amortecimento de Rayleigh, no qual a matriz $[c]$ é calculada em função das matrizes de rigidez e de massa, conforme a equação 4.18.

$$[c] = a_0[m] + a_1[k] \quad 4.18$$

Onde:

$$a_0 = \zeta \frac{2\omega_i\omega_j}{\omega_i + \omega_j}$$

$$a_1 = \zeta \frac{2}{\omega_i + \omega_j}$$

- a_0 e a_1 são constantes com unidade de s^{-1} e s , respectivamente;
- ζ é a razão de amortecimento da estrutura; e
- ω_i e ω_j são as frequências naturais associadas aos graus de liberdade i e j do sistema, respectivamente.

Usualmente, para a utilização do amortecimento de Rayleigh, é recomendado que o ω_i seja definido como a primeira frequência natural da estrutura e o ω_j como uma frequência natural de um modo de vibração mais elevado, a partir do qual os modos seguintes pouco contribuam com a resposta dinâmica da estrutura (Clough; Penzien, 2013).

Nas análises desenvolvidas ao longo deste trabalho, será atribuída uma mesma razão de amortecimento ζ para os primeiro e segundo modos de vibração natural da estrutura. Para maior praticidade, a matriz de amortecimento proporcional de Rayleigh somente será calculada após a montagem das matrizes de massa e de rigidez globais da estrutura.

4.2 PROCESSO DA CONDENSAÇÃO ESTÁTICA

Na formulação apresentada na seção anterior, foi utilizada, em sua maior parte, a abordagem das matrizes consistentes, que levam em consideração tanto os graus de liberdade

de translação quanto os de rotação. No entanto, essa abordagem demanda maior tempo de processamento computacional em uma análise dinâmica. Dessa forma, torna-se razoável a adoção de certas simplificações, a exemplo da que foi realizada na matriz de massa concentrada.

Apesar da abordagem consistente levar em conta os graus de liberdade de rotação, esses exercem pouca influência no comportamento dinâmico de estruturas do tipo shear building (Clough; Penzien, 2013). Para o caso específico de torres de aerogeradores, modelos com somente os graus de liberdade de translação já podem fornecer soluções com bom grau de aproximação, se nos interessarmos pelo controle das vibrações associadas ao 1º modo (Pedroso, 2016), conforme será mostrado no capítulo 5 deste trabalho.

Portanto, é comum que sejam considerados nas análises dinâmicas apenas os graus de liberdade de translação. O método de determinação das matrizes de massa concentradas, apresentado anteriormente, já utiliza essa premissa. No entanto, a matriz de rigidez obtida através da formulação do elemento de viga ainda considera a deslocabilidade de rotação.

Nesse contexto, a condensação estática pode ser utilizada para a supressão desses graus de liberdade de rotação. A parcela de força elástica do sistema ($\{f_s\}$) pode ser escrita conforme a equação 4.19 para um SMGL no qual os graus de liberdade de translação e de rotação foram devidamente ordenados de maneira a separá-los.

$$\{f_s\} = \begin{bmatrix} [k_{tt}] & [k_{t\theta}] \\ [k_{\theta t}] & [k_{\theta\theta}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{v_t\} \\ \{v_\theta\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{f_{st}\} \\ \{f_{s\theta}\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{f_{st}\} \\ \{0\} \end{Bmatrix} \quad 4.19$$

Onde o índice t corresponde aos graus de liberdade de translação e o índice θ aos graus de liberdade de rotação. A matriz de rigidez foi subdividida em submatrizes correspondentes aos graus de liberdade de translação e rotação.

A consideração de que $\{f_{s\theta}\} = \{0\}$ é realizada se admitindo que as demais forças atuantes na estrutura não possuem componentes de rotação, o que é comumente válido. A partir disso, da equação 4.19 é possível obter a expressão abaixo:

$$\{v_\theta\} = -[k_{\theta\theta}]^{-1}[k_{\theta t}]\{v_t\} \quad 4.20$$

Ainda da equação 4.19, e substituindo nela a equação 4.20, é possível obter as equações abaixo:

$$([k_{tt}] - [k_{t\theta}][k_{\theta\theta}]^{-1}[k_{\theta t}])\{v_t\} = \{f_{st}\} \quad 4.21$$

Que pode ser reescrita como:

$$[k_t]\{v_t\} = \{f_{st}\} \quad 4.22$$

Onde:

$$[k_t] = [k_{tt}] - [k_{t\theta}][k_{\theta\theta}]^{-1}[k_{\theta t}] \quad 4.23$$

Sendo $[k_t]$ a matriz de rigidez translacional da estrutura, que leva em consideração apenas os graus de liberdade de translação.

Mais adiante neste trabalho serão apresentadas comparações entre as duas abordagens, validando a utilização da condensação estática como uma alternativa vantajosa para a condução das análises dinâmicas das estruturas.

4.3 SSUGL COM PROPRIEDADES GENERALIZADAS

Apesar da complexidade dos sistemas contínuos, é possível avaliar o seu comportamento sob a forma de um SSUGL com propriedades generalizadas, desde que seja imposta uma deformada modal $\psi(x)$, o que implica em considerar apenas um modo de vibração.

Sistemas com propriedades generalizadas, ou ainda sistemas generalizados com parâmetros distribuídos, foram utilizados com muito sucesso no GDFE sob a denominação de Artífício da Deformada Imposta – ADI, com aplicações em vários problemas de análises dinâmicas em estruturas, acopladas ou não com fluidos, tal como barragens, vigas profundas, pontes e torres (Pedroso, 1993; Ribeiro, 2010).

O método utilizado neste trabalho, para análise de uma viga sob flexão como um SSUGL consiste em adotar que a sua deflexão ao longo do tempo, para cada ponto do seu

comprimento, é a apresentada na equação 4.24, onde $Z(t)$ representa a coordenada generalizada do sistema simplificado.

$$v(x, t) = \psi(x) Z(t) \quad 4.24$$

A Figura 4.3 ilustra a aplicação do método para a estrutura de uma torre na qual há uma força normal N aplicada na sua extremidade superior e com massa linear e rigidez a flexão variáveis ao longo do seu comprimento. Considera-se ainda uma força externa arbitrária $p(x, t)$ aplicada transversalmente à estrutura.

É possível aplicar o princípio dos trabalhos virtuais para determinar a equação do movimento para o sistema simplificado com propriedades generalizadas.

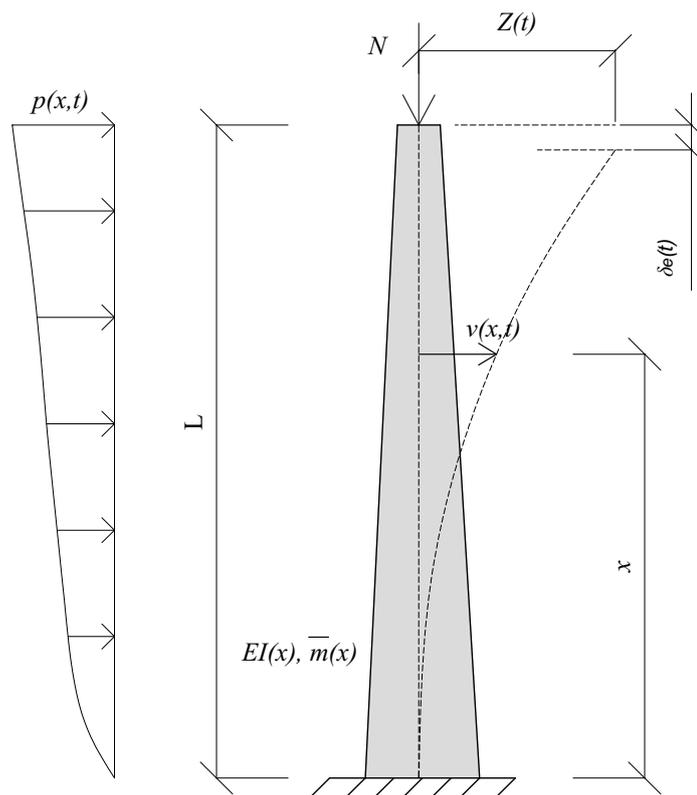


Figura 4.3 – Estrutura contínua tratada como SSUGL.

Supondo a aplicação de um deslocamento virtual $\delta v(x)$, o trabalho virtual exercido pelas forças externas deverá ser igual ao trabalho virtual interno (Clough; Penzien, 2013), conforme a equação 4.25.

$$\delta W_e = \delta W_i \quad 4.25$$

A parcela do trabalho virtual externo surge devido às força $p(x,t)$ e N aplicadas à estrutura e às forças de inércia da própria estrutura decorrentes da sua aceleração. Pelo princípio de D’Alambert, a força de inércia pode ser determinada pela equação 4.26.

$$f_i(x, t) = \bar{m}(x) \ddot{v}(x, t) \quad 4.26$$

Logo, o trabalho virtual externo pode ser calculado pela equação 4.27.

$$\delta W_e = - \int_0^L \bar{m}(x) \ddot{v}(x, t) \delta v(x) dx + \int_0^L p(x, t) \delta v(x) dx + N \delta_e \quad 4.27$$

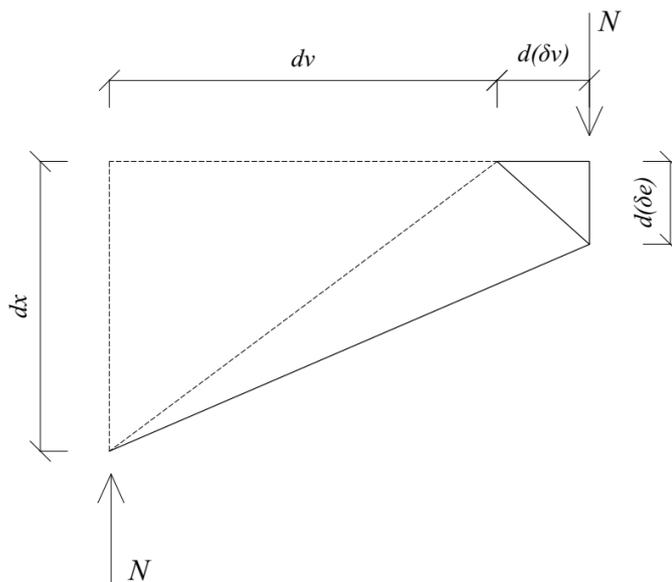


Figura 4.4 – Deslocamentos de elemento infinitesimal da torre.

Para que seja determinado o deslocamento δ_e , é feita uma análise do segmento infinitesimal dx da extremidade superior da estrutura, apresentado na Figura 4.4, onde é possível obter, por semelhança de triângulos, a expressão abaixo, em função das parcelas infinitesimais de deslocamentos:

$$d(\delta_e) = \frac{dv}{dx} \delta \left(\frac{dv}{dx} dx \right) = v'(x, t) \delta v'(x) dx \quad 4.28$$

Substituindo a equação 4.24 e suas derivadas em relação ao tempo e ao comprimento, juntamente com a equação 4.28 sobre a equação 4.27, o trabalho virtual realizado pelas forças externas pode ser escrito como:

$$\delta W_e = \left\{ -\ddot{Z}(t) \int_0^L \bar{m}(x) \psi^2(x) dx + \int_0^L p(x, t) \psi(x) dx + NZ(t) \int_0^L [\psi'(x)]^2 dx \right\} \delta Z \quad 4.29$$

Já o trabalho virtual interno devido à flexão da estrutura, considerada como uma viga, pode ser calculado conforme apresentado na equação abaixo:

$$\delta W_i = \int_0^L M(x, t) \delta v''(x) dx \quad 4.30$$

Para desenvolvimento da equação acima, é necessária a aplicação da relação momento curvatura:

$$M(x, t) = EI(x) v''(x, t) \quad 4.31$$

Dessa forma, obtém-se:

$$\delta W_i = \int_0^L EI(x) v''(x, t) \delta v''(x) dx \quad 4.32$$

Novamente, substituindo a equação 4.24 e suas derivadas em relação ao tempo e ao comprimento, é possível escrever a equação 4.32 como:

$$\delta W_i = \left\{ Z(t) \int_0^L EI(x) [v''(x)]^2 dx \right\} \delta Z \quad 4.33$$

Substituindo as equações 4.29 e 4.33 na equação 4.25, é possível obter a equação do movimento para o sistema de com propriedades generalizadas:

$$m^* \ddot{Z}(t) + \bar{k}^* Z(t) = p^*(t) \quad 4.34$$

Onde:

$$\bar{k}^* = k^* - k_G^* \quad 4.35$$

$$m^* = \int_0^L \bar{m}(x) \psi^2(x) dx \quad 4.36$$

$$k^* = \int_0^L EI(x) [\psi''(x)]^2 dx \quad 4.37$$

$$k_G^* = N \int_0^L [\psi'(x)]^2 dx \quad 4.38$$

$$p^*(t) = \int_0^L p(x, t) \psi(x) dx \quad 4.39$$

Sendo m^* a massa generalizada, k^* a rigidez elástica generalizada, k_G^* a rigidez geométrica generalizada e $p^*(t)$ a carga generalizada. Para o sistema acima, a frequência natural pode ser calculada conforme a equação abaixo:

$$\omega = \sqrt{\frac{\bar{k}^*}{m^*}} \quad 4.40$$

Apesar da equação 4.34 ter sido formulada para um sistema em vibração não amortecida, o termo de amortecimento pode ser facilmente incorporado na equação do movimento em função de uma razão de amortecimento (ζ) e dos demais parâmetros já calculados acima para o sistema simplificado.

$$c^* = 2\zeta m^* \omega \quad 4.41$$

Dessa forma, a equação do movimento considerando o amortecimento passa a ser:

$$m^* \ddot{Z}(t) + c^* \dot{Z}(t) + \bar{k}^* Z(t) = p^*(t) \quad 4.42$$

A formulação apresentada acima considerou propriedades e carregamentos distribuídos ao longo do comprimento da estrutura. No entanto, caso o sistema possua massa concentradas (m_i para inércia de translação e j_i para inércia de rotação, quando houver), molas concentradas (k_i) ou carregamentos concentrados (p_i) em um ponto específico da estrutura, é necessário que as equações 4.36, 4.37 e 4.39 sejam reescritas conforme equações de 4.43 a 4.45, que podem ser obtidas através de procedimento similar ao apresentado anteriormente. A equação 4.38 permanece inalterada para este caso mais geral.

$$m^* = \int_0^L \bar{m}(x) \psi^2(x) dx + \sum m_i \psi_i^2 + \sum j_i \psi_i'^2 \quad 4.43$$

$$k^* = \int_0^L EI(x) [\psi''(x)]^2 dx + \sum k_i \psi_i^2 \quad 4.44$$

$$p^*(t) = \int_0^L p(x, t) \psi(x) dx + \sum p_i(t) \psi_i^2 \quad 4.45$$

Para esses casos, a equação do movimento do sistema se mantém igual à apresentada na equação 4.42.

4.4 ROTINAS COMPUTACIONAIS

4.4.1 Determinação das matrizes de propriedades da estrutura

Nessa seção, são apresentados os principais aspectos computacionais no que diz respeito às rotinas que foram implementadas para determinação das matrizes de propriedades das estruturas necessárias às simulações e análises a serem desenvolvidas.

Para obtenção das matrizes de propriedades das estruturas através do Método dos Elementos Finitos e realização do processo de condensação estática, foram desenvolvidas rotinas computacionais no *software* MATLAB. Os dados de entrada são inseridos através de *script* no qual são definidos os elementos finitos de viga que irão compor a estrutura, as

restrições dos nós (condições de contorno) e os parâmetros de massa e inércia rotacional correspondentes à nacelle e rotor do aerogerador. Ambos os parâmetros são incorporados à matriz de massa do último elemento de viga. Após geração das matrizes de propriedades através do MEF, a formulação da condensação estática é aplicada para obtenção das matrizes com eliminação dos graus de liberdade de rotação.

Com todas as matrizes obtidas, a rotina realiza a análise modal para ambos os casos: MEF e condensação estática. Dessa forma, são geradas as deformadas modais da estrutura e suas respectivas frequências naturais de vibração. A Figura 4.5 apresenta o fluxograma indicando as etapas de processamento realizadas pelas rotinas até a saída dos dados da análise modal.

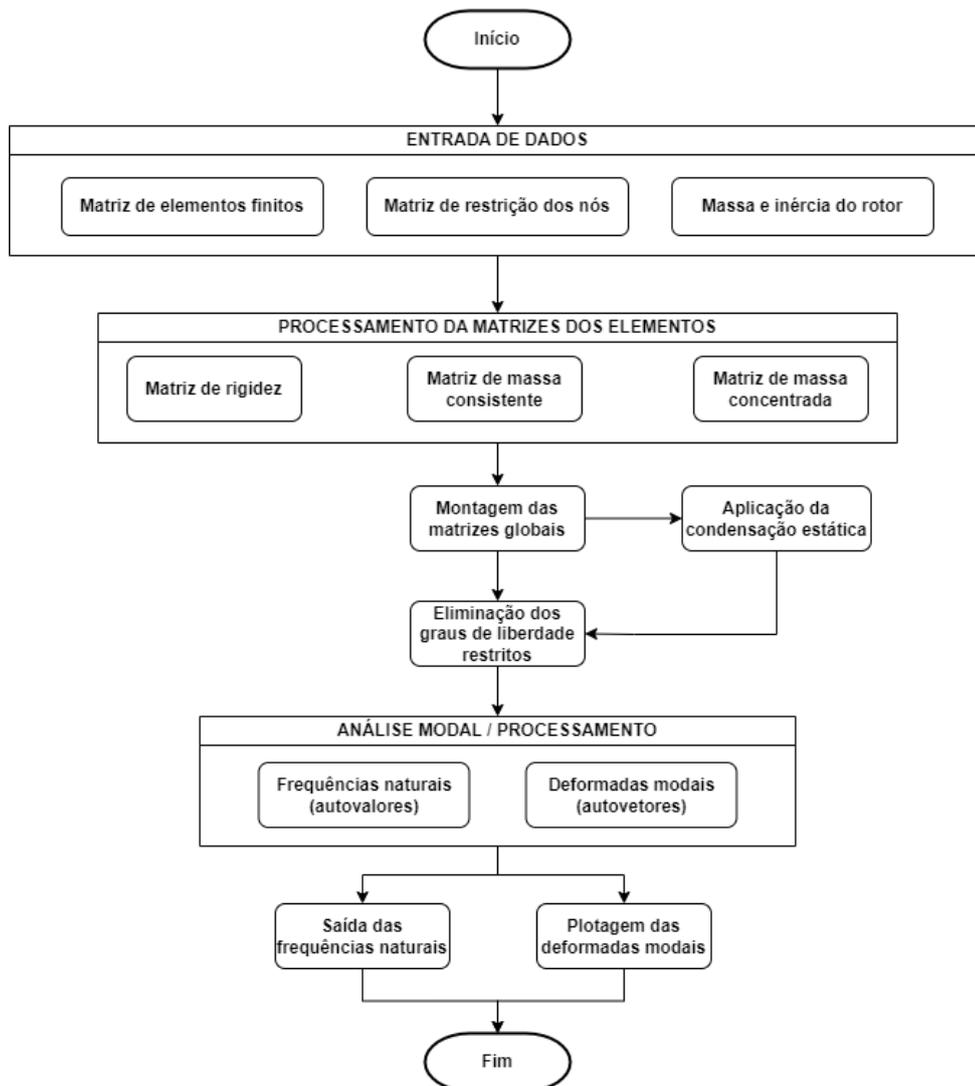


Figura 4.5 – Fluxograma das rotinas desenvolvidas em MATLAB para análise modal.

Além das rotinas para obtenção das matrizes de propriedades, foram elaboradas também através do software *Maple*, rotinas para determinação das propriedades generalizadas da estrutura de maneira, quando considerada de maneira simplificada como um SSUGL. Nesse caso, as rotinas foram implementadas no intuito de obter a solução analíticas das equações 4.38, 4.43, 4.44 e 4.45. São utilizados como dados de entrada os parâmetros geométricos e físicos das torres de aerogeradores: comprimento total, diâmetros e espessuras na base e topo da torre, módulo de elasticidade e densidade do material, além da massa e inércia a rotação da nacelle com rotor. A rotina adota como premissa que o diâmetro da torre e espessura das suas paredes variam linearmente da base até o topo, o que é válido para a maioria dos casos práticos.

4.4.2 Método de Newmark

O Método de Newmark foi proposto para a solução numérica de sistemas de equações diferenciais associadas a análises dinâmicas no domínio do tempo, sendo sua formulação amplamente difundida na literatura técnica. A rotina desenvolvida neste trabalho foi baseada na formulação apresentada por Chopra (1995).

As principais equações do Método de Newmark são as apresentadas abaixo na forma matricial, pressupondo a subdivisão do tempo da análise em intervalos uniformes.

$$\{\dot{v}\}_{i+1} = \{\dot{v}\}_i + [(1 - \gamma_n)\Delta t]\{\ddot{v}\}_i + (\gamma_n\Delta t)\{\dot{v}\}_{i+1} \quad 4.46$$

$$\{v\}_{i+1} = \{v\}_i + (\Delta t)\{\dot{v}\}_i + [(0,5 - \beta_n)(\Delta t)^2]\{\ddot{v}\}_i + [\beta_n(\Delta t)^2]\{\ddot{v}\}_{i+1} \quad 4.47$$

Onde γ_n e β_n são parâmetros que definem a estabilidade e precisão do método em questão, e Δt é o intervalo de tempo entre um passo e outro na análise. O índice n é aqui utilizado para evidenciar que se trata do parâmetro correspondente ao método de Newmark, no intuito de evitar que seja confundido com outros parâmetros utilizados em outras seções deste trabalho. Para garantia de estabilidade e precisão do método, comumente são adotados os parâmetros acima tais quais $1/6 < \beta_n < 1/4$ e $\gamma_n = 1/2$. Especificamente para o caso especial que será utilizado neste trabalho, que equivale ao método da aceleração média, é adotado $\beta_n = 1/4$.

É possível visualizar nas Equações 4.46 e 4.47 que a determinação de $\{\dot{v}\}_{i+1}$ e $\{v\}_{i+1}$ dependem de $\{\ddot{v}\}_{i+1}$, que aparece no membro direito de ambas as equações, sendo o

Método de Newmark, portanto, uma método iterativo, originalmente. No entanto, para o caso de sistemas lineares, é possível simplificar o método de maneira a calcular de maneira direta a aceleração, velocidade e deslocamento do sistema, sem necessidade de realizar iterações.

Nesse caso, as Equações 4.46 e 4.47 podem ser escritas conforme apresentado abaixo, onde $\{\Delta\ddot{v}\}_i = \{\ddot{v}\}_{i+1} - \{\ddot{v}\}_i$, $\{\Delta\dot{v}\}_i = \{\dot{v}\}_{i+1} - \{\dot{v}\}_i$ e $\{\Delta v\}_i = \{v\}_{i+1} - \{v\}_i$.

$$\{\Delta\dot{v}\}_i = (\Delta t)\{\dot{v}\}_i + (\gamma_n \Delta t)\{\Delta\ddot{v}\}_i \quad 4.47$$

$$\{\Delta v\}_i = (\Delta t)\{\dot{v}\}_i + \frac{(\Delta t)^2}{2}\{\ddot{v}\}_i + \beta_n (\Delta t)^2 \{\Delta\ddot{v}\}_i \quad 4.48$$

A Equação 4.48 pode ser escrita de maneira a isolar o termo $\{\Delta\ddot{v}\}_i$ conforme apresentado abaixo:

$$\{\Delta\ddot{v}\}_i = \frac{1}{\beta_n (\Delta t)^2} \{\Delta v\}_i - \frac{1}{\beta_n \Delta t} \{\dot{v}\}_i - \frac{1}{2\beta_n} \{\ddot{v}\}_i \quad 4.49$$

Substituindo a Equação 4.49 na Equação 4.47, obtém-se:

$$\{\Delta\dot{v}\}_i = \frac{\gamma_n}{\beta_n \Delta t} \{\Delta v\}_i - \frac{\gamma_n}{\beta_n} \{\dot{v}\}_i + \Delta t \left(1 - \frac{\gamma_n}{2\beta_n}\right) \{\ddot{v}\}_i \quad 4.50$$

A equação do movimento de um sistema dinâmico linear de múltiplos graus de liberdade (Equação 3.11) pode ainda ser escrita em função das variações de deslocamento, velocidade e aceleração apresentadas acima, conforme Equação 4.51:

$$[m]\{\Delta\ddot{v}\}_i + [c]\{\Delta\dot{v}\}_i + [k]\{\Delta v\}_i = \{\Delta p\}_i \quad 4.51$$

Substituindo as equações 4.49 e 4.50 na 4.51, obtém-se:

$$[\hat{k}]\{\Delta v\}_i = \{\Delta \hat{p}\}_i \quad 4.52$$

Onde:

$$[\hat{k}] = [k] + \frac{\gamma_n}{\beta_n \Delta t} [c] + \frac{1}{\beta_n (\Delta t)^2} [m] \quad 4.53$$

$$\{\hat{p}\}_i = \{\Delta p\}_i + \left(\frac{1}{\beta_n \Delta t} [m] + \frac{\gamma_n}{\beta_n} [c] \right) \{\dot{v}\}_i + \left\{ \frac{1}{2\beta_n} [m] + \Delta t \left(\frac{\gamma_n}{2\beta_n} - 1 \right) [c] \right\} \{\ddot{v}\}_i \quad 4.54$$

Todos os parâmetros presentes nos membros direitos das equações 4.53 e 4.54 são conhecidos para determinado passo i . Dessa forma, é possível determinar $[\hat{k}]$ e $\{\hat{p}\}_i$ para então, a partir da equação 4.52, calcular o incremento no deslocamento conforme equação 4.55:

$$\{\Delta v\}_i = [\hat{k}]^{-1} \{\Delta \hat{p}\}_i \quad 4.55$$

Uma vez conhecido o incremento do deslocamento $\{\Delta v\}_i$, é possível determinar também os incrementos de aceleração e de velocidade, respectivamente, através das equações 4.49 e 4.50 para então calcular o deslocamento, velocidade e aceleração no passo $i+1$ a partir das equações abaixo:

$$\{v\}_{i+1} = \{v\}_i + \{\Delta v\}_i \quad 4.56$$

$$\{\dot{v}\}_{i+1} = \{\dot{v}\}_i + \{\Delta \dot{v}\}_i \quad 4.57$$

$$\{\ddot{v}\}_{i+1} = \{\ddot{v}\}_i + \{\Delta \ddot{v}\}_i \quad 4.58$$

É necessário ainda, antes de prosseguir com a aplicação das equações acima, determinar a aceleração no instante inicial da análise $\{\Delta \ddot{v}\}_0$, a partir das condições iniciais de deslocamento e velocidade, o que pode ser realizado através da equação 4.59.

$$\{\ddot{v}\}_0 = [m]^{-1} (\{p\}_0 - [c] \{\Delta \dot{v}\}_0 - [k] \{\Delta v\}_i) \quad 4.59$$

O algoritmo para o Método de Newmark, conforme formulação discutida acima, é apresentado a seguir.

Através do algoritmo em questão, foi elaborada a rotina computacional do método no software MATLAB para realização de análises dinâmicas no domínio do tempo. O resultados obtidos com essa implementação serão validados neste trabalho.

I. Definição dos parâmetros do método (aceleração média)

$$\gamma_n = 1/2; \beta_n = 1/4$$

II. Cálculos iniciais

- a) Cálculo da aceleração no instante inicial:

$$\{\ddot{v}\}_0 = [m]^{-1}(\{p\}_0 - [c]\{\Delta\dot{v}\}_0 - [k]\{\Delta v\}_i)$$

- b) Escolha do intervalo de tempo de cada passo (Δt);
 c) Cálculo de $[\hat{k}]$:

$$[\hat{k}] = [k] + \frac{\gamma_n}{\beta_n \Delta t} [c] + \frac{1}{\beta_n (\Delta t)^2} [m]$$

III. Cálculo para cada passo i ($i = 1, 2, 3...$)

- a) Cálculo de $\{\hat{p}\}_i$:

$$\{\hat{p}\}_i = \{\Delta p\}_i + \left(\frac{1}{\beta_n \Delta t} [m] + \frac{\gamma_n}{\beta_n} [c] \right) \{\dot{v}\}_i + \left\{ \frac{1}{2\beta_n} [m] + \Delta t \left(\frac{\gamma_n}{2\beta_n} - 1 \right) [c] \right\} \{\ddot{v}\}_i$$

- b) Cálculo do incremento de deslocamento:

$$\{\Delta v\}_i = [\hat{k}]^{-1} \{\Delta \hat{p}\}_i$$

- c) Cálculo do incremento de velocidade:

$$\{\Delta \dot{v}\}_i = \frac{\gamma_n}{\beta_n \Delta t} \{\Delta v\}_i - \frac{\gamma_n}{\beta_n} \{\dot{v}\}_i + \Delta t \left(1 - \frac{\gamma_n}{2\beta_n} \right) \{\ddot{v}\}_i$$

- d) Cálculo do incremento de aceleração:

$$\{\Delta \ddot{v}\}_i = \frac{1}{\beta_n (\Delta t)^2} \{\Delta v\}_i - \frac{1}{\beta_n \Delta t} \{\dot{v}\}_i - \frac{1}{2\beta_n} \{\ddot{v}\}_i$$

- e) Cálculo do deslocamento, velocidade e aceleração no passo $i+1$:

$$\{v\}_{i+1} = \{v\}_i + \{\Delta v\}_i$$

$$\{\dot{v}\}_{i+1} = \{\dot{v}\}_i + \{\Delta \dot{v}\}_i$$

$$\{\ddot{v}\}_{i+1} = \{\ddot{v}\}_i + \{\Delta \ddot{v}\}_i$$

IV. Repetir todos os itens da etapa III para o passo $i+1$ até conclusão da análise.

4.5 O SOFTWARE DYNAPY

O DynaPy é um software desenvolvido originalmente por Freitas e Pedroso no âmbito do Grupo de Dinâmica e Fluido Estrutura da Universidade de Brasília (Freitas, 2017; Freitas; Pedroso, 2017, 2019) com auxílio da linguagem de programação Python e diversas de suas bibliotecas, a exemplo da *Numpy* para tratamento matemático dos problemas e da *Matplotlib* para plotagem de gráficos e apresentação de resultados.

Trata-se de uma ferramenta para realização de análises dinâmicas de estruturas sem e com TLCs e PTLCDs acoplados submetidas a determinados carregamentos. Originalmente, o software foi desenvolvido para estudo de estruturas modeladas como shear building. Porém, neste trabalho é proposta a versão 2.0 do DynaPy, na qual serão implementadas novas funções para análise de torres de aerogeradores.

4.5.1 Arquitetura do software

O software é dividido em três principais partes: pré-processamento, processamento e pós-processamento.

O pré-processamento consiste na etapa de inserção dos dados pelo usuário, o que se dá com o auxílio da interface gráfica do software (GUI). São informados os parâmetros físicos e geométricos da estrutura que será analisada, do TLC e das forças de excitação que serão aplicadas ao sistema. Além disso, são definidas as configurações para condução das análises, a exemplo da duração da análise, discretização do tempo e condições iniciais do problema.

Na etapa de processamento são geradas as matrizes de propriedades do sistema em estudo (massa, amortecimento e rigidez) assim como as matrizes que representam o carregamento aplicado ao longo do tempo. Para determinação das matrizes da estrutura, o software permite a consideração de um modelo de shear building, método já previamente implementado por Freitas (2017), ou um modelo composto por elementos de viga com aplicação da condensação estática, método implementado neste trabalho, como será melhor apresentado mais adiante.

Ainda na etapa de processamento, é realizada a análise do sistema no domínio do tempo através de métodos numéricos para solução do conjunto de equações diferenciais ordinárias. Atualmente, para essa finalidade estão implementadas no DynaPy o Método das Diferenças Finitas (diferenças centrais), Método de Newmark e Método de Runge-Kutta. O software conta

ainda com uma função de análise da estrutura em função da frequência de excitação da força externa, na qual são conduzidas repetidas análises no domínio do tempo para diferentes frequências de força harmônica aplicada e registrados os deslocamentos máximos da estrutura em cada iteração.

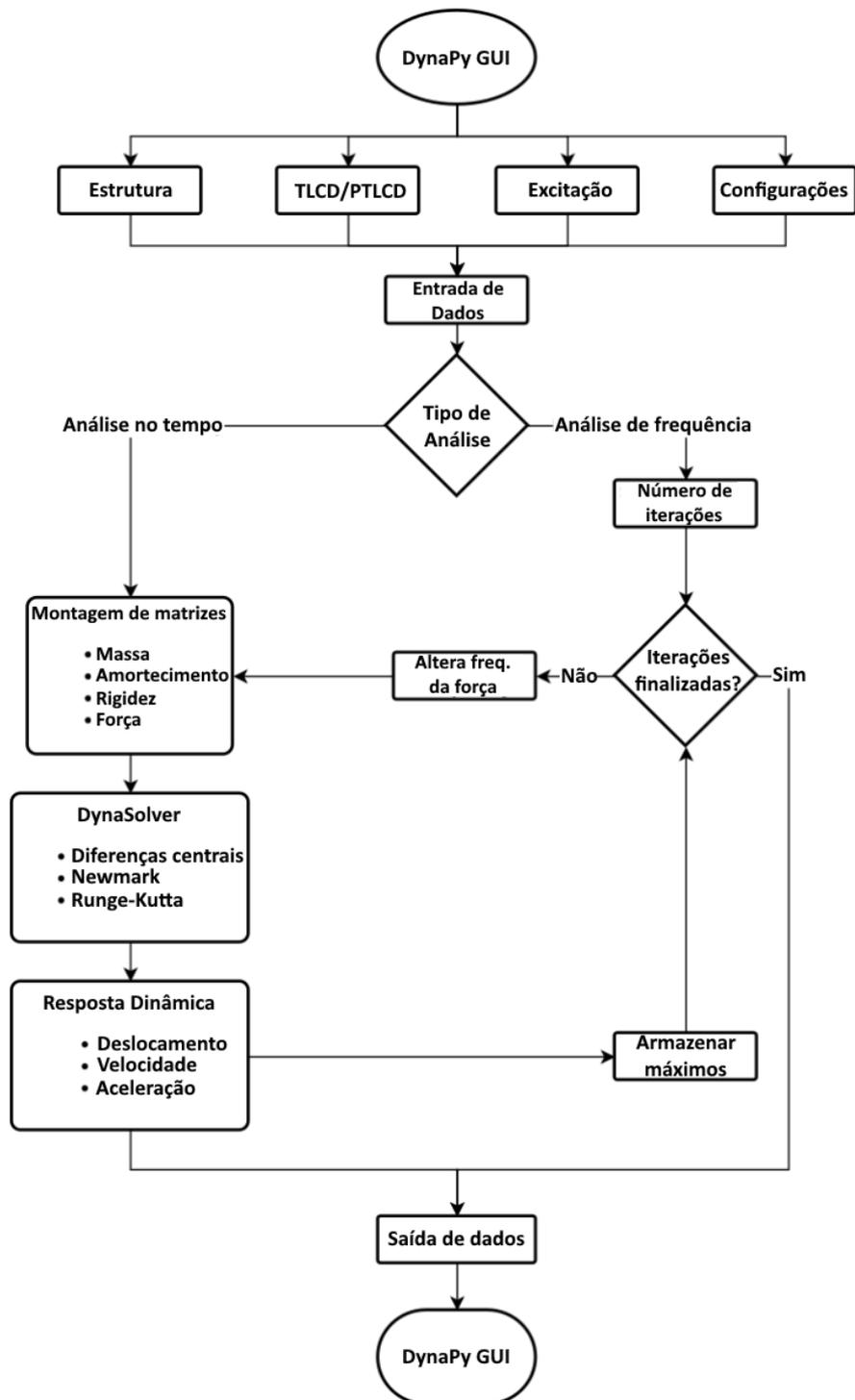


Figura 4.6 - Fluxograma com arquitetura do software DynaPy.
Fonte: Adaptada de Ghedini et al. (2019).

Após cálculo dos resultados, a etapa de pós-processamento permite a visualização dos resultados a partir de gráficos. Para a análise da estrutura no domínio do tempo sob um carregamento específico, é possível visualizar o deslocamento, velocidade e aceleração da estrutura em cada um dos seus pavimentos ou nós em função do tempo. Já quando se opta pela realização da análise em função da frequência, é possível visualizar os gráficos do fator de amplificação dinâmica e do deslocamento máximo da estrutura em função da frequência da força harmônica.

Na Figura 4.6 é possível visualizar o fluxograma que representa o funcionamento do DynaPy. A nova versão do software (DynaPy 2.0) possui a mesma arquitetura da versão original.

A Figura 4.7 e Figura 4.8 apresentam a interface gráfica do DynaPy 2.0 para entrada dos dados referentes à estrutura do tipo shear building e tipo torre de aerogerador, respectivamente.

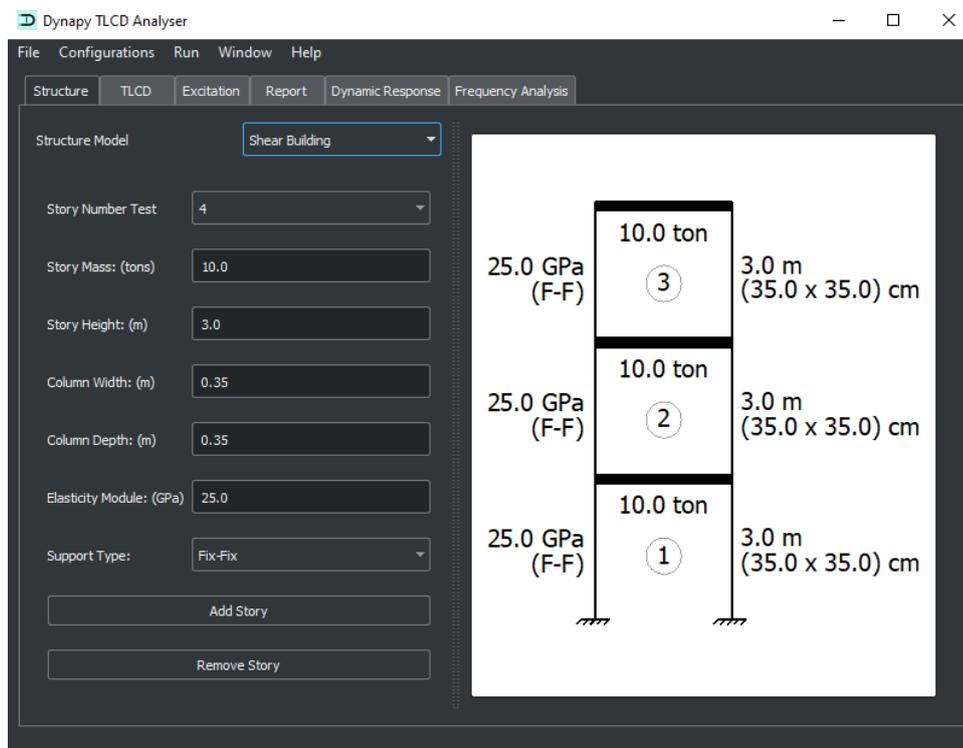


Figura 4.7 - Interface do DynaPy 2.0 para entrada de dados de estrutura shear building.

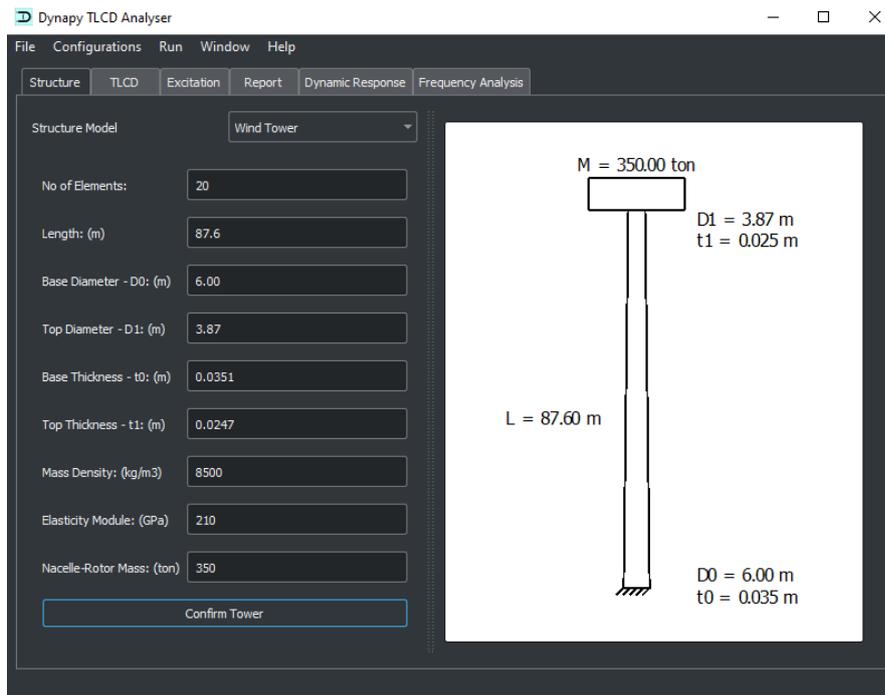


Figura 4.8 – Interface do DynaPy 2.0 para entrada de dados de torre de aerogerador.

Para que o TLCD ou PTLCD seja incorporado à análise da estrutura, o DynaPy possui uma aba específica onde o usuário pode optar por qual dispositivo considerar e entrar com os seus parâmetros geométricos, o que pode ser visualizada na Figura 4.9. Ambas as versões do software compartilham da mesma interface gráfica para essa aba.

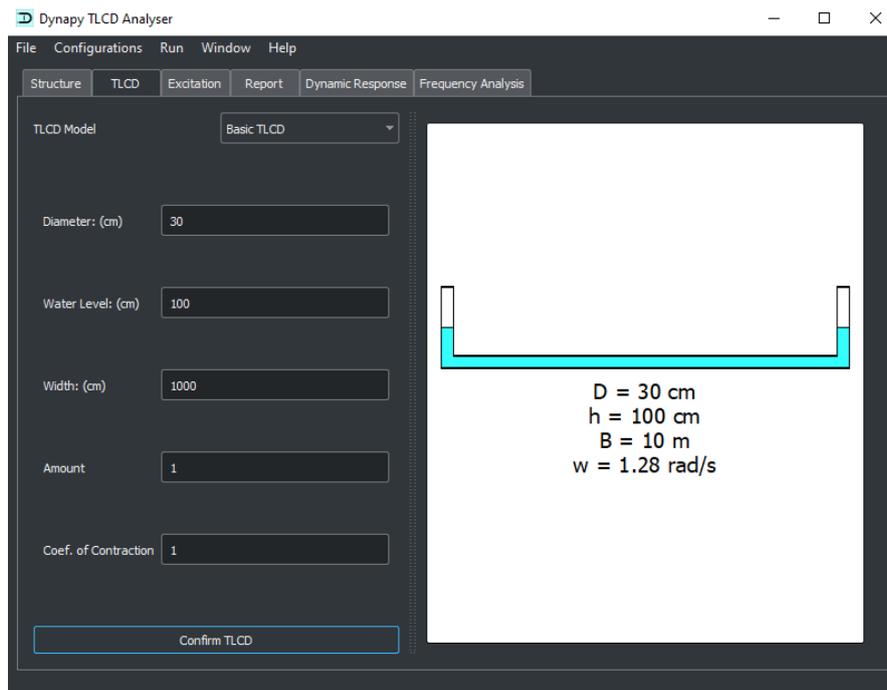


Figura 4.9 - Interface do DynaPy para entrada de dados do TLCD.

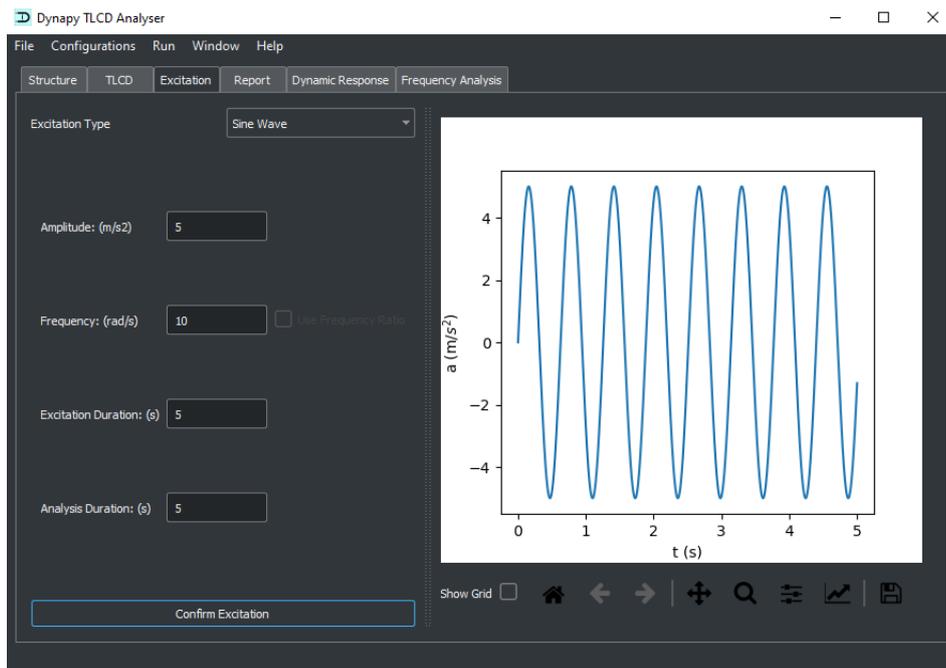


Figura 4.10 - Interface do DynaPy para entrada de dados da excitação harmônica

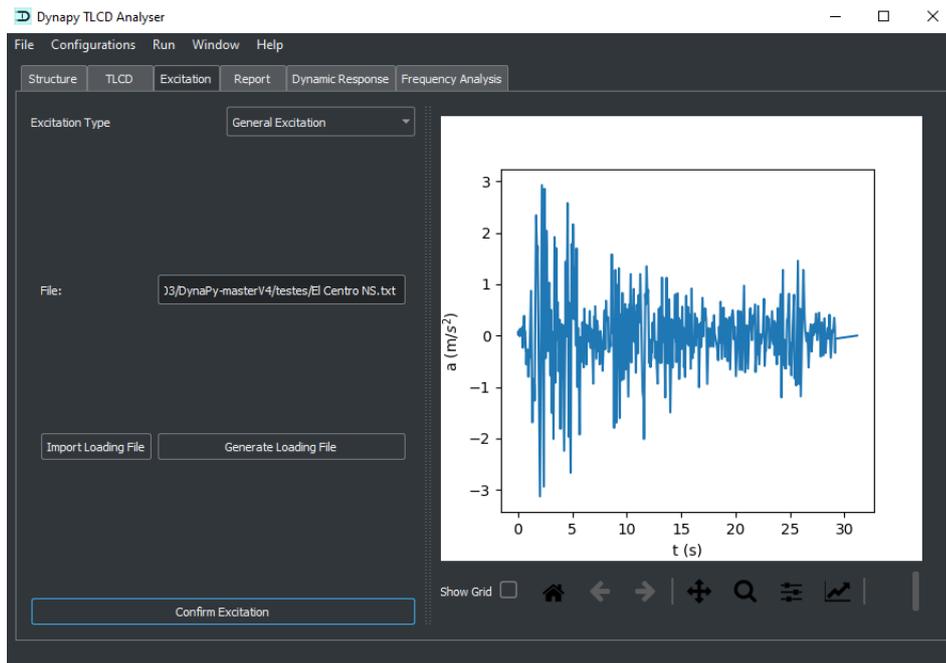


Figura 4.11 - Interface do DynaPy para entrada de dados de carregamento sísmico.

A entrada dos dados referentes à força de excitação que atuará sobre a estrutura também é realizada através da interface gráfica do programa, conforme pode ser visualizado na Figura 4.10 e Figura 4.11. O usuário pode optar pela consideração de uma força harmônica aplicada no topo da estrutura ou carregar um arquivo no qual esteja registrada uma excitação arbitrária sob forma de aceleração na base da estrutura, a exemplo de sismos.

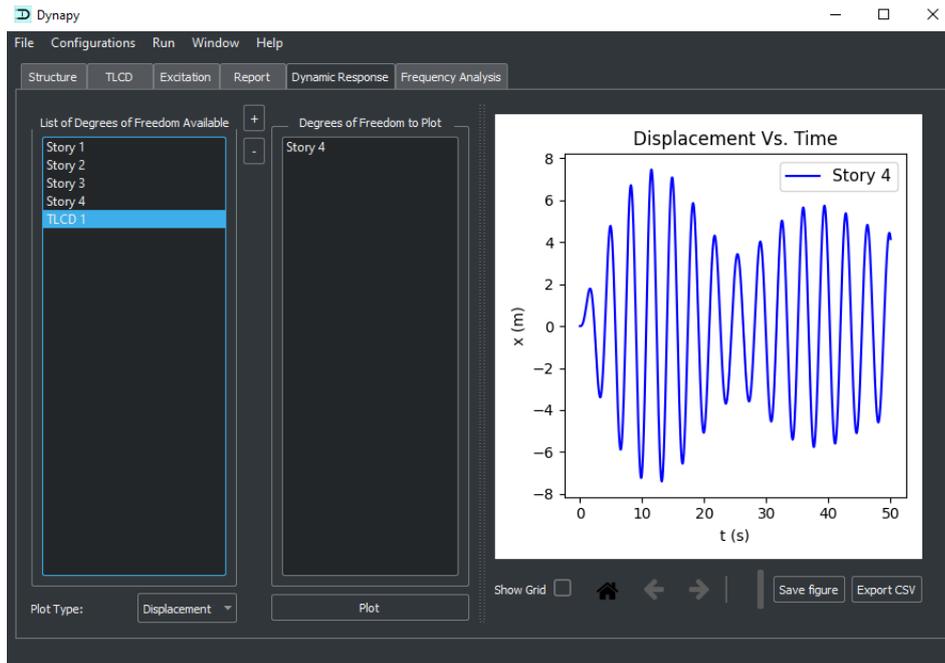


Figura 4.12 - Resultados da análise no domínio do tempo no DynaPy.

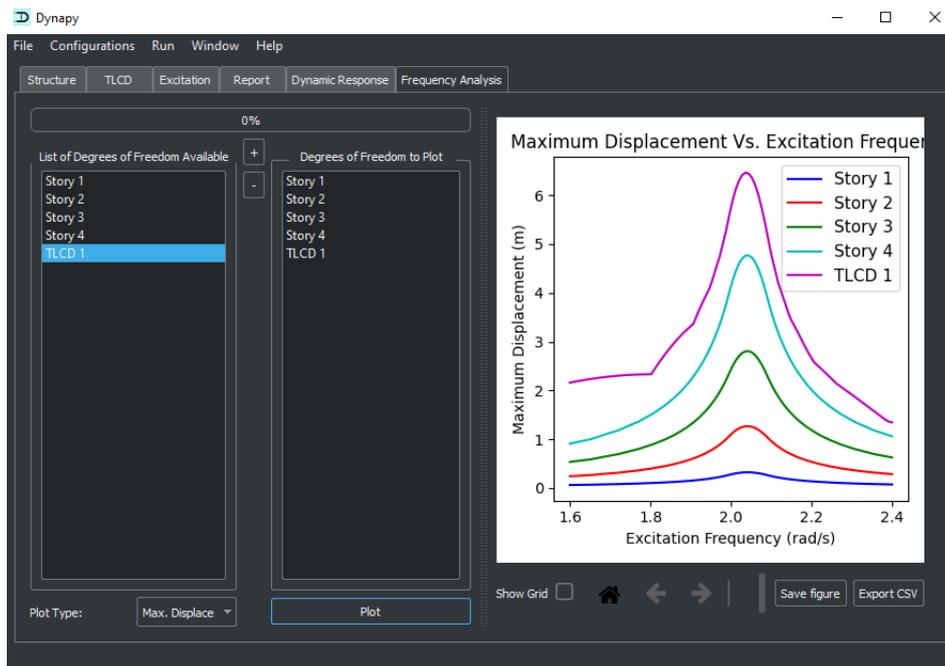


Figura 4.13 - Resultados da análise de frequências no DynaPy.

Após processamento da análise, é possível consultar alguns dados importantes da simulação no relatório gerado pelo DynaPy, onde são apresentados os principais dados de entrada do problema, as matrizes de propriedades e de força e as frequências naturais do sistema. Os dados referentes aos deslocamentos, velocidades e acelerações da estrutura da

análise no domínio do tempo, por sua vez, podem ser visualizados através dos gráficos gerados no pós-processamento, a exemplo do que é apresentado na Figura 4.12.

Os resultados da análise de frequência do sistema também são apresentados através de gráficos de deslocamento ou fator de amplificação dinâmica em função da frequência de excitação da força harmônica, que são gerados na etapa de pós-processamento (Figura 4.13).

Os resultados do DynaPy aplicado a estruturas do tipo shear building já foram amplamente estudados e validados através dos trabalhos de Freitas e Pedroso (2017), Ghedini et al. (2019), Ghedini (2023) e Mendes et al. (2023). Neste trabalho, será dado maior enfoque à utilização das novas funcionalidades do DynaPy 2.0 para análise de estruturas de aerogeradores.

4.5.2 Novas implementações no DynaPy

O principal avanço do DynaPy 2.0 foi a implementação da interface de entrada de dados para análise de torres de aerogeradores, bem como as novas rotinas para geração das matrizes de rigidez, massa e amortecimento para esse caso.

Enquanto a entrada de dados de estruturas de shear building já existia no DynaPy desde suas versões iniciais, a interface de entrada de dados para estrutura de aerogerador foi implementada neste trabalho (Figura 4.8). Com o objetivo de facilitar a operação do software pelo usuário, o programa requer apenas a inserção da geometria da torre, a massa do conjunto Nacelle-Rotor presente na sua extremidade e as propriedades físicas do material, além da quantidade de segmentos para discretização da estrutura. O software apresenta ainda um desenho paramétrico para visualização simplificada da torre que foi definida.

A partir desses dados de entrada, ainda na etapa de pré-processamento o software discretiza a torre em elementos de viga de seção transversal uniforme cujas dimensões são calculadas considerando que a estrutura possui seção tubular vazada e que varia uniformemente da base até o topo.

A geração de matrizes na etapa de processamento é realizada primeiro para cada um desses elementos e, posteriormente, são montadas as matrizes globais da estrutura. É considerado o efeito da força normal causado pela massa na extremidade superior da torre sob a forma da matriz de rigidez geométrica. Após isso, aplica-se o processo da condensação

estática para eliminação dos graus de liberdade de rotação. Esse processo segue o que foi descrito nas seções 4.1 e 4.2 deste trabalho.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

O presente capítulo encontra-se dividido em três partes: a primeira apresentará os resultados preliminares das rotinas desenvolvidas em MATLAB e que possuem o intuito principal de validar os métodos e implementações, avaliando sua precisão na determinação do comportamento dinâmico das estruturas estudadas, inclusive verificando o efeito da eliminação dos graus de liberdade de rotação em estruturas do tipo torre.

Na segunda parte, serão apresentados os resultados obtidos através do módulo de análise de torres implementado no software DynaPy 2.0, onde o TLCD passou a ser considerado acoplado à estrutura para atenuação das vibrações. Por fim, a última parte trará os resultados da análise paramétrica realizada com intuito de fornecer parâmetros para otimização do TLCD nesse tipo de estrutura.

5.1 RESULTADOS PRELIMINARES

Nesta seção serão apresentados resultados preliminares obtidos ao longo do desenvolvimento deste trabalho com o objetivo de validar os métodos propostos, as rotinas computacionais implementadas e o efeito da eliminação dos graus de liberdade de rotação dos nós da estrutura. Para essa finalidade, serão utilizados como referência resultados analíticos ou outros resultados disponíveis na literatura.

5.1.1 Validação dos métodos propostos através de análise modal

Para a aplicação dos métodos propostos anteriormente neste trabalho e a respectiva avaliação dos seus resultados, é realizada a análise de diversas estruturas de torres com aumento gradual de complexidade, de maneira que seja possível validar os casos mais simples com resultados analíticos exatos ou com outros resultados existentes na literatura.

Dessa forma, é proposta a utilização de uma torre hipotética, com seção transversal constante ao longo do seu comprimento, de maneira que seja possível comparação entre a frequência fundamental obtida através dos métodos propostos com as obtidas de maneira exata, analiticamente, com a consideração de um sistema contínuo.

A Tabela 5.1 apresenta, de maneira resumida, as principais propriedades da torre analisada, e na Figura 5.1 é possível visualizar a torre de aerogerador *onshore* e os seus parâmetros geométricos.

Tabela 5.1 – Propriedades da torre utilizada nas simulações.

Propriedades da torre	Torre 1 (Hipotética)	Unidade
Altura da Torre (L)	85,00	[m]
Diâmetro na base (D_0)	5,00	[m]
Espessura na base (t_0)	30,00	[mm]
Diâmetro no topo (D_1)	5,00	[m]
Espessura no topo (t_1)	30,00	[mm]
Massa Específica do Aço ($\rho_{aço}$)	8.500,00	[kg/m ³]
Módulo de Elasticidade do aço (E)	210,00	[GPa]
Massa da Nacelle + Rotor (M_c)	350.000,00	[kg]

A torre apresentada acima será analisada sobre diferentes situações, conforme será descrito abaixo, no intuito de tornar possível a validação dos resultados para diversos casos. Os parâmetros foram definidos de maneira a tornar esta análise preliminar mais simples, porém se aproximam relativamente bem de casos reais de aerogeradores. É importante observar que a massa específica do aço acima do valor real é adotada como uma forma de levar em conta a presença de soldas, parafusos, flanges e pintura da torre, conforme é sugerido por Jonkman et al. (2009).

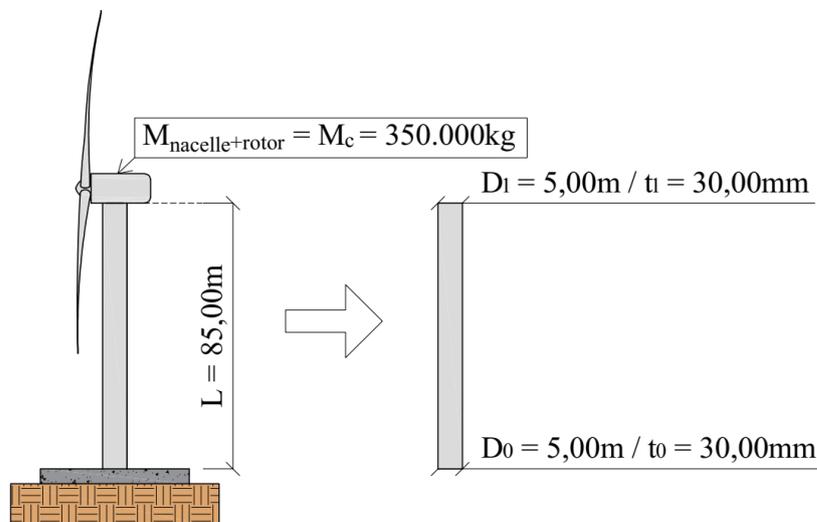


Figura 5.1 – Estrutura de aerogerador hipotético de seção constante.

Especificamente para a aplicação do método de simplificação da estrutura para um SSUGL com propriedades generalizadas (seção 4.3 deste trabalho), é necessária a definição de uma deformada imposta à estrutura de maneira que seja possível a utilização das equações 4.43 a 4.45. Na determinação dos resultados pelo método em comento, todas as simulações utilizaram a equação 5.1 como deformada imposta à estrutura.

$$\psi(x) = 1 - \cos\left(\frac{\pi x}{2L}\right) \quad 5.1$$

É importante ressaltar que, no caso de aplicação deste método, a deformada imposta consistirá na deformada modal da estrutura para o seu primeiro modo de vibração.

A torre foi simulada sob três situações distintas. Primeiro, sem a presença da massa correspondente à nacelle e rotor, sendo considerada somente a massa linear da própria torre ($M_c = k_G^* = 0$). A segunda considera a massa da nacelle e rotor, porém despreza os efeitos da força axial na rigidez da estrutura ($M_c \neq 0; k_G^* = 0$). Por fim, a terceira considera tanto a massa concentrada quanto os efeitos da força axial decorrentes dela ($M_c \neq 0; k_G^* \neq 0$).

Em todos os casos, foi desconsiderada a inércia rotacional da massa presente na extremidade superior da estrutura. Para a análise realizada através do MEF, a torre foi discretizada em 20 elementos finitos de viga.

Para a aplicação do método das propriedades generalizadas foi utilizado o software *Maple*, a partir do qual foram obtidos os dados apresentados na Tabela 5.2 através das equações 4.38 e 4.43 a 4.45.

Tabela 5.2 – Propriedades generalizadas da estrutura simplificada como SUGL para as três situações propostas.

Propriedade	Situação 1 ($M_c = k_G^* = 0$)	Situação 2 ($M_c \neq 0; k_G^* = 0$)	Situação 3 ($M_c \neq 0; k_G^* \neq 0$)
M_c [kg]	0,00	350.000,00	350.000,00
m^* [kg]	76.741,92	426.741,92	426.741,92
k^* [N/m]	1.505.490,99	1.505.490,99	1.505.490,99
k_G^* [N/m]	0,00	0,00	49813,93
\bar{k} [N/m]	1.505.490,99	1.505.490,99	1.455.677,06

5.1.1.1 Situação 1 ($M_c = k_G^* = 0$)

Os resultados obtidos para as quatro primeiras frequências naturais da torre analisada na sua situação 1 estão apresentados na Tabela 5.3. Para o método da simplificação da estrutura para um SUGL com propriedades generalizadas, somente a primeira frequência natural será calculada, uma vez que essa é uma das limitações do método.

Tabela 5.3 – Frequências naturais da torre hipotética obtidas para a situação 1.

Modo	Analítico	MEF		MEF com CE		Propriedades Generalizadas	
	Frequência (Hz)	Frequência (Hz)	Erro	Frequência (Hz)	Erro	Frequência (Hz)	Erro
1º	0,6765	0,6765	0,00%	0,6757	0,11%	0,7049	4,21%
2º	4,2394	4,2394	0,00%	4,2226	0,40%	-	-
3º	11,8703	11,8705	0,00%	11,7932	0,65%	-	-
4º	23,2611	23,2626	0,01%	23,0491	0,91%	-	-

As deformadas modais da estrutura considerando a situação 1 estão apresentadas na Figura 5.2 de maneira comparativa para os métodos de análise modal propostos: analítico, MEF, MEF com processo da condensação estática (CE) e método simplificado para SSUGL de propriedades generalizadas (Prop. Gen.).

É possível observar que com a discretização adotada para o MEF, os valores obtidos para as quatro primeiras frequências naturais da estrutura são praticamente exatos quando comparados com as frequências analíticas. Para o caso da aplicação da condensação estática, verifica-se que passa a surgir um erro relativo, porém que ainda é desprezível, sendo menor que 1,0% para a 4ª frequência natural.

Além disso, a frequência fundamental obtida pelo método de simplificação da estrutura da estrutura para um SSUGL de propriedades generalizadas apresentou um erro abaixo de 5,0%, sendo um valor razoável quando se considera que o sistema contínuo correspondente à torre está sendo representado como um sistema extremamente simples.

Quanto às deformadas modais, é verificada uma excelente concordância entre os métodos propostos, especialmente para o 1º modo, com exceção do método das propriedades generalizadas, pois a deformada modal é arbitrada no início do problema, ao invés de ser calculada através das matrizes de propriedades da estrutura. O maior erro associado à frequência natural calculada por esse método é explicado por essa inexatidão da deformada modal.

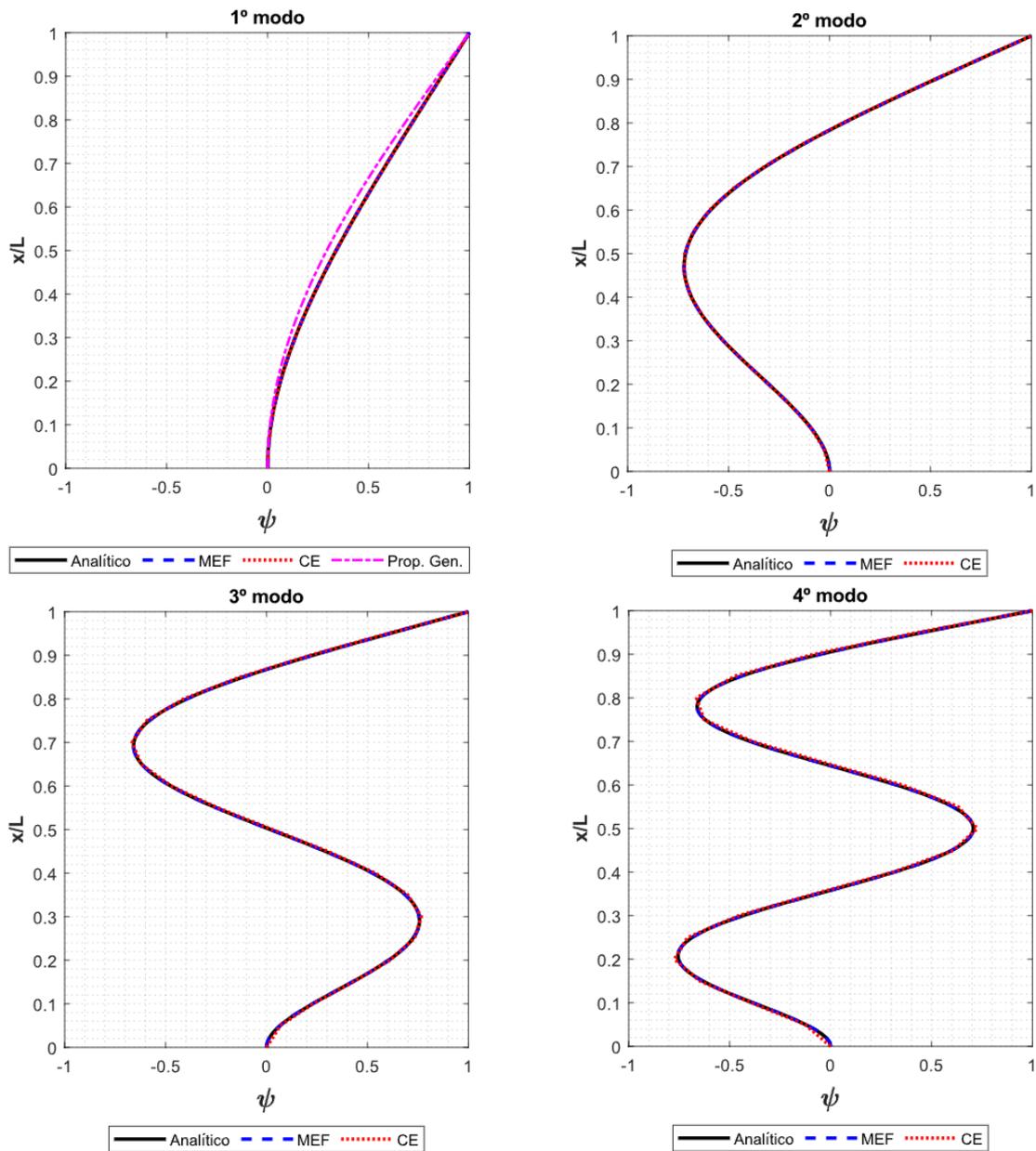


Figura 5.2 – Deformadas modais da torre hipotética na situação 1 ($M_c = k_G^* = 0$).

Apenas a partir do 4º modo é que se torna possível perceber uma suave redução na precisão da deformada modal obtida pela condensação estática em comparação com as calculadas analiticamente e através do MEF. No entanto, como o 1º modo de vibração é o mais relevante no estudo dessas estruturas, essas pequenas divergências nos modos mais elevados não afetam significativamente os resultados das análises realizadas pelo método da condensação estática.

5.1.1.2 Situação 2 ($M_c \neq 0; k_G^* = 0$)

Para a segunda situação simulada, foram obtidas as quatro primeiras frequências naturais da estrutura através dos métodos propostos, que estão apresentadas na Tabela 5.4. Neste caso, como foi desprezada a matriz de rigidez geométrica da estrutura, no cálculo das frequências não são levados em consideração os efeitos da força axial provocada pelo peso da nacelle e rotor do aerogerador sobre a torre.

Na Figura 5.3 é possível visualizar as deformadas modais da estrutura também para os quatro primeiros modos de vibração natural obtidas a partir dos métodos propostos.

Tabela 5.4 – Frequências naturais da Torre 1 obtidas para a situação 2.

Modo	Analítico	MEF		MEF com CE		Propriedades Generalizadas	
	Frequência (Hz)	Frequência (Hz)	Erro	Frequência (Hz)	Erro	Frequência (Hz)	Erro
1º	0,2956	0,2956	0,00%	0,2955	0,02%	0,2989	1,14%
2º	3,1218	3,1218	0,00%	3,1206	0,04%	-	-
3º	9,7867	9,7868	0,00%	9,7827	0,04%	-	-
4º	20,2341	20,2350	0,00%	20,2250	0,04%	-	-

Novamente, os resultados obtidos pelo MEF e pelo MEF com condensação estática (CE) se aproximaram dos resultados analíticos praticamente com exatidão, tanto em relação às frequências naturais quanto em relação às deformadas modais da estrutura.

Quanto ao método de simplificação da estrutura para um SUGL com propriedades generalizadas, é possível visualizar uma redução no erro relativo da frequência natural correspondente ao 1º modo de vibração. Isso está relacionado com a maior proximidade entre as deformadas modais analítica e a obtida pelo método em questão, o que indica que a deformada imposta apresentada na equação 5.1 é mais adequada para representar o comportamento da estrutura engastada na base e com uma massa concentrada na extremidade superior.

Novamente, as divergências entre as deformadas modais obtidas pela condensação estática e as exatas, calculadas analiticamente, somente são visualizadas a partir do 4º modo de vibração, e ainda assim de maneira bastante suave.

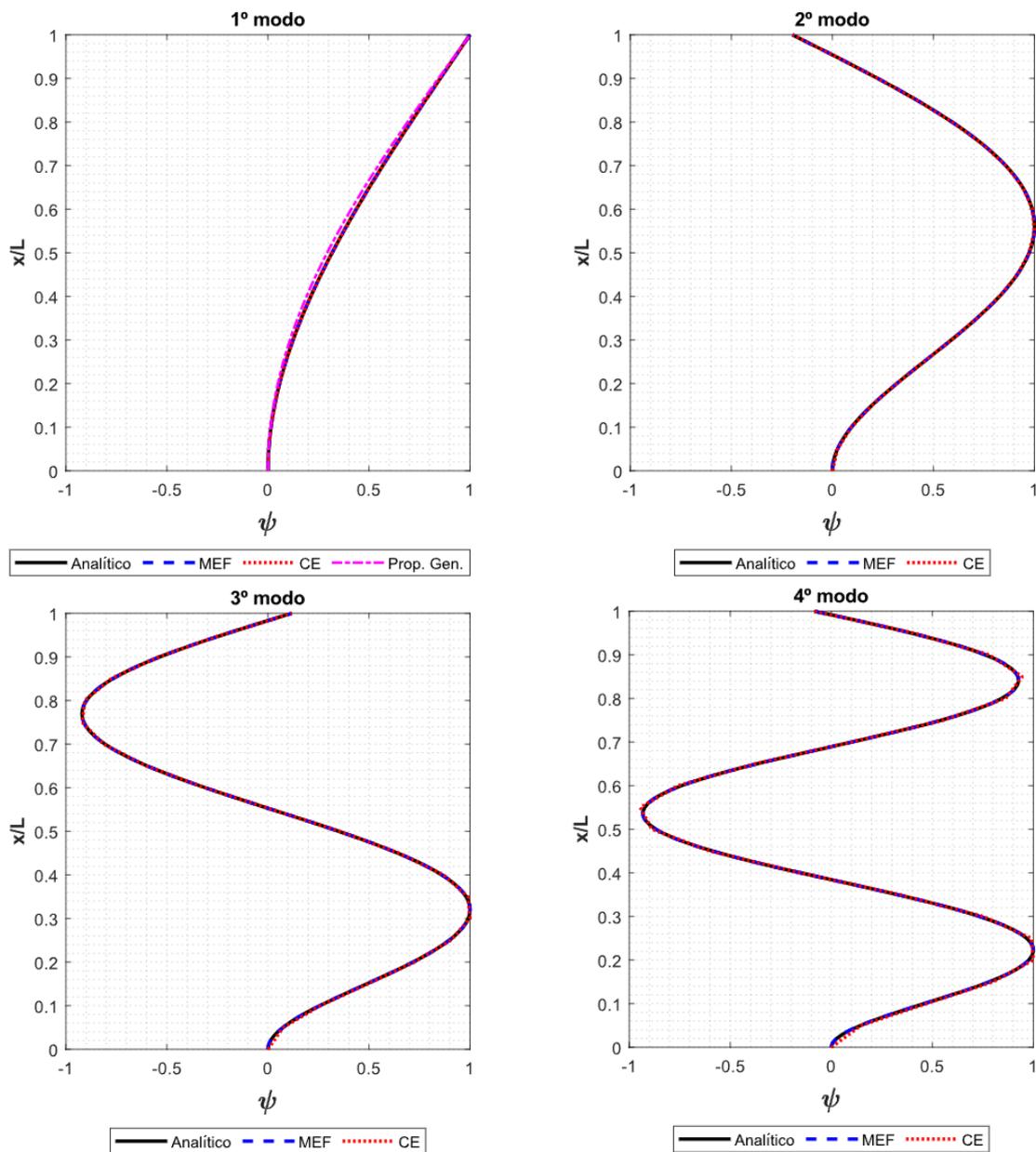


Figura 5.3 – Deformadas modais da torre hipotética na situação 2 ($M_c \neq 0$; $k_G^* = 0$).

5.1.1.3 Situação 3 ($M_c \neq 0$; $k_G^* \neq 0$)

Na terceira situação analisada, foram considerados tanto a presença da massa da nacelle e do rotor na extremidade superior da torre quanto os efeitos da força axial de compressão devido à força peso desses elementos, sob a forma da matriz de rigidez geométrica. Os resultados obtidos para as frequências naturais obtidas pelo MEF, condensação estática (CE) e método simplificado com propriedades generalizadas estão apresentadas na Tabela 5.5.

Tabela 5.5 - Frequências naturais da torre hipotética obtidas para a situação 3.

Modo	MEF	MEF com CE		Propriedades Generalizadas	
	Frequência (Hz)	Frequência (Hz)	Erro	Frequência (Hz)	Erro
1º	0,2907	0,2907	0,02%	0,2939	1,11%
2º	3,1153	3,1141	0,04%	-	-
3º	9,7799	9,7758	0,04%	-	-
4º	20,2278	20,2178	0,05%	-	-

Para este caso, devido à maior complexidade do problema, não foram calculados os resultados analíticos. No entanto, tendo em vista a ótima precisão do MEF nas situações analisadas anteriormente, nas quais o erro do método foi praticamente nulo para os modos de vibração analisados, o MEF será utilizado como referência para o cálculo do erro dos demais métodos.

Na Figura 5.4 é possível visualizar as deformadas modais da estrutura obtidas através do MEF, MEF com condensação estática (CE) e método simplificado para SSUGL com propriedades generalizadas.

Mais uma vez, é possível observar a boa concordância entre os métodos propostos a nível de determinação das frequências naturais e deformadas modais da estrutura. A deformada imposta para o método das propriedades generalizadas se aproxima bem da deformada real obtida pelo MEF, garantindo um erro relativamente baixo.

É importante destacar que, para esta estrutura analisada, houve pouca influência dos efeitos da força axial de compressão causada pelo peso do conjunto nacelle-rotor na determinação das suas frequências naturais, uma vez que os valores obtidos para a situação 2 e situação 3 são relativamente próximos entre si.

As considerações feitas para as situações 1 e 2 são aplicáveis também para este caso, indicando que os métodos propostos são adequados para realização de análises modais de estruturas de aerogeradores. É importante ressaltar, no entanto, que em todos os casos analisados acima, foi considerado um engastamento perfeito na base da torre para fins de validação dos resultados com as formulações analíticas, assim como também foi desprezada a inércia rotacional do conjunto nacelle e rotor.

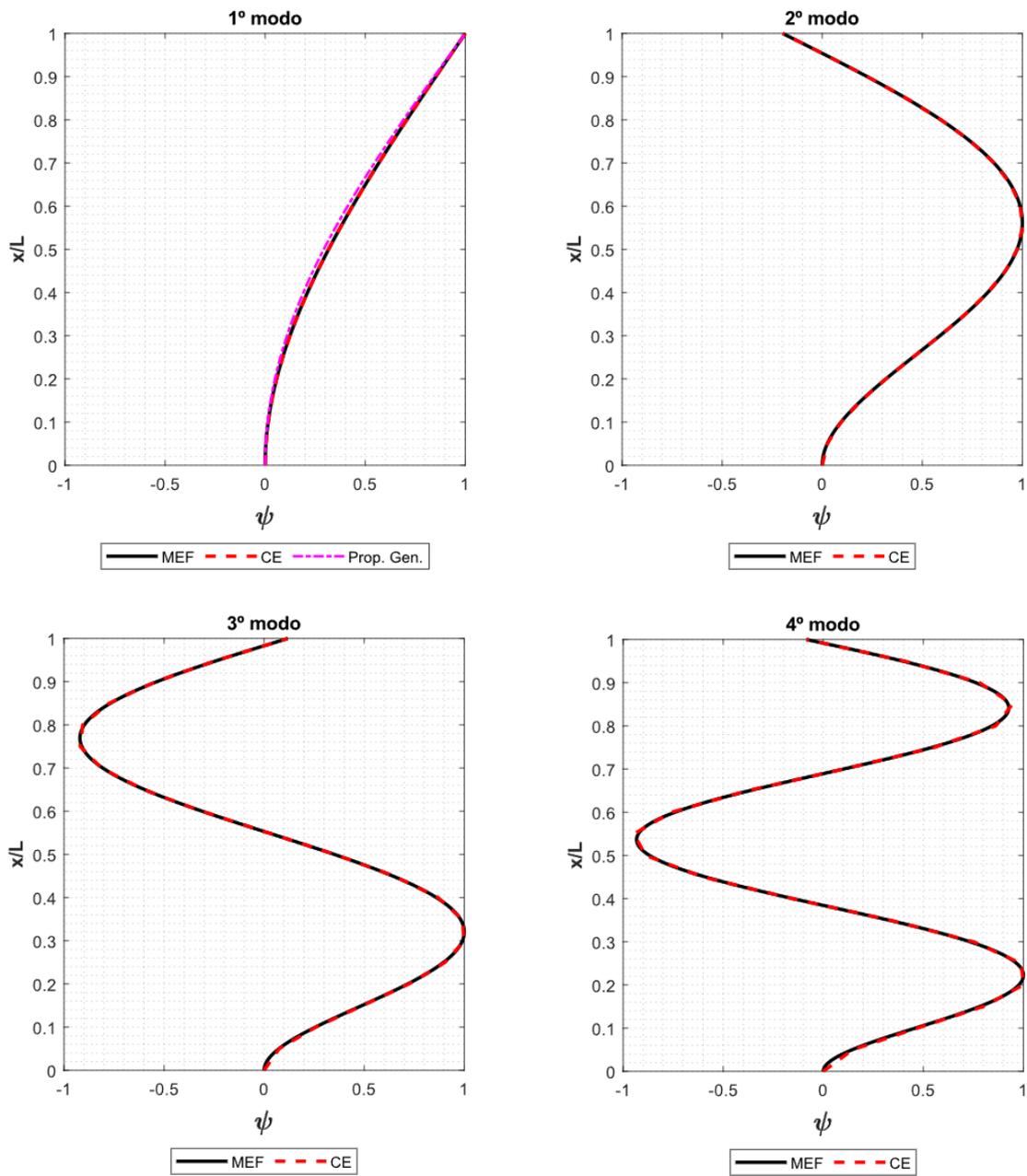


Figura 5.4 - Deformadas modais da torre hipotética na situação 3 ($M_c \neq 0$; $k_G^* \neq 0$).

5.1.2 Validação da implementação do Método de Newmark

Previamente à realização das análises dinâmicas das estruturas de aerogeradores no domínio do tempo, é necessário validar a rotina computacional implementada para o Método de Newmark. Para tal finalidade, será considerada a torre do aerogerador NREL 5-MW, proposto por Jonkman et al. (2009). Apesar do autor propor o modelo descrito para o desenvolvimento e estudos de sistemas offshore, as propriedades e geometria da torre do aerogerador foram estabelecidos considerando uma versão onshore equivalente para a mesma turbina.

A validação será realizada a partir da comparação dos resultados obtidos com os resultados exatos obtidos para um SSUGL através das equações apresentadas na seção 3.1.1 deste trabalho. Para que isso seja possível, a torre NREL 5-MW será representada como um SSUGL de propriedades generalizadas, conforme método exposto na seção 4.3.

Tabela 5.6 - Propriedades da torre NREL 5-MW.

Propriedades da torre	Torre 2 (NREL 5-MW)	Unidade
Altura da torre (L)	87,60	[m]
Diâmetro na base (D_0)	6,00	[m]
Espessura na base (t_0)	35,10	[mm]
Diâmetro no topo (D_1)	3,87	[m]
Espessura no topo (t_1)	24,70	[mm]
Massa específica do aço ($\rho_{aço}$)	8.500,00	[kg/m ³]
Módulo de elasticidade do aço (E)	210,00	[GPa]
Massa da torre (M_{torre})	347.460,00	[kg]
Massa da Nacelle + Rotor (M_c)	350.000,00	[kg]
Inércia rotacional da Nacelle + Rotor (J_c)	$2,35 \times 10^7$	[kg.m ²]

Fonte: Adaptada de Jonkman et al. (2009) e Bir e Jonkman (2008).

A Tabela 5.6 apresenta, de maneira resumida, a principais propriedades da torre NREL 5-MW, e na Figura 5.5 é possível visualizar um modelo genérico de uma torre de aerogerador onshore e os seus parâmetros geométricos. Para este caso, foi considerada a variação linear da seção transversal da torre ao longo do seu comprimento.

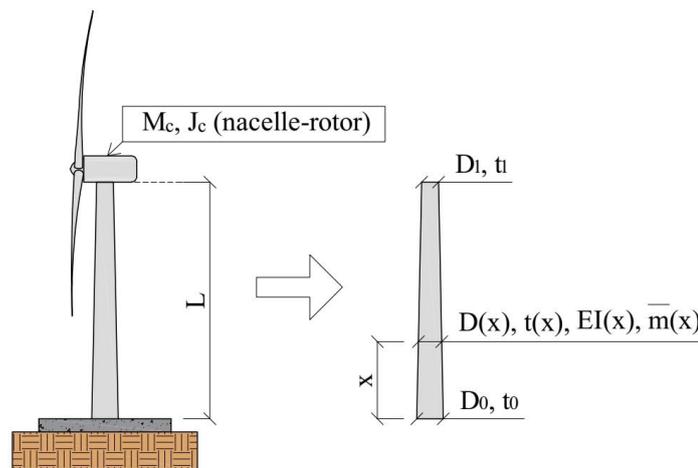


Figura 5.5 - Estrutura de um aerogerador genérico com seus parâmetros geométricos relevantes.

Para a aplicação do método das propriedades generalizadas foi novamente utilizado o software *Maple*, a partir do qual foram obtidos os dados apresentados na Tabela 5.8 através das

equações 4.38 e 4.43 a 4.45. A deformada imposta foi a mesma proposta na seção 5.1.1 pela equação 5.1. Neste caso, foram consideradas tanto a massa (M_c) quanto a inércia rotacional (J_c) concentradas devido à presença do conjunto nacelle-rotor na extremidade superior da torre.

Tabela 5.7 - Propriedades generalizadas da Torre NREL 5-MW com instalação onshore

Propriedade	Situação <i>onshore</i>
M_c [kg]	350.000,00
J_c [kg.m ²]	$2,35 \times 10^7$
m^* [kg]	417.370,97
k^* [N/m]	1.878.807,48
k_G^* [N/m]	48.335,43
\bar{k} [N/m]	1.830.472,05
ω [rad/s]	2,0942
f [Hz]	0,3333

A estrutura em questão será analisada sobre quatro situações distintas, estando sujeita a vibração livre e forçada, com e sem amortecimento. Para todos os casos, a análise foi realizada de 0 a 100 segundos, sendo adotados passo de tempo com $\Delta t = 0,001$ s. A análise modal completa da torre NREL através dos demais métodos será realizada posteriormente neste trabalho.

a) Estrutura sob vibração livre não-amortecida

Como condições iniciais do problema sob vibração livre, foi adotado $v_0 = 0,50$ m e $\dot{v}_0 = 0$. Na Figura 5.6 é possível visualizar a resposta da estrutura em função do tempo obtida através da equação 3.6 e através da rotina computacional para o Método de Newmark.

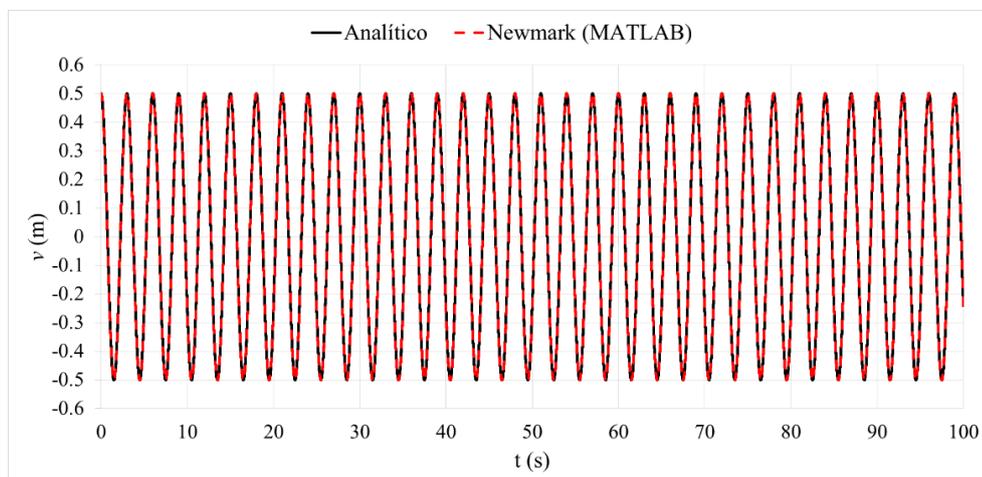


Figura 5.6 – Resposta da estrutura sob vibração livre não-amortecida.

b) Estrutura sob vibração livre amortecida

Para esta situação, foram consideradas as mesmas condições iniciais utilizadas anteriormente. No entanto, foi considerado um amortecimento $\zeta = 0,01$. A resposta da estrutura obtida pelos métodos analítico e de Newmark está apresentada na Figura 5.7.

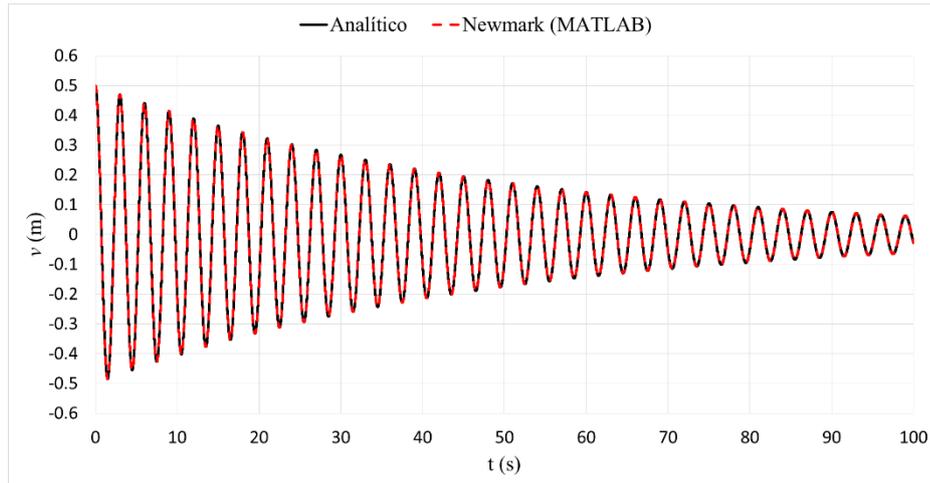


Figura 5.7 - Resposta da estrutura sob vibração livre amortecida.

c) Estrutura sob vibração forçada não-amortecida

Para este caso, foi considerada a aplicação de uma força harmônica com intensidade máxima de 100kN e frequência de excitação igual a 90% da frequência fundamental da estrutura. As condições iniciais foram $v_0 = \dot{v}_0 = 0$.

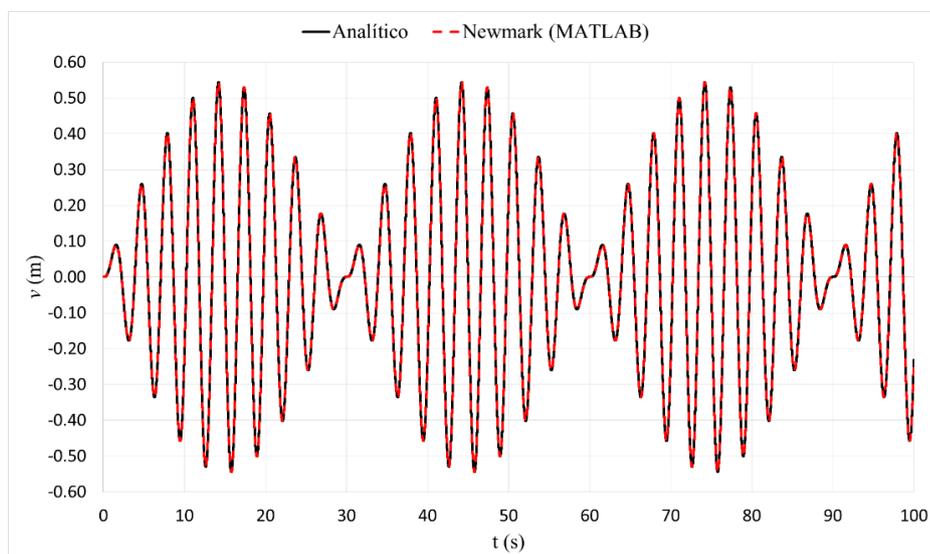


Figura 5.8 - Resposta da estrutura sob vibração forçada não-amortecida.

É possível verificar a concordância entre os resultados analíticos e numéricos na Figura 5.8.

d) Estrutura sob vibração forçada amortecida

Para a situação da estrutura sob vibração forçada amortecida, foram considerados os mesmos parâmetros apresentados acima, porém assumindo uma razão de amortecimento de $\zeta = 0,01$.

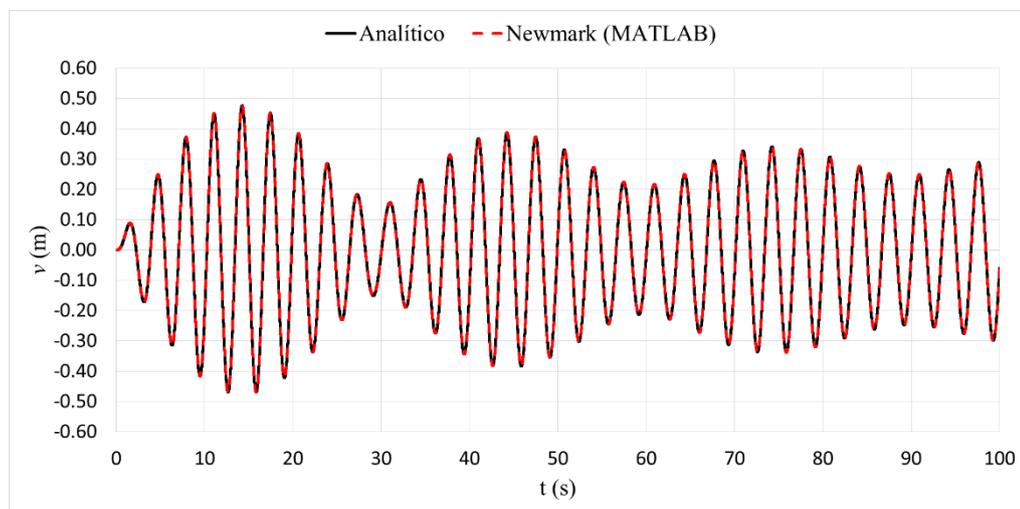


Figura 5.9 - Resposta da estrutura sob vibração forçada amortecida.

A Figura 5.9 apresenta a resposta da estrutura em função do tempo para os métodos analítico e numérico considerados.

A partir das simulações conduzidas acima, é possível verificar uma boa precisão da rotina computacional implementada para o Método de Newmark na determinação da resposta da estrutura em todas as situações consideradas.

5.1.3 Análise da torre NREL 5-MW através das rotinas em MATLAB

Uma vez validadas as rotinas computacionais desenvolvidas, tanto para análise modal quanto para a análise no domínio do tempo pelo Método de Newmark, será realizada nesta seção uma análise completa da torre NREL 5-MW, proposta por Jonkman et al. (2009) e analisada na sua configuração onshore.

Os parâmetros físicos e geométricos desta torre já foram apresentados na Tabela 5.6, bem como suas propriedades generalizadas para utilização do método de simplificação para um SSGUL já foram calculadas, constando na Tabela 5.7.

Devido à maior complexidade dessa estrutura, a exemplo da variação de sua seção transversal, presença da massa e inércia rotacional concentradas na sua extremidade superior e efeitos da força axial de compressão, resultados analíticos são de difícil obtenção. Portanto, para fins de validação dos resultados obtidos, serão utilizadas as frequências presentes nos estudos de Bir e Jonkman (2008), que foram obtidos através do ADAMS, pacote desenvolvido no âmbito do National Renewable Energy Laboratory (NREL), vinculado ao U.S. Department of Energy, para análise dinâmica de aerogeradores de eixo horizontal.

Nas simulações desenvolvidas neste trabalho, foram consideradas as inércias rotacionais do conjunto nacelle-rotor (J_c) conforme apresentado por Bir e Jonkman (2008). As quatro primeiras frequências naturais calculadas pelos métodos propostos, assim como a comparação com os resultados disponíveis na literatura, estão apresentadas na Tabela 5.8.

Tabela 5.8 - Frequências naturais da torre NREL 5-MW.

Modo	Bir e Jonkman (2008)	MEF		MEF com CE		Propriedades Generalizadas	
	Frequência (Hz)	Frequência (Hz)	Erro	Frequência (Hz)	Erro	Frequência (Hz)	Erro
1°	0,3218	0,3277	1,83%	0,3313	2,96%	0,3333	3,57%
2°	2,2391	2,2743	1,57%	3,0639	36,83%	-	-
3°	5,1833	5,0577	2,42%	9,1693	76,90%	-	-
4°	11,4719	11,4414	0,27%	18,7560	63,49%	-	-

É possível verificar que as frequência calculadas através do MEF se aproximaram das frequências existentes na literatura de maneira satisfatória para todos os modos de vibração analisados. O método das propriedades generalizadas também permitiu uma boa precisão na estimativa da primeira frequência natural da estrutura.

O método da condensação estática (CE), no entanto, apesar de haver permitido a obtenção da frequência natural do 1° modo com erro abaixo dos 3,0%, ocasionou erros consideráveis nas demais frequências da estrutura, já a partir do 2° modo de vibração. Isso decorre da não consideração da inércia rotacional do conjunto nacelle-rotor na extremidade superior da torre, pois o método da condensação estática, em oposição ao MEF, suprime os

graus de liberdade de rotação dos nós da estrutura, o que não permite ao modelo incorporar essa grandeza às simulações.

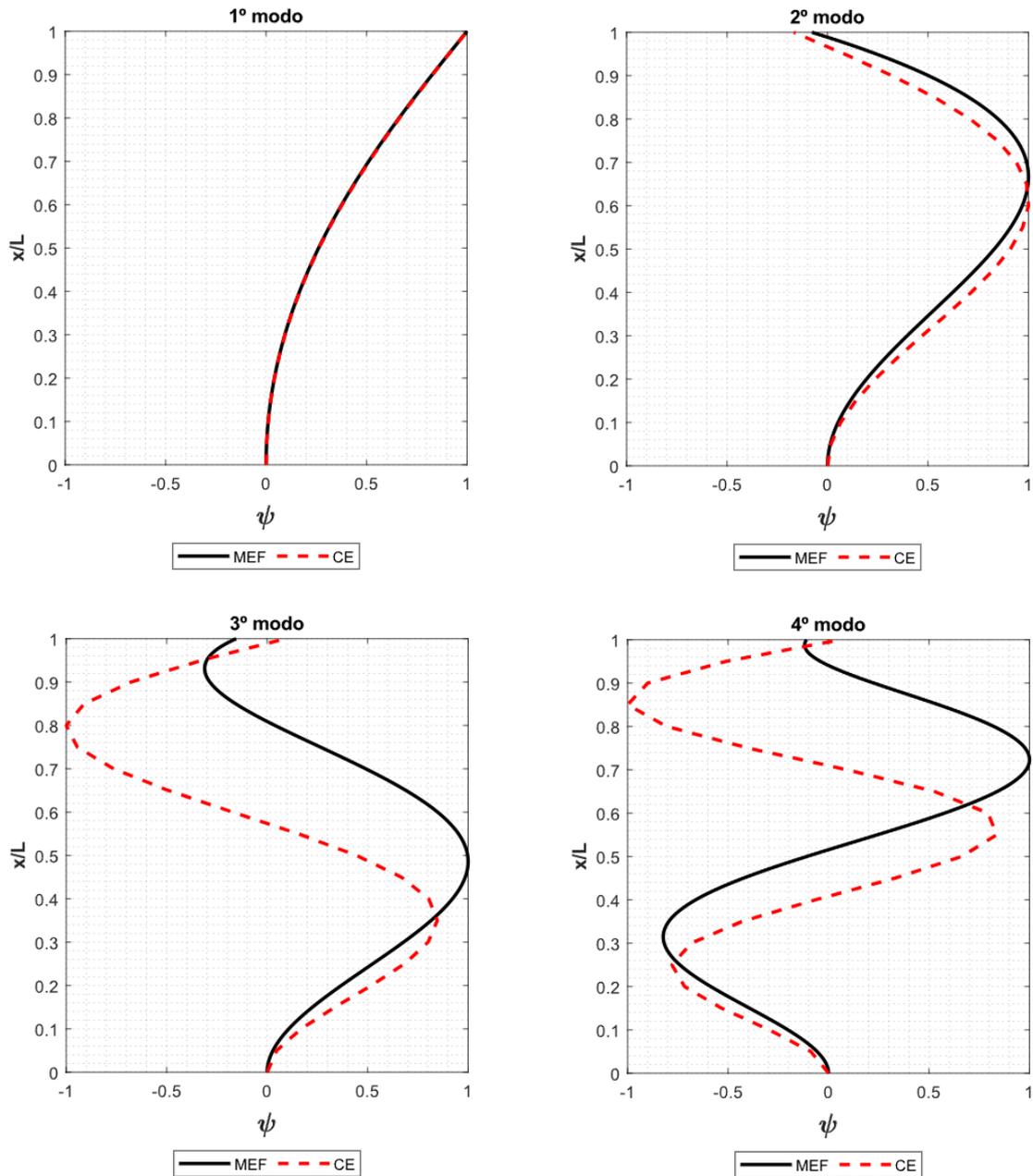


Figura 5.10 - Deformadas modais da Torre 2 obtidas pelos métodos propostos.

As deformadas modais da Torre 2 obtidas pelo MEF e pela condensação estática (CE) podem ser visualizadas na Figura 5.10, assim como a deformada imposta para o 1º modo no caso da simplificação da estrutura para um SUGL de propriedades generalizadas.

Novamente, é verificada uma boa concordância entre as deformadas modais obtidas pelo MEF e pela CE para o 1º modo de vibração da estrutura. Porém, para os demais modos, são observadas divergências consideráveis entre os dois métodos pelo mesmo motivo já exposto acima. Ressalta-se que esse fenômeno não foi visualizado nas simulações realizadas para a torre hipotética na seção 5.1.1 deste trabalho porque em todas as três situações analisadas foi desprezada a inércia a rotação do conjunto nacelle-rotor.

Cabe aqui fazer uma observação a respeito do comportamento da estrutura quando considerada a inércia rotacional. Ao que parece, à medida em que se alcança modos mais altos de vibração, há uma alteração na condição de contorno da extremidade, que passa a contar com uma restrição progressivamente maior a rotação, em oposição ao conceito de extremidade livre assumido inicialmente e visualizado no 1º modo.

Apesar das divergências encontradas, uma vez que o 1º modo de vibração normalmente possui maior relevância no estudo do comportamento dinâmico dos aerogeradores devido ao fato dos carregamentos usuais atuantes nessas estruturas possuírem frequência de excitação próxima da correspondente a esse modo, é razoável avaliar a precisão da condensação estática também em análises no domínio do tempo, com carregamentos aplicados, uma vez que, para esse modo em específico, houve a boa convergência do método em estudo.

Para essa verificação, foi aplicado um carregamento harmônico de amplitude igual a 50kN no topo da torre do aerogerador. Foi realizada uma varredura de frequência de aplicação da força ($\bar{\omega}$), que variou de 1,50 rad/s a 2,70 rad/s com passo de 0,01 rad/s, havendo sido registrado o valor efetivo (Root Mean Square – RMS) da resposta do topo da estrutura para cada frequência.

Adotou-se uma razão de amortecimento igual a 5,0%. A escolha desse valor foi arbitrária e teve como objetivo apenas garantir que os deslocamentos da estrutura atingissem seus valores máximos mais rapidamente para melhor visualização dos resultados no domínio do tempo. No entanto, para razões de amortecimento menores e mais próximas do que é recomendado na literatura, os resultados obtidos foram similares ao apresentados abaixo.

Uma vez que houve erro de até 3,57% na determinação da primeira frequência natural pelos métodos alternativos ao MEF, para uma melhor comparação entre as respostas fornecidas pelos modelos foi utilizado o parâmetro β , que relaciona a frequência de excitação da força harmônica e a frequência natural da estrutura ($\bar{\omega}/\omega$), para plotagem dos gráficos.

Na Figura 5.11 é possível visualizar os resultados obtidos através da varredura de frequência nos modelos considerados.

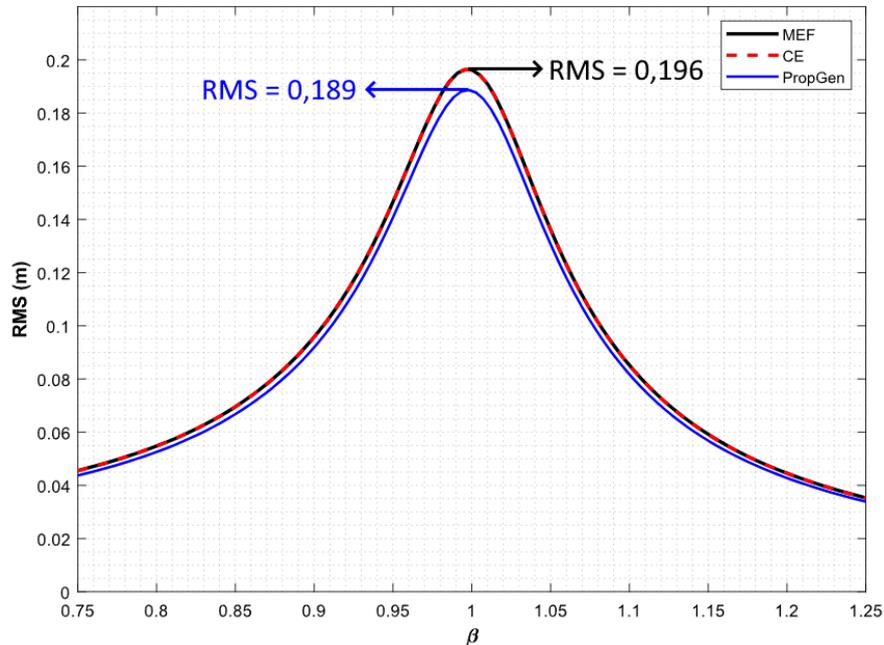


Figura 5.11 - RMS da resposta no topo da estrutura pela varredura de frequência para os modelos considerados.

Pela varredura de frequência, é possível confirmar que o pico de resposta da estrutura ocorre nas frequências de ressonância de cada um dos métodos, conforme esperado. Tanto o MEF quanto o CE retornaram o mesmo RMS do deslocamento quando a estrutura foi excitada com β igual a 1. Dessa forma, a estrutura apresentou comportamento similar tanto para a análise pelo MEF quanto pela CE a nível de amplitude dos deslocamentos do seu topo.

Já o método da simplificação através das propriedades generalizadas apresentou uma redução de 0,007m no RMS da resposta do topo da estrutura. Na Figura 5.12 são apresentadas as respostas do topo da estrutura através dos três métodos em questão para determinados valores de β .

É possível verificar a concordância entre as amplitudes das respostas obtidas pelos três métodos quando é aplicado o carregamento harmônico ressonante ($\beta = 1,00$), sendo o método simplificado através das propriedades generalizadas o que retornou a menor amplitude. Percebe-se ainda uma defasagem das oscilações, que está de acordo com a divergência entre a primeira frequência natural fornecida por cada método. Também estão apresentadas na Figura 5.13 e Figura 5.14 a resposta do tempo para outras frequências próximas à de ressonância ($\beta = 0,75$ e $\beta = 1,25$) para cada caso.

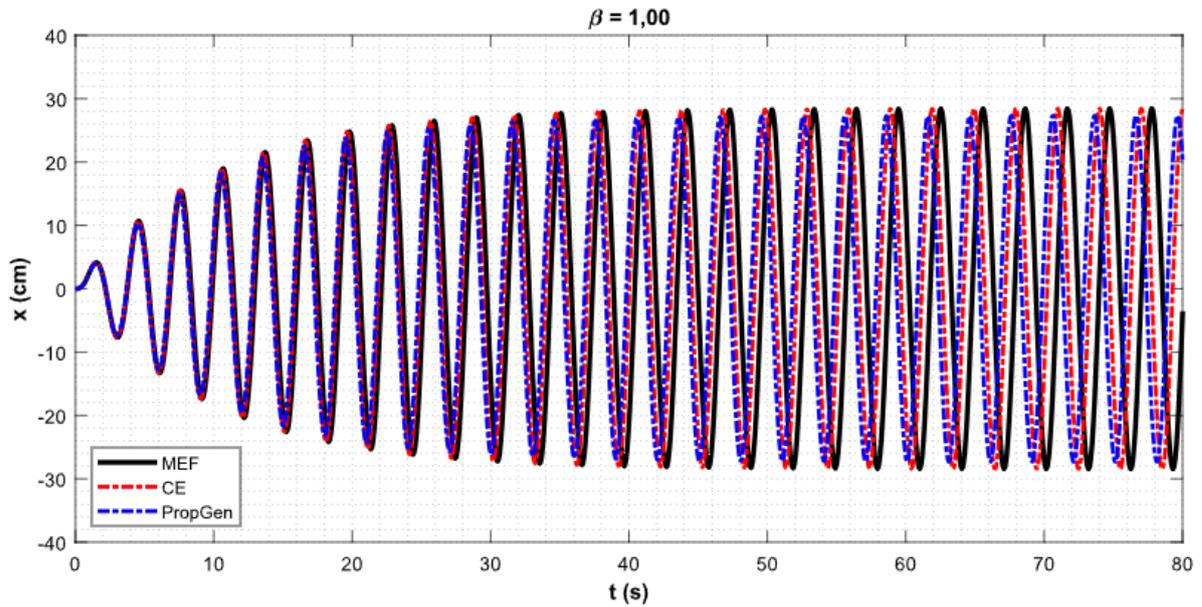


Figura 5.12 - Resposta do topo da estrutura com carregamento harmônico ressonante ($\beta = 1,00$).

Novamente, é possível verificar que as amplitudes das oscilações calculadas por todos os métodos são próximas entre si quando aplicadas as frequências em questão. No entanto, a resposta da estrutura analisada pelo MEF é ligeiramente maior que pelos demais métodos. Mais uma vez, a defasagem das respostas devido à diferença entre as frequências fundamentais é notada nas figuras.

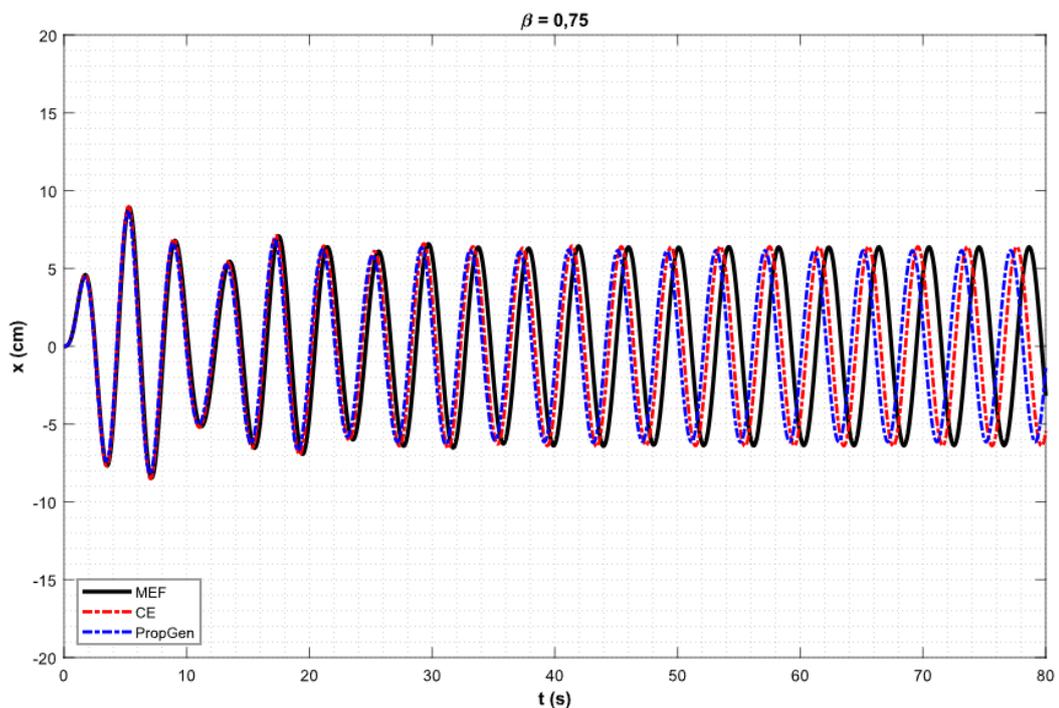


Figura 5.13 - Resposta do topo da estrutura para carregamento harmônico com $\beta = 0,75$.

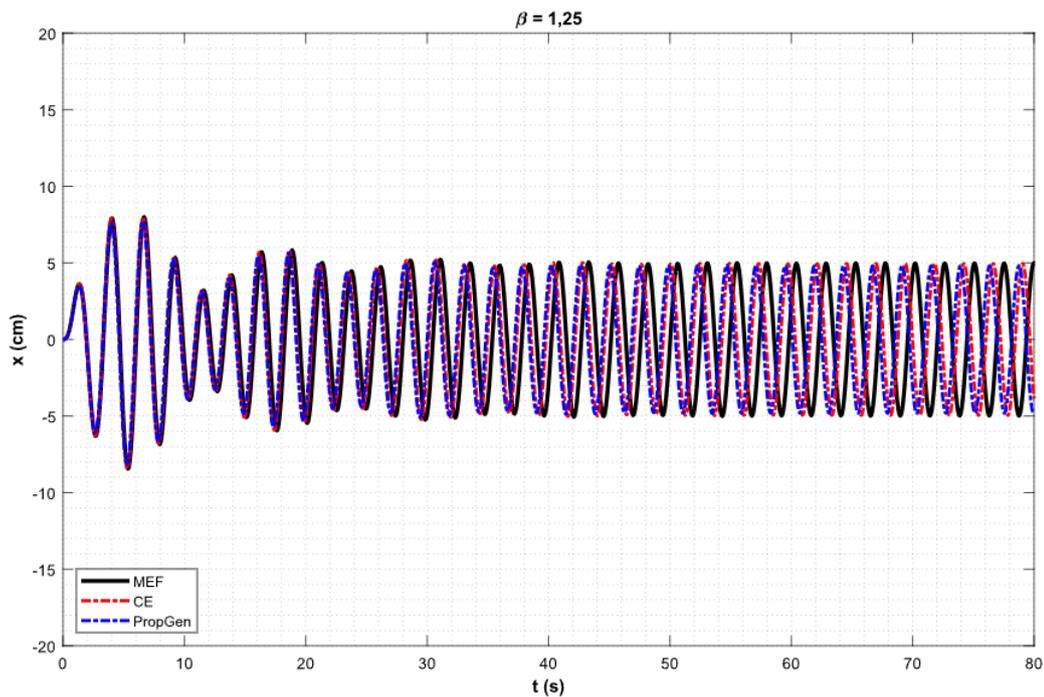


Figura 5.14 - Resposta do topo da estrutura para carregamento harmônico com $\beta = 1,25$.

Portanto, mesmo havendo diferença entre as frequências naturais fornecidas pelos diferentes métodos, quando se trata de carregamentos próximos ao da frequência fundamental da estrutura, há pouca divergência na amplitude de resposta calculada por cada um dos métodos.

Dessa forma, uma vez que os carregamentos usuais em aerogeradores possuem frequências de excitação próximas da ressonância do 1º modo, conforme apresentado na seção 2.1, torna-se razoável utilizar tanto o processo da condensação estática quanto a simplificação para SSUGL de propriedades generalizadas para estudos preliminares dessas estruturas no que diz respeito à análise do desempenho dispositivos de atenuação de vibrações, como o TLCD.

5.2 ANÁLISE DE ESTRUTURAS DE AEROGERADORES EQUIPADAS COM TLCD

A partir dos resultados apresentados nas seções 5.1.1 e 5.1.3, que validaram os métodos propostos para realização das análises modais e no domínio do tempo de estruturas de aerogeradores, foi implementado o módulo de torres no software DynaPy 2.0, conforme foi abordado na seção 4.5 deste trabalho.

As matrizes de propriedades da estrutura são obtidas através da utilização da formulação derivada dos conceitos do Método dos Elementos Finitos com posterior aplicação do processo

de condensação estática para eliminação dos graus de liberdade de rotação. Foi adotado o amortecimento proporcional de Rayleigh. A formulação teórica de todos esses métodos está apresentada no capítulo 4 deste trabalho.

Nas seções abaixo, as torres previamente estudadas nos resultados preliminares serão novamente simuladas através do DynaPy como forma de rápida validação do novo módulo implementado no software.

5.2.1 Estudo do acoplamento estrutura-TLCD sob excitação harmônica

Para melhor compreensão do comportamento da estrutura e do TLCDC no sistema acoplado em comparação a ambos desacoplados, foi analisado um caso que consiste em uma estrutura tratada como um SSUGL e TLCDC com linearização equivalente. Foi adotada a formulação paramétrica para estudo do sistema implementada em rotinas no software MATLAB com auxílio do Método de Newmark para solução no domínio do tempo.

Os parâmetros de massa e frequência fundamental adotados para a estrutura foram os correspondentes à propriedades generalizadas da torre do aerogerador NREL 5-MW (Tabela 5.7): $m_s = 417.370,97$ kg e $\omega_s = 2,0942$ rad/s. Para o TLCDC paramétrico, adotou-se uma razão de massa (μ) de 0,05, razão de aspecto (α) de 0,80 e razão de sintonização (γ) igual a 0,90. Para fins de validação dos resultados obtidos, o amortecimento foi desprezado tanto para a estrutura quanto para o TLCDC.

Foram aplicadas excitações harmônicas com diversas frequências em um intervalo próximo à ressonância da estrutura. Para cada frequência, foi registrado o deslocamento máximo da coluna de líquido do TLCDC e da própria estrutura, dando origem à Figura 5.15.

É possível verificar que, após acoplamento do TLCDC na estrutura, a massa adicional do dispositivo promove um recuo na frequência natural que seria correspondente à da estrutura, representada pelo primeiro pico visualizado na figura. Além disso, faz surgir um segundo pico que possui frequência maior que de ambos os sistemas desacoplados.

Para a situação indicada, é possível ainda calcular analiticamente as frequências naturais do sistema acoplado a partir dos parâmetros adotados para a estrutura e TLCDC desacoplados resolvendo o problema de autovalores expresso na equação 3.17 para o sistema para o sistema representado parametricamente pela equação 3.57. Com esse procedimento, obtém-se a equação 5.2.

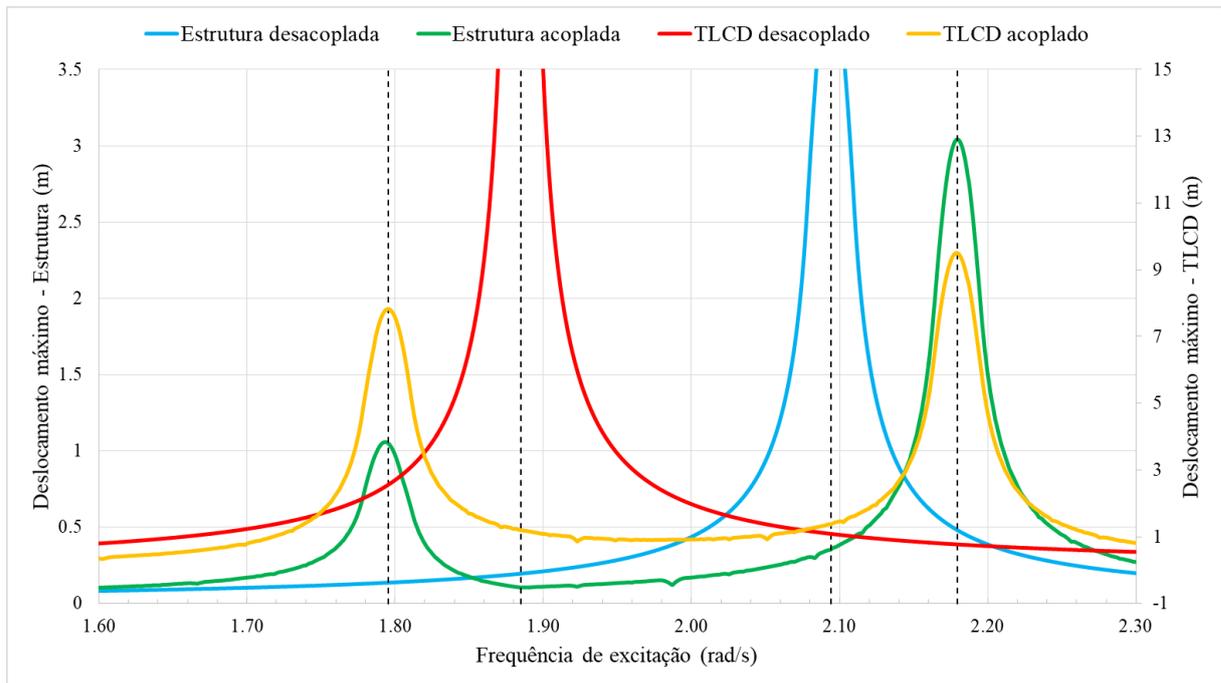


Figura 5.15 - Varredura de frequência do sistema estrutura-TLCD acoplados.

$$\Omega_{1,2} = \sqrt{\frac{\omega_s^2 + (\gamma\omega_s)^2(1 + \mu) \pm \Lambda}{2(1 + \mu - \alpha^2\mu)}} \quad 5.2$$

Onde Ω corresponde às frequências naturais do sistema acoplado e Λ é dado por:

$$\Lambda = \sqrt{[\omega_s^2 - (\gamma\omega_s)^2(1 + \mu)]^2 + 4\alpha^2\mu\gamma^2\omega_s^4} \quad 5.3$$

A partir disso, são comparados os resultados obtidos através das rotinas computacionais com os obtidos analiticamente pelas equações acima, o que pode ser observado na Tabela 5.9.

Tabela 5.9 - Comparação entre frequências analíticas e numéricas para sistema estrutura-TLCD acoplados.

Frequência	Desacoplado		Acoplado			
	Estrutura	TLCD	Estrutura (1ª freq.)	Estrutura (2ª freq.)	TLCD (1ª freq.)	TLCD (2ª freq.)
Analítica (rad/s)	2.0942	1.8848	1.7949	2.1797	1.7949	2.1797
Numérica (rad/s)	2.0940	1.8850	1.7935	2.1795	1.7955	2.1790
Erro	0.01%	0.01%	0.08%	0.01%	0.03%	0.03%

Verifica-se uma boa concordância dos resultados obtidos numericamente através da varredura de frequência com os analíticos.

5.2.2 Validação do DynaPy 2.0 na análise de torres sob excitação harmônica

Tendo em vista a necessidade de validação dos resultados fornecidos pelo DynaPy 2.0, abaixo serão realizadas simulações de estruturas já analisadas anteriormente através das rotinas em MATLAB devidamente validadas.

Inicialmente, será considerado o caso da torre hipotética de seção transversal uniforme conforme seção 5.1.1. Através da interface gráfica do software, são inseridos os dados da torre já apresentada na Figura 5.1 e cujas propriedades constam na Tabela 5.1. Neste caso, foram considerados os efeitos da força normal, sob a forma da matriz de rigidez geométrica, e a presença da massa concentrada na extremidade superior da estrutura, que por sua vez foi discretizada em 20 elementos.

Na Tabela 5.10 é feita a comparação entre os resultados obtidos pelas rotinas implementadas no MATLAB para condensação estática, que já foram validadas previamente na seção 5.1, e os fornecidos DynaPy 2.0.

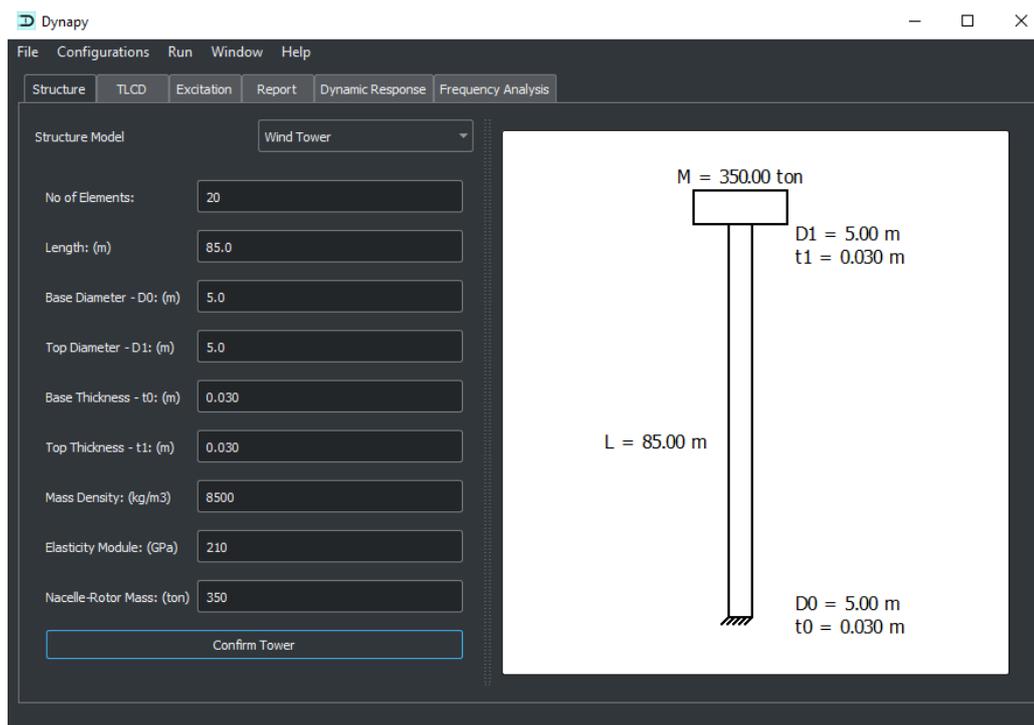


Figura 5.16 - Entrada de dados da torre hipotética no DynaPy 2.0.

Tabela 5.10 – Frequências da torre hipotética através do DynaPy 2.0 e MATLAB.

Modo	MEF com CE (MATLAB)	DynaPy	
	Frequência (Hz)	Frequência (Hz)	Erro
1°	0,2907	0,2907	0,00%
2°	3,1141	3,1141	0,01%
3°	9,7758	9,7759	0,03%
4°	20,2178	20,2180	0,06%

Percebe-se que o erro se aproxima de zero, sendo decorrente dos arredondamentos realizados ao longo da etapa de processamento da análise. Logo, as mesmas observações feitas nas seções anteriores para o processo da condensação estática, onde foram comparados os resultados com as soluções analíticas, são igualmente válidas para as análises conduzidas pelo DynaPy.

O segundo caso para validação é a torre NREL 5-MW, proposta por Jonkman et al. (2009), que possui seção variável. Na Figura 5.17 é possível verificar os dados de entrada que foram inseridos na interface gráfica do DynaPy 2.0 para a estrutura em questão.

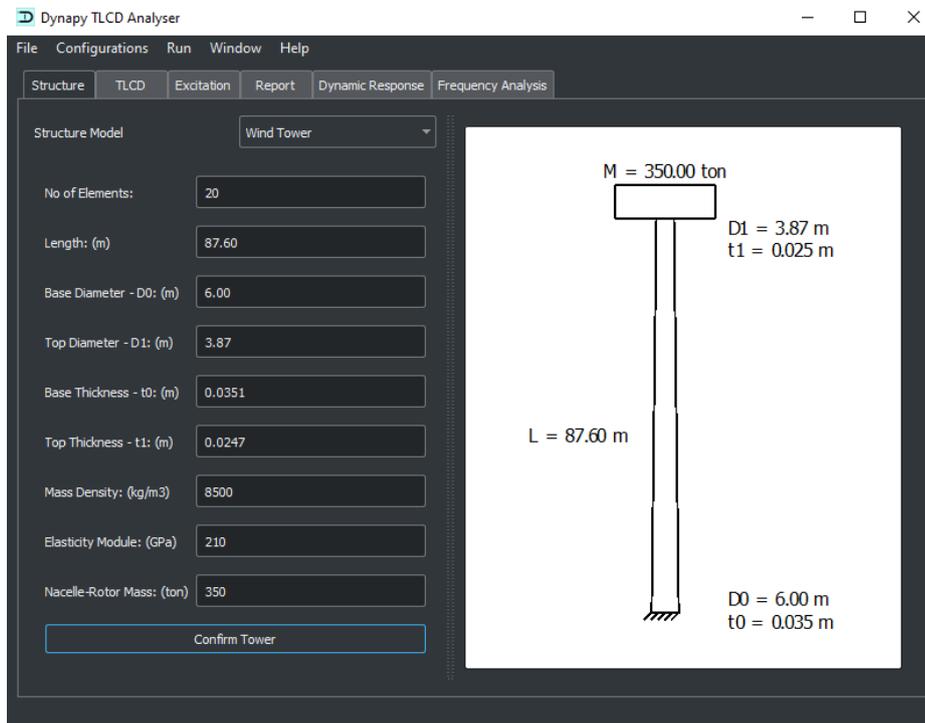


Figura 5.17 - Entrada de dados da torre NREL 5-MW no DynaPy 2.0.

Para a utilização do DynaPy na análise da torre NREL 5-MW, já caracterizada na Tabela 5.6, será desprezado o momento de inércia do conjunto nacelle-rotor uma vez que o processo da condensação estática não permite a sua consideração. No entanto, cabe ressaltar novamente que os resultados dessa análise aproximada são satisfatórios para estudos preliminares de estrutura sob forças de excitação próximas da primeira frequência natural, conforme foi concluído anteriormente neste trabalho.

Novamente, o erro nas frequências obtidas pelo DynaPy 2.0 é praticamente desprezível, conforme pode ser visualizado na Tabela 5.11.

Tabela 5.11 - Frequências da torre NREL 5-MW através do DynaPy 2.0 e MATLAB.

Modo	MEF com CE (MATLAB)	DynaPy	
	Frequência (Hz)	Frequência (Hz)	Erro
1°	0,3313	0,3312	0,03%
2°	3,0639	3,0629	0,03%
3°	9,1693	9,1664	0,03%
4°	18,7560	18,7498	0,03%

Para análise no domínio do tempo através do DynaPy 2.0, foi utilizado o Método de Newmark (método da aceleração média) com passos de tempo iguais a 0,005s e uma razão de amortecimento da estrutura igual a 5,0%. Assim como foi realizado na seção 5.1.3, aplicou-se no topo da estrutura uma força de amplitude igual a 50kN com frequência igual a sua 1ª frequência natural. O resultado fornecido pelo software para o deslocamento do topo da estrutura, através de sua interface gráfica, pode ser visualizado na Figura 5.18.

Para comparação direta dos resultados fornecidos pelo DynaPy 2.0 com os obtidos anteriormente através do MATLAB, utilizou-se a ferramenta do próprio software para exportação dos dados do gráfico gerado para um arquivo de extensão CSV, que foi importado em software de planilha eletrônica para comparação com os resultados obtidos pelas rotinas do MATLAB. A Figura 5.19 demonstra a proximidade entre os resultados de deslocamentos obtidos pelos métodos avaliados anteriormente no MATLAB e os fornecidos pela nova versão do software.

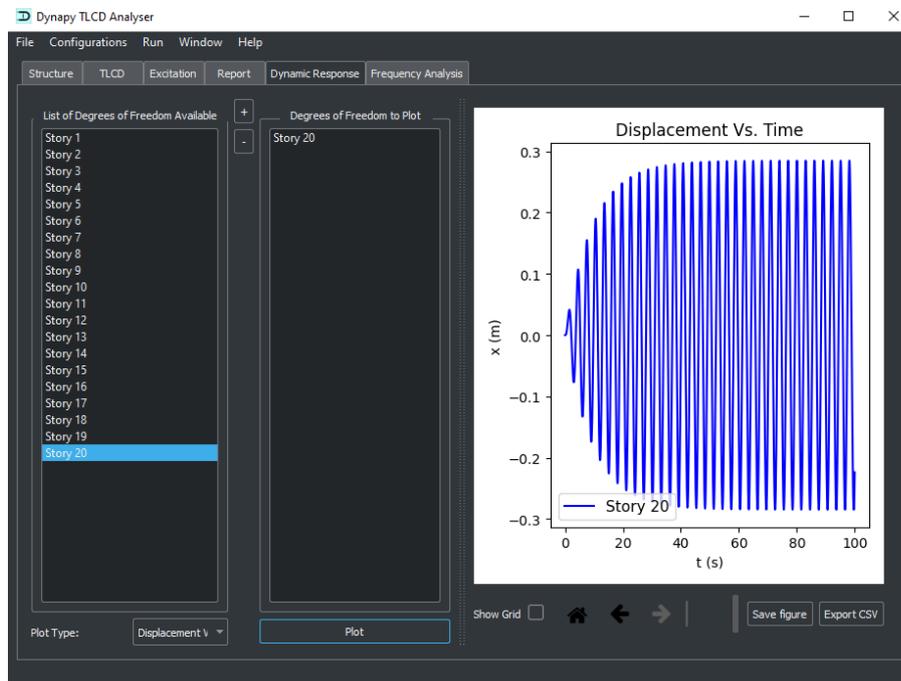


Figura 5.18 – Resultado da análise no domínio do tempo da torre NREL 5-MW através do DynaPy 2.0.

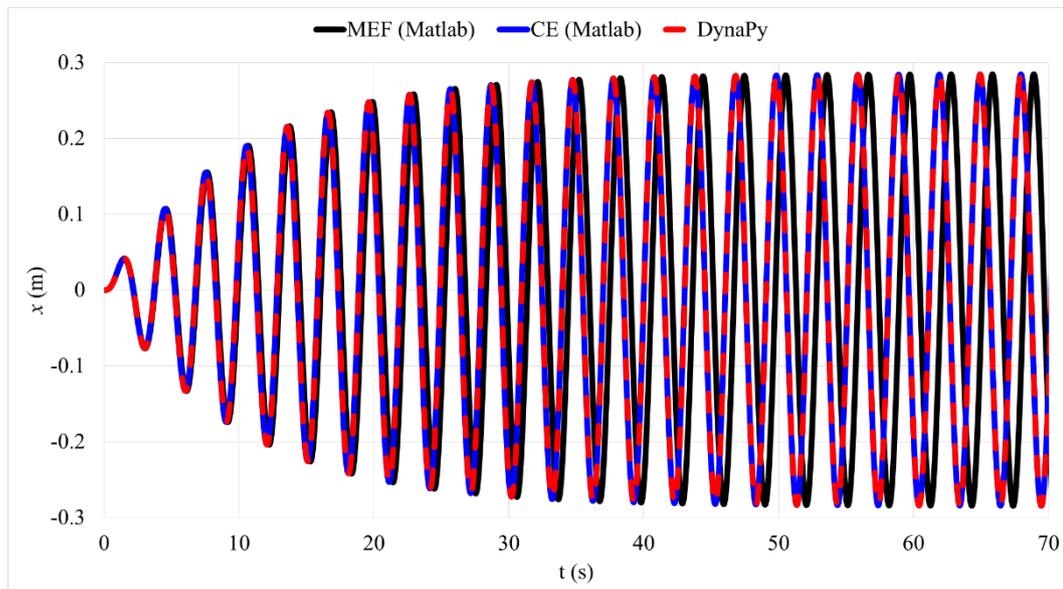


Figura 5.19 – Deslocamentos da torre NREL 5-MW obtidos pelas rotinas em MATLAB e pelo DynaPy 2.0.

Utilizando o DynaPy 2.0 para condução de uma análise de frequência da torre NREL-5MW é possível ainda obter o gráfico apresentado na Figura 5.20, que relaciona o fator de amplificação dinâmica com a frequência da força de excitação aplicada no topo da estrutura.

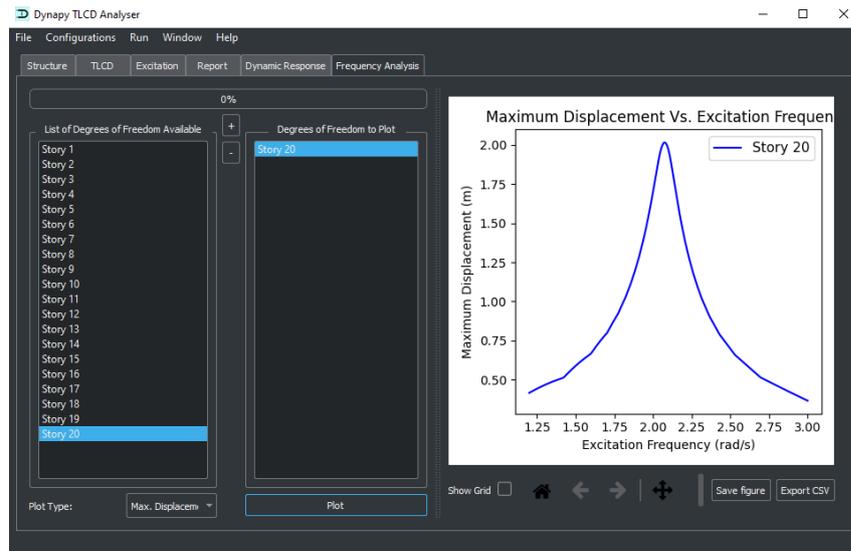


Figura 5.20 - Análise de frequência da torre NREL 5-MW através do DynaPy 2.0.

Verifica-se que o comportamento do fator de amplificação dinâmica se dá conforme o esperado, uma vez que o seu pico ocorre na 1ª frequência natural de vibração amortecida da estrutura, cuja determinação foi apresentada na seção 3.1.1 deste trabalho ($\omega_d = 2,081\sqrt{1 - 0,05^2} = 2,078 \text{ rad/s}$). Para este caso, é importante ressaltar que na varredura de frequência o software, por padrão, aplica uma aceleração unitária harmônica no último nó da estrutura, portanto os deslocamentos apresentados abaixo são os obtidos com a força correspondente a essa amplitude de aceleração. No DynaPy 2.0, somente é possível alterar essa amplitude da força da análise de frequência através de ajuste no código fonte.

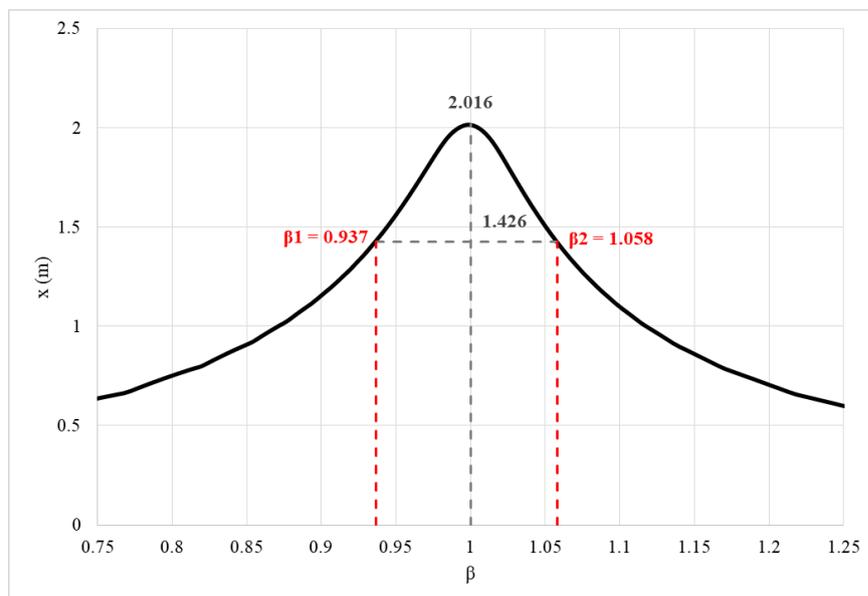


Figura 5.21 – Estimativa da razão de amortecimento com resultados do DynaPy 2.0.

No intuito de promover uma validação adicional no resultado fornecido pela varredura de frequência do DynaPy 2.0, é possível calcular a razão de amortecimento de maneira aproximada a partir da curva apresentada acima. Para tal finalidade, os dados do gráfico foram exportados na extensão CSV e se realizou a parametrização da frequência de excitação através do β , já apresentado anteriormente, utilizando como referência a frequência natural amortecida.

Com a aplicação do método da amplificação ressonante (Clough; Penzien, 2003), para determinação da razão de amortecimento a partir de um gráfico de resposta da estrutura em função da frequência de excitação da força, foi possível calcular a razão de amortecimento com o auxílio dos dados que constam na Figura 5.21.

$$\zeta = \frac{\beta_2 - \beta_1}{2} = \frac{1,058 - 0,937}{2} = 6,0\% \quad 5.4$$

Logo, a razão de amortecimento calculada a partir dos resultados fornecidos pelo DynaPy 2.0, com auxílio da figura acima, foi igual a 6,0%, encontrando-se próximo ao valor esperado de 5,0%. A diferença entre os valores decorre da discretização do intervalo de frequências de excitação consideradas na simulação e dos erros decorrentes da utilização de métodos numéricos.

5.2.3 Validação do DynaPy na análise de torres sob carregamento sísmico

Além das forças harmônicas de excitação, o DynaPy 2.0 permite também a consideração de excitações de base genéricas, definidas pelo usuário ou carregadas de arquivos de texto. Através dessa funcionalidade, torna-se possível a simulação de ações sísmicas atuantes sobre torres de aerogeradores. A Figura 5.22 apresenta a componente N-S do sismo de El Centro com gráfico da aceleração aplicada na base em função do tempo conforme dados disponibilizados por Chopra (1995).

Na Figura 5.23 é possível visualizar o espectro de aceleração do sismo em questão obtido através da aplicação da Transformada Rápida de Fourier, de maneira a permitir a identificação das frequências de excitação às quais as estruturas estão submetidas quando o sismo atua em sua base.

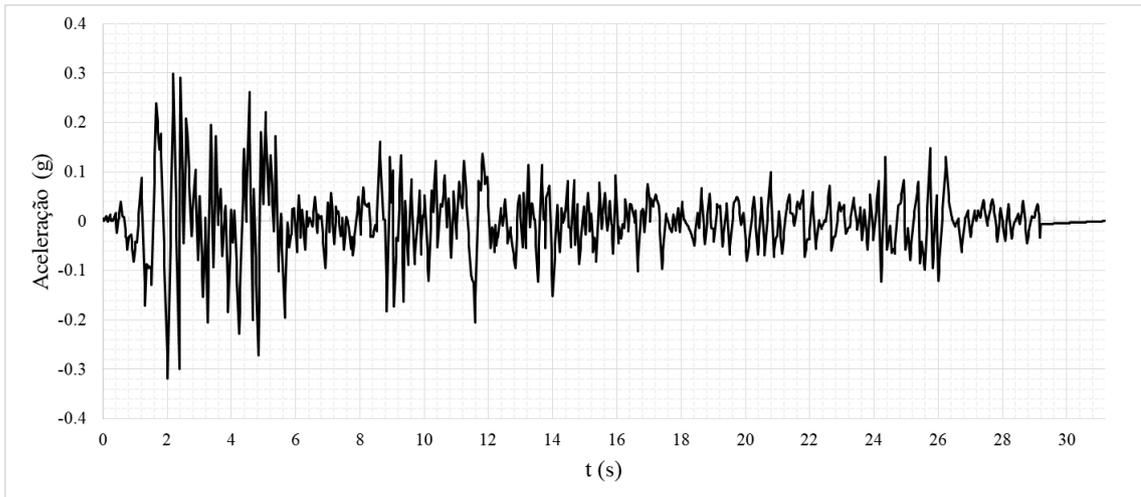


Figura 5.22 - Aceleração do sismo de El Centro.

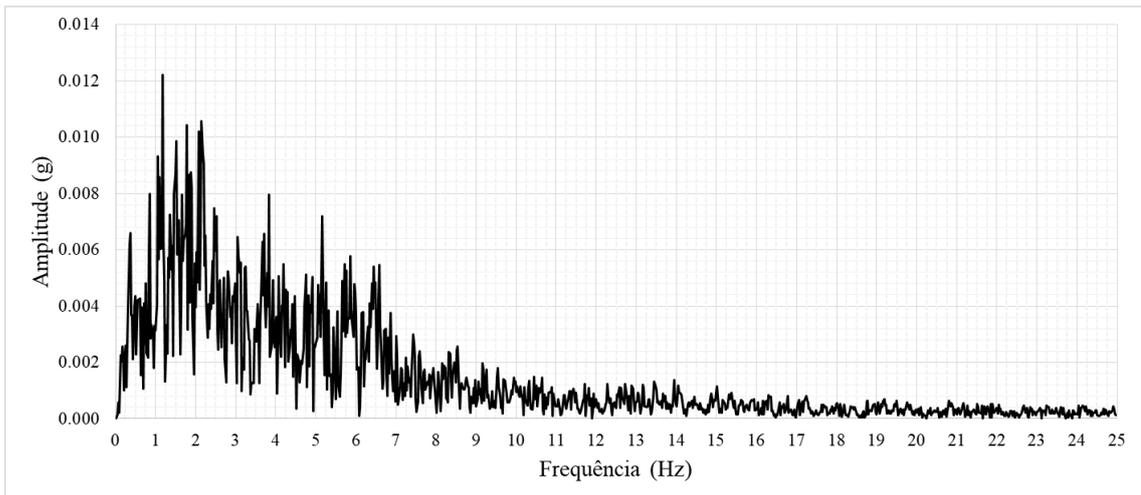


Figura 5.23 - Espectro de aceleração do sismo de El Centro.

No DynaPy 2.0, as forças de inércias decorrentes da aceleração de base são consideradas concentradas em cada nó da estrutura e suas intensidades são calculadas a partir das massas desses nós. Para validação desse tipo de análise, serão comparados os resultados fornecidos pelo software e por rotinas elaboradas no MATLAB conforme descrito abaixo.

Inicialmente, foi considerado um caso mais simples correspondente a um SSUGL dotado das propriedades generalizadas da torre NREL 5-MW previamente calculadas (Tabela 5.7). A validação foi realizada comparando os resultados do DynaPy 2.0 com os obtidos pela solução da integral de Duhamel aplicada ao caso de sismos, apresentada na equação abaixo (Filiatrault, 1996):

$$X_s(t) = -\frac{1}{\omega_d} \int_0^t \ddot{x}_g(\tau) e^{-\zeta\omega(t-\tau)} \text{sen}[\omega_d(t-\tau)] d\tau \quad 5.4$$

Onde X_s é o deslocamento da estrutura, \ddot{x}_g é a aceleração do sismo na base e τ é um instante qualquer de aplicação das forças sísmicas. As demais variáveis já foram apresentadas na seção 3.1. A solução da equação acima foi obtida através de rotinas em MATLAB a partir dos algoritmos propostos por Soriano (2014), nos quais é considerada a forma discreta da integral.

Na Figura 5.24 é possível visualizar os deslocamentos da estrutura de um único grau de liberdade em função do tempo obtidos pelo DynaPy 2.0 e pela forma discreta da integral de Duhamel. Foi adotado uma discretização para o tempo de 0,01 segundos em ambos os casos.

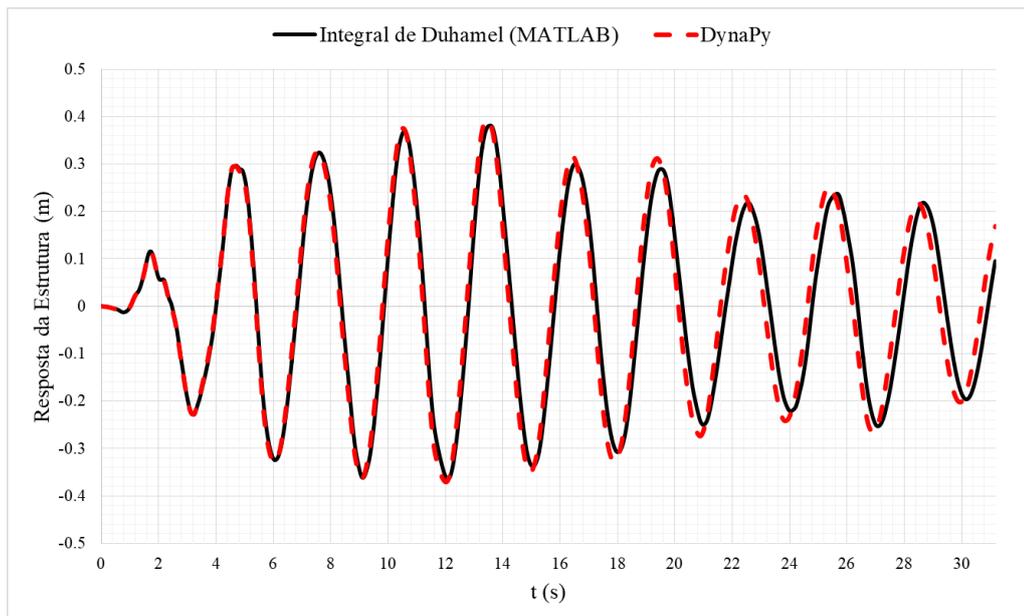


Figura 5.24 - Resposta de um SSUGL submetido ao sismo de El Centro pelo DynaPy 2.0 e integral de Duhamel.

O comportamento do sistema é similar entre os dois métodos, principalmente a nível de amplitude de deslocamentos. Para uma avaliação quantitativa da proximidade dos resultados, foi avaliada a raiz da média dos quadrados (Root Mean Square – RMS), ou valor efetivo, dos deslocamentos para cada caso. Os valores efetivos do deslocamento no intervalo de análise foram de 0,2059 m e 0,1996 m para o DynaPy 2.0 e para a integral de Duhamel, respectivamente, o que corresponde a um erro relativo de 3,16% entre os métodos.

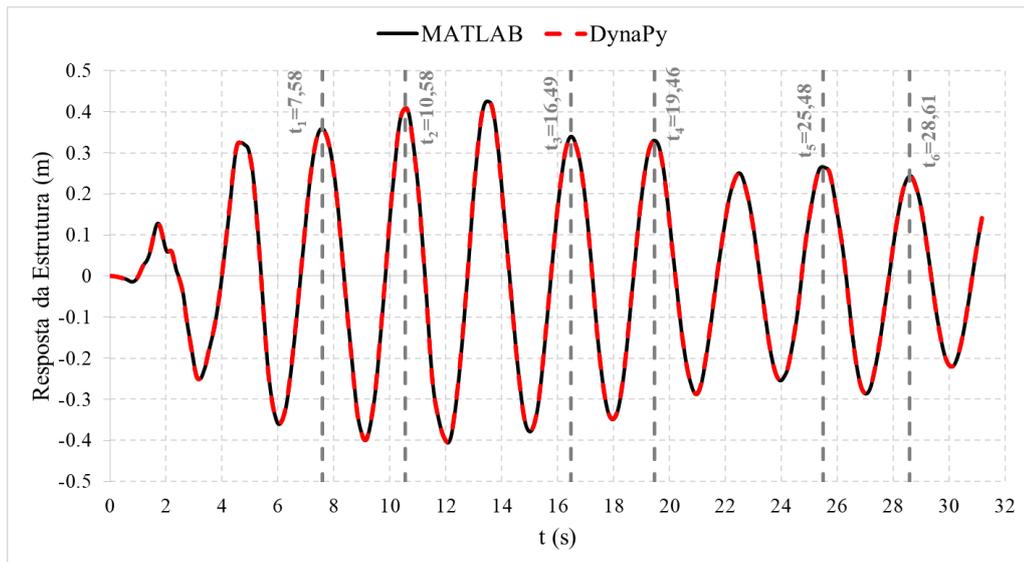


Figura 5.25 - Resposta do topo da torre NREL 5-MW sob ação do sismo de El Centro.

Em uma segunda análise, foi simulada a torre do aerogerador NREL 5-MW (Figura 5.17), novamente submetida ao sismo de El Centro. Considerou-se um amortecimento de 2,0% e um passo de tempo igual a 0,01 segundos, com discretização em 20 segmentos.

A resposta do topo da estrutura em função do tempo obtida por rotinas desenvolvidas em MATLAB e pelo DynaPy 2.0 está apresentada na Figura 5.25. Ambas realizam a discretização da estrutura em 20 elementos de viga com posterior aplicação da condensação estática. Verifica-se que os resultados apresentam boa concordância entre si, indicando uma boa precisão do DynaPy na análise de estruturas de torres sob ações sísmicas.

Além disso, é possível avaliar também as frequências de oscilação da estrutura com base na figura acima, na qual constam os tempos de t_1 a t_6 a partir dos quais podem ser calculados os períodos de diferentes ciclos conforme Tabela 5.12.

Tabela 5.12 - Frequências de oscilação da torre NREL 5-MW sob carregamento sísmico.

Ciclo	t_i	t_j	T (s)	f (Hz)	f (rad/s)
$t_1 - t_2$	7,58	10,58	3,00	0,3333	2,0944
$t_3 - t_4$	16,49	19,46	2,97	0,3367	2,1156
$t_5 - t_6$	25,48	28,61	3,13	0,3195	2,0074

Foram constatadas diferentes frequências de oscilação para cada um dos ciclos analisados, sendo possível observar, no entanto, que os valores estão distribuídos em torno da primeira frequência natural da estrutura (2,08 rad/s) com uma boa aproximação. Dessa forma,

ainda que o sismo consista em uma excitação com ampla faixa de frequências, a vibração da estrutura tende a ser governada pelo primeiro modo, o que foi visualizado tanto na simulação realizada para um SSUGL quanto na realizada para a torre completa.

Além disso, novamente é notada uma boa aproximação dos resultados obtidos para uma estrutura simplificada para um SSUGL se comparados com os da estrutura completa, discretizada e com aplicação da condensação estática.

5.2.4 Validação do DynaPy 2.0 na análise do TLCD desacoplado

Além da validação das rotinas do DynaPy 2.0 para análise da estrutura, torna-se interessante também a verificação dos resultados fornecidos pelo software para um TLCD desacoplado da estrutura cuja coluna de líquido está submetida a uma excitação harmônica.

Para validação dos resultados fornecidos pelo DynaPy 2.0, foi realizada a comparação com a solução da equação do movimento da coluna líquida do TLCD (equação 3.43) obtida através do software *Maple* de maneira independente. Tendo em vista a não-linearidade do amortecimento e complexidade dessa equação, as soluções do software em questão foram obtidas numericamente através do método de Runge-Kutta (rkf45) nativo do *Maple*. Será considerado um TLCD com as propriedades apresentadas na Tabela 5.13.

Tabela 5.13 - Propriedades do TLCD considerado nas análises.

Propriedade do TLCD	Valor	Unidade
Diâmetro (D)	100	[cm]
Largura (B)	250	[cm]
Altura da coluna d'água (h)	120	[cm]
Razão de abertura (A/A_0)	1,00	[-]
Comprimento total (L)	490	[cm]
Frequência Natural (ω_f)	2,00	[rad/s]

Excitações harmônicas com amplitude de 5,0kN foram adotadas para as análises. Foram consideradas frequências tais quais β assumiu os valores de 0,50, 0,80, 1,00, e 1,20. Para os quatro casos, as simulações consideraram razão de abertura igual a 1,0 e 0,50, totalizando 8 casos analisados. A resposta da coluna de líquido do TLCD com razão de abertura igual a 1,0 obtida através do Maple e do DynaPy 2.0 estão apresentados na Figura 5.26.

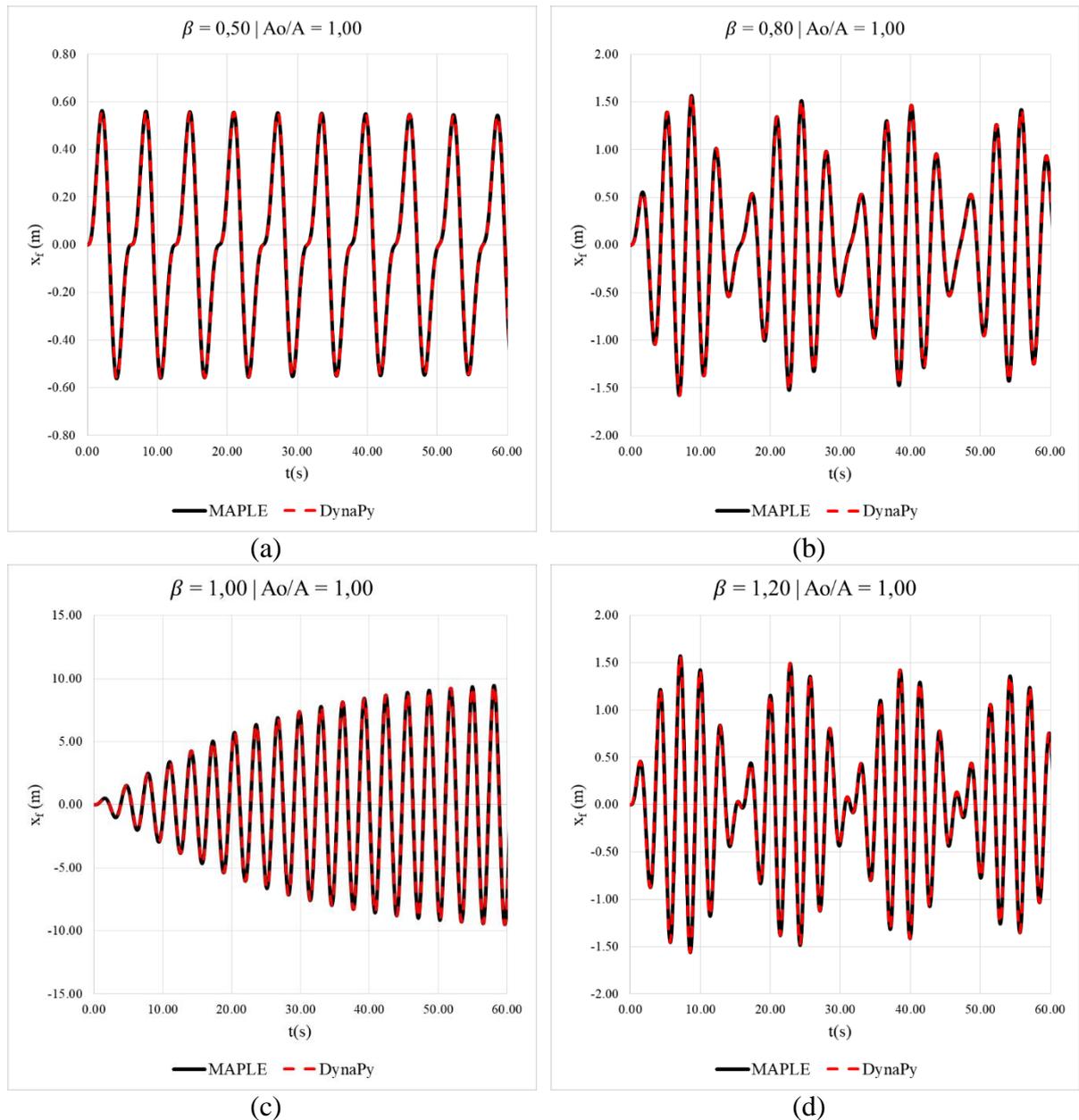


Figura 5.26 - Resposta da coluna de fluido do TLCD com razão de abertura igual a 1,00 para diferentes frequências de excitação: (a) $\beta = 0,50$, (b) $\beta = 0,80$, (c) $\beta = 1,00$, (d) $\beta = 1,20$.

Na Figura 5.27, por sua vez, estão apresentadas as respostas da coluna líquida de um TLCD com razão de abertura igual a 0,50 para os diferentes casos de frequência de excitação.

É possível verificar uma boa concordância entre os resultados fornecidos pelo DynaPy 2.0 e pelos métodos nativos do Maple para solução da equação diferencial ordinária que rege o movimento da coluna de líquido do TLCD, indicando uma boa precisão das rotinas implementadas.

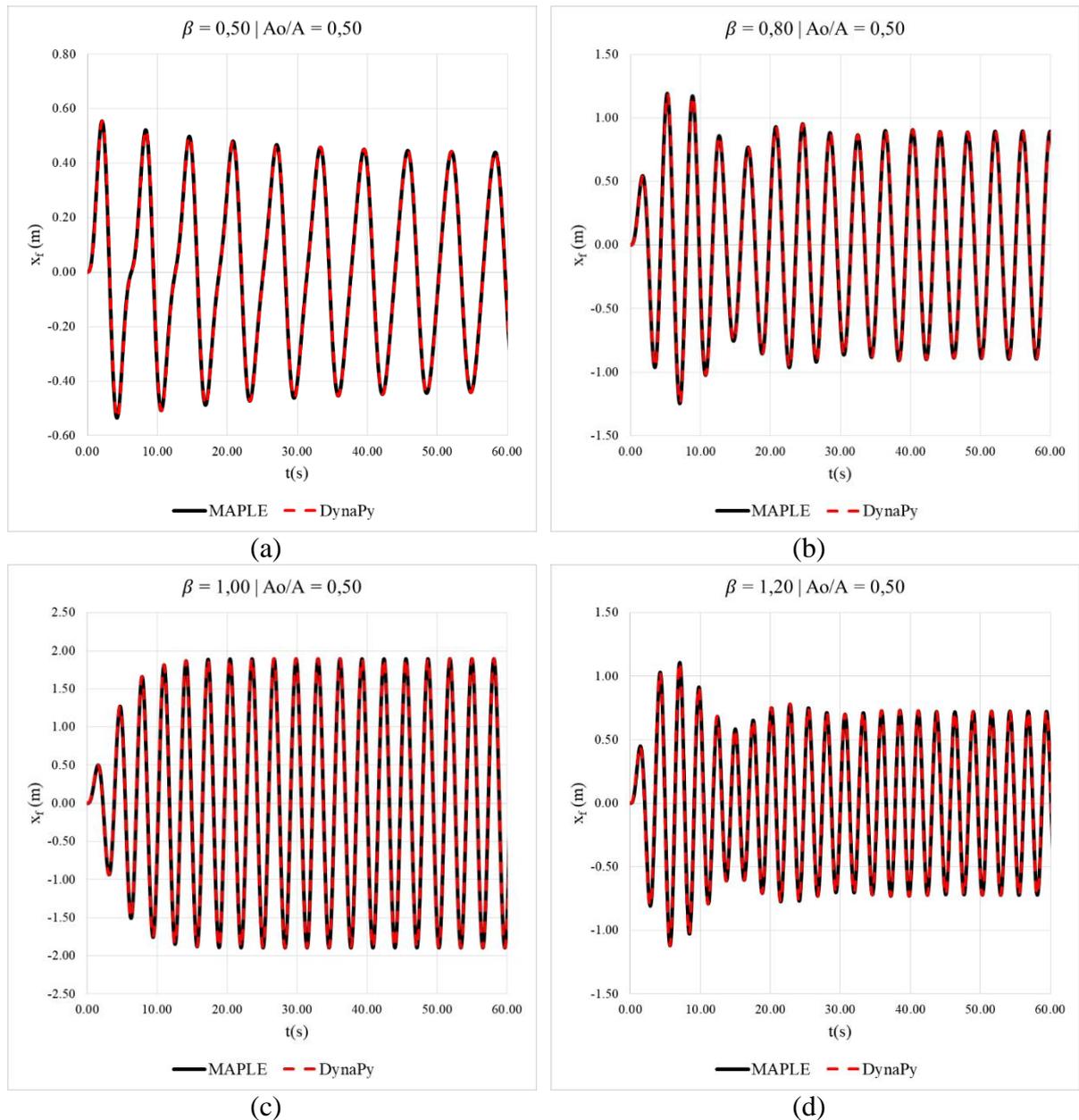


Figura 5.27 - Resposta da coluna de fluido do TLCD com razão de abertura igual a 0,50 para diferentes frequências de excitação: (a) $\beta = 0,50$, (b) $\beta = 0,80$, (c) $\beta = 1,00$, (d) $\beta = 1,20$.

5.2.5 Análise de torre com TLCD acoplado sob excitação harmônica com o DynaPy 2.0

Para avaliar os efeitos do TLCD em estruturas de torres serão realizadas simulações considerando a aplicação de forças de excitação harmônicas na sua extremidade superior. Será adotada uma razão de amortecimento da estrutura igual a 2,0% nessas análises, de maneira a tornar mais perceptível o efeito do TLCD.

A torre utilizada nas análises foi a NREL 5-MW, cuja tela com os dados de entrada no DynaPy 2.0 já foi apresentada na Figura 5.17. O carregamento aplicado para a análise no

domínio do tempo foi uma excitação harmônica de amplitude igual à 50kN e frequência igual à natural do primeiro modo da estrutura desacoplada (2,08 rad/s).

Na Tabela 5.13 apresentada anteriormente é possível verificar as propriedades do TLCD que foi considerado nas análises a seguir, que foram escolhidas de maneira que a sua frequência fundamental ficasse próxima à da estrutura. Com esses dados, os parâmetros do TLCD em relação à estrutura em análise são os seguintes: razão de aspecto (α) = 0,51, razão de sintonização (γ) = 0,96 e razão de massa (μ) = 1,89%. É importante observar que o valor apresentado para a razão de massa foi calculado considerando apenas 1 TLCD acoplado, e utilizou a massa modal do primeiro modo da estrutura como referência. Quando utilizados mais dispositivos, também há acréscimo na razão de massa.

5.2.5.1 Influência da quantidade de TLCDs para excitação harmônica

Analisou-se, inicialmente, a estrutura sem TLCD acoplado. Após isso, foram feitas simulações com 1, 2, 3 e 4 TLCDs acoplados, como forma de avaliar o efeito provocado pelos dispositivos adicionais. Nesse ponto, é importante mencionar que o DynaPy 2.0 permite a utilização de diversos TLCDs, porém todos possuem as mesmas propriedades e são localizados no topo da estrutura. Para todos os casos, a razão de abertura do diafragma do dispositivo foi igual a 1,0.

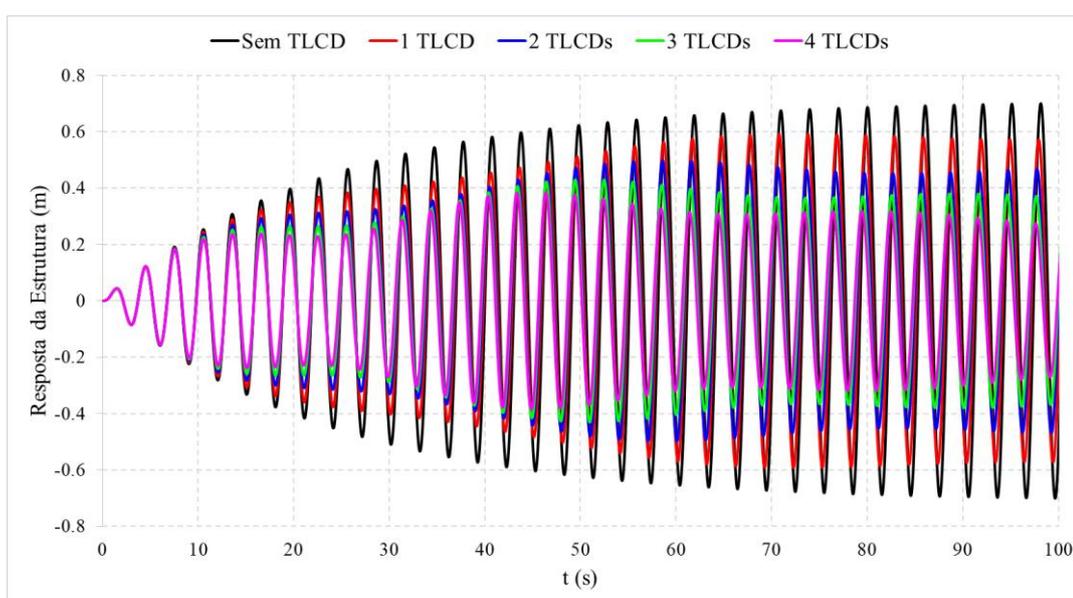


Figura 5.28 – Resposta do topo da estrutura sob excitação harmônica ressonante para diferentes quantidades de TLCD.

O deslocamento do topo da estrutura em função do tempo, obtido pelo DynaPy 2.0 para as cinco situações consideradas, pode ser visualizado na Figura 5.28. A Tabela 5.14, por sua vez, apresenta os deslocamentos máximos obtidos em cada caso e o percentual de redução em relação à estrutura sem TLCD.

É possível observar que, para este caso, a presença de maior quantidade de TLCDs promoveu um melhor desempenho ao conjunto na redução dos deslocamentos devido a uma excitação harmônica ressonante. É importante ressaltar que o aumento no número de dispositivos ocasiona também o acréscimo da razão de massa do sistema, que está diretamente relacionada à eficiência do atenuador. Isso será melhor demonstrado nas análises paramétricas conduzidas posteriormente neste trabalho.

Tabela 5.14 - Redução dos deslocamentos máximos da estrutura com TLCDs em função da quantidade.

Situação	Deslocamento máximo (m)	Redução de deslocamentos
Sem TLCD	0,7104	-
1 TLCD	0,5919	16,67%
2 TLCDs	0,4975	29,97%
3 TLCDs	0,4293	39,57%
4 TLCDs	0,3839	45,96%

No entanto, as reduções acima citadas dizem respeito somente ao caso onde a frequência de excitação é exatamente a mesma em todos os casos analisados. Nesse sentido, a ferramenta de análise de frequência do DynaPy 2.0 pode ser utilizada para uma melhor compreensão do comportamento da estrutura em um intervalo de frequência de excitação definido. Foram avaliados os deslocamentos máximos da estrutura sob frequências de excitação entre 1,60 e 2,60 rad/s para as cinco situações em estudo.

É possível confirmar, a partir da Figura 5.29, que o padrão de redução apresentado na Tabela 5.14 é de fato aplicável quando se trata de uma força de excitação com determinada frequência idêntica à natural da estrutura desacoplada em seu 1º modo de vibração. No entanto, para frequências distintas, é possível visualizar que o acréscimo da quantidade de TLCDs pode provocar um aumento nos deslocamentos máximos.

Além disso, a existência dos TLCDs promove o surgimento de mais frequências naturais de vibração próximas da frequência fundamental da estrutura desacoplada, o que ocasiona o

aparecimento de mais picos de deslocamento no intervalo analisado. O maior número de atenuadores provoca um distanciamento maior entre esses picos.

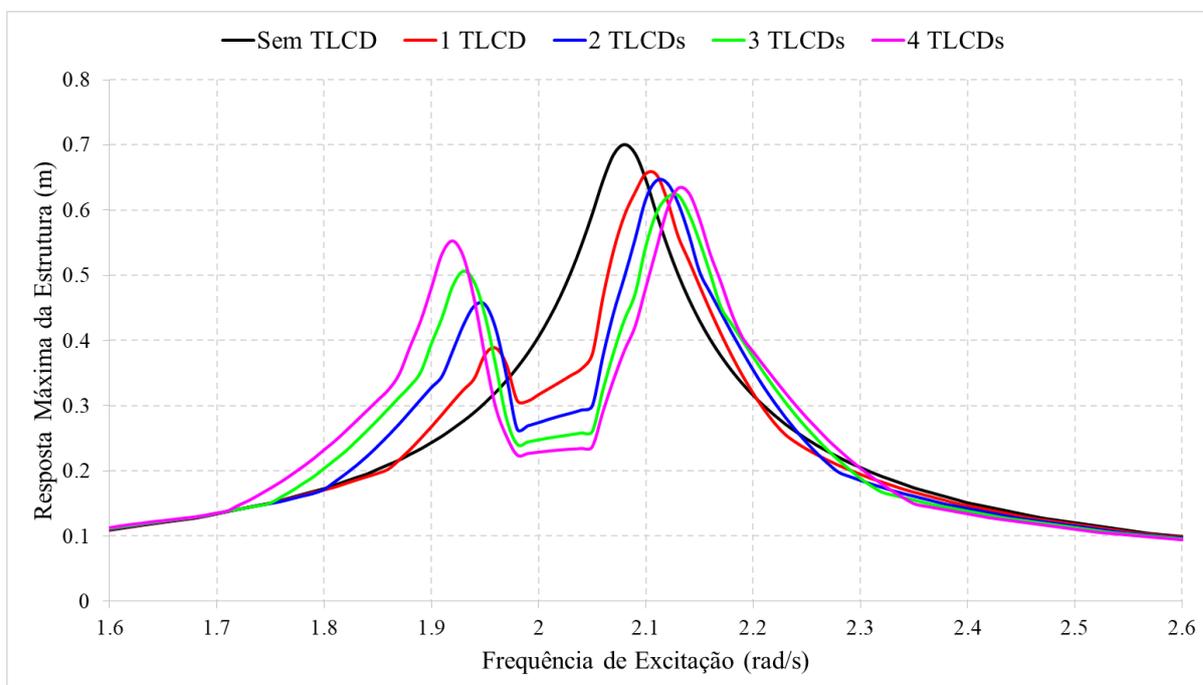


Figura 5.29 – Análise de frequência do DynaPy 2.0 para diferentes quantidade de TLCDS.

Ainda com o auxílio dos resultados da análise de frequência do DynaPy 2.0, é possível visualizar também o comportamento do fluido do TLCDS em função da quantidade de dispositivos adotados. Na Figura 5.30 é possível visualizar os deslocamentos máximos da estrutura e dos TLCDS para cada uma das situações.

Nos gráficos abaixo, foi utilizado um eixo auxiliar à direita para melhor visualização da resposta máxima da estrutura e do TLCDS simultaneamente. É possível constatar que o deslocamento do fluido no interior do TLCDS é muito maior do que o da estrutura. Inclusive, isso deve ser um ponto de atenção no dimensionamento do dispositivo para uma estrutura real, uma vez que deve ser evitado o derramamento de fluido pelas extremidades das colunas.

Comparando os gráficos para cada situação analisada, verifica-se que o acréscimo no número de atenuadores promove uma redução no deslocamento máximo do fluido no interior do TLCDS, uma vez que a força inercial aplicada sobre o fluido é dividida entre os dispositivos.

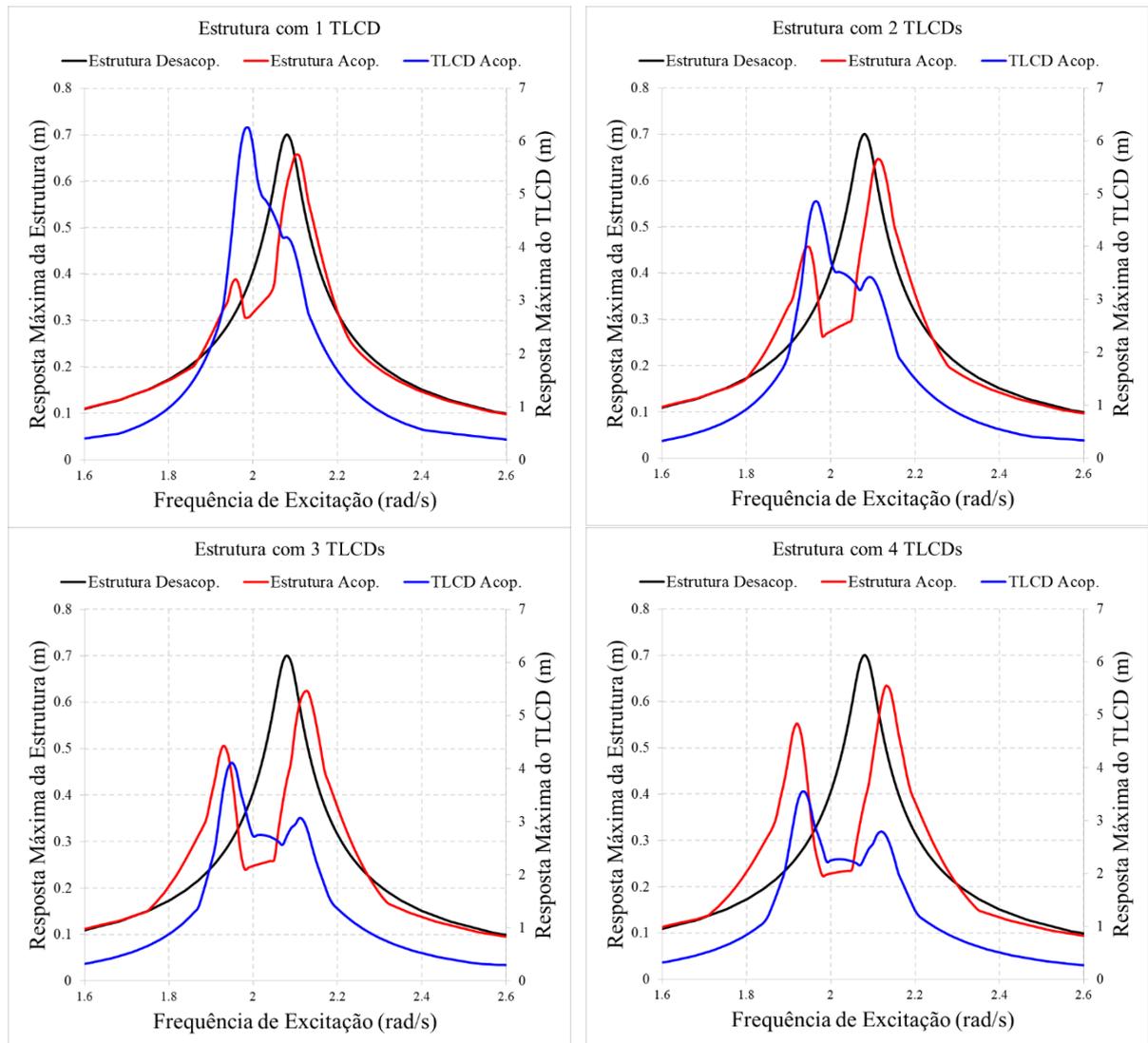


Figura 5.30 – Análise de frequência com deslocamentos da estrutura e da coluna líquida para diferentes quantidades de TLCD.

5.2.5.2 Influência da razão de abertura do diafragma do TLCD para excitação harmônica

Uma outra maneira de controlar os deslocamentos do fluido no interior do TLCD, evitando que haja a possibilidade de derramamento, é através da previsão de um diafragma dotado de um orifício na seção central do dispositivo.

No intuito de avaliar os efeitos da alteração da razão de abertura desse orifício, foram conduzidas simulações com a torre NREL 5-MW com 1 TLCD acoplados. Tanto a análise no domínio do tempo quanto de frequência seguiram os mesmos critérios da seção anterior. As razões de abertura do orifício utilizadas nas análises variaram de 0,25 a 1,00 com passo de 0,25. Os demais parâmetros do TLCD foram os mesmos definidos na Tabela 5.13.

O deslocamento do topo da estrutura em função do tempo, obtido pelo DynaPy 2.0 para as cinco situações consideradas, pode ser visualizado na Figura 5.31.

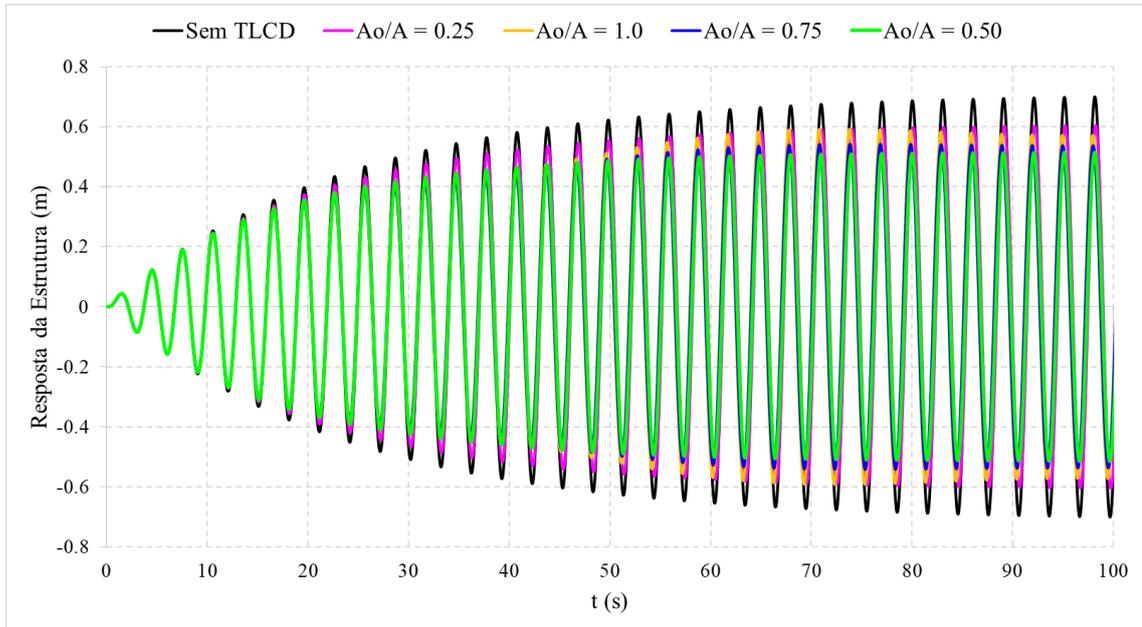


Figura 5.31 - Resposta da estrutura para diferentes razões de abertura do orifício.

Tabela 5.15 - Redução dos deslocamentos máximos da estrutura com TLCDs em função da razão de abertura.

Razão de abertura (A_0/A)	Deslocamento máximo (m)	Redução
Sem TLCD	0,7104	-
1,00	0,5924	16,60%
0,75	0,5419	23,72%
0,50	0,5155	27,44%
0,25	0,6089	14,29%

Na Tabela 5.15 é possível verificar as reduções nos deslocamentos máximos promovidas por cada razão de abertura adotada para o diafragma do TLCD. Constatou-se que, neste caso, houve um acréscimo na eficiência dos TLCDs na redução dos deslocamentos decorrentes da força harmônica ressonante quando se diminuiu a razão de abertura do orifício até certo ponto, havendo uma perda de desempenho após determinado valor.

No entanto, devido à não-linearidade da parcela de amortecimento do TLCD, a razão de abertura ótima para outros casos onde estejam aplicados carregamentos com amplitudes diferentes não necessariamente obedecerá esse padrão apresentado nesta análise. Portanto, a otimização desse parâmetro deve ser realizada caso a caso. Para avaliar os deslocamentos da

estrutura e do TLCD para uma faixa de frequências de interesse, foi realizada a varredura de frequências através do DynaPy 2.0, cujo resultado é apresentado na Figura 5.32.

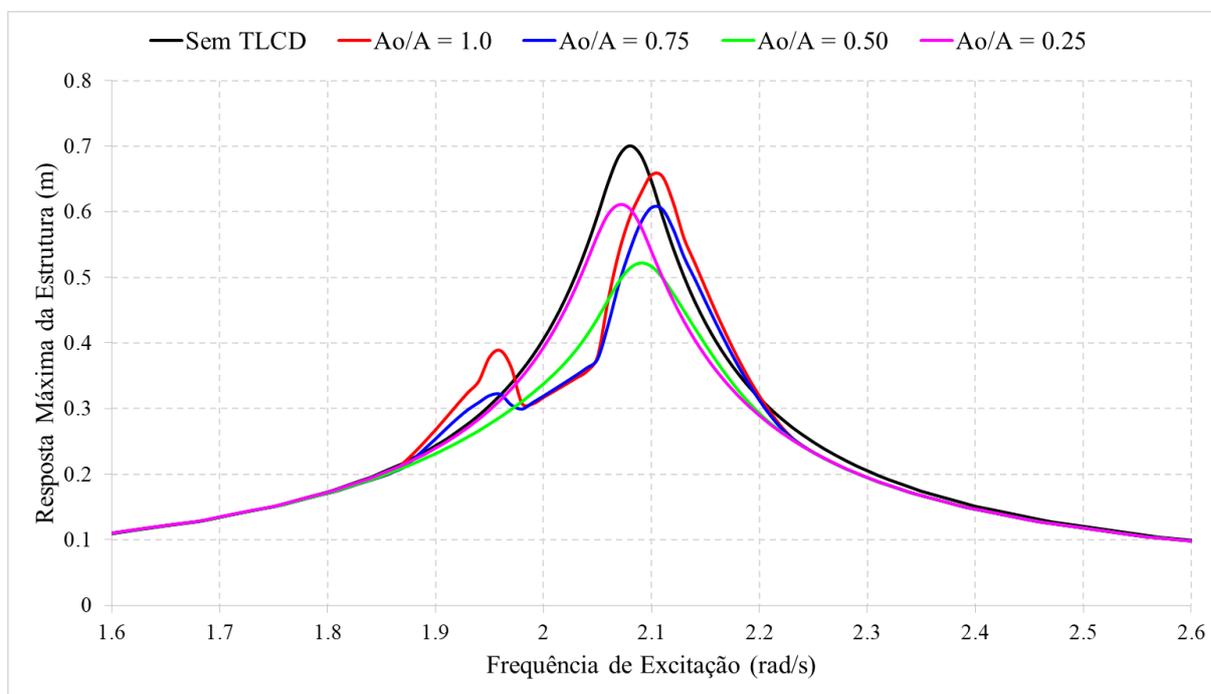


Figura 5.32 - Análise de frequência do DynaPy 2.0 para diferentes razões de abertura do orifício.

É possível confirmar o padrão de redução dos deslocamentos máximos à medida em que se reduz a razão de abertura do orifício até certo ponto, seguida de uma perda de eficiência do atenuador quando se razões menores. Para os valores adotados, um orifício com razão de 50% se mostrou o mais eficiente na redução da resposta da estrutura.

No entanto, conforme já mencionado anteriormente, forças de excitação com amplitudes diferentes podem promover uma alteração no valor ótimo da razão de abertura devido à não-linearidade da parcela de amortecimento do TLCD.

Para avaliar os deslocamentos máximos do fluido do TLCD em função da razão de abertura considerada, são apresentados mais resultados da análise de frequência do DynaPy 2.0 na Figura 5.33.

Verifica-se que a redução na abertura do orifício promove um menor deslocamento do fluido no interior do TLCD, conforme é esperado. Dessa forma, além de ser um parâmetro de otimização, a razão de abertura é também relevante para a viabilização da instalação deste tipo

de atenuador, uma vez que possui a capacidade mitigar a possibilidade de derramamento de fluido pelas extremidades das colunas.

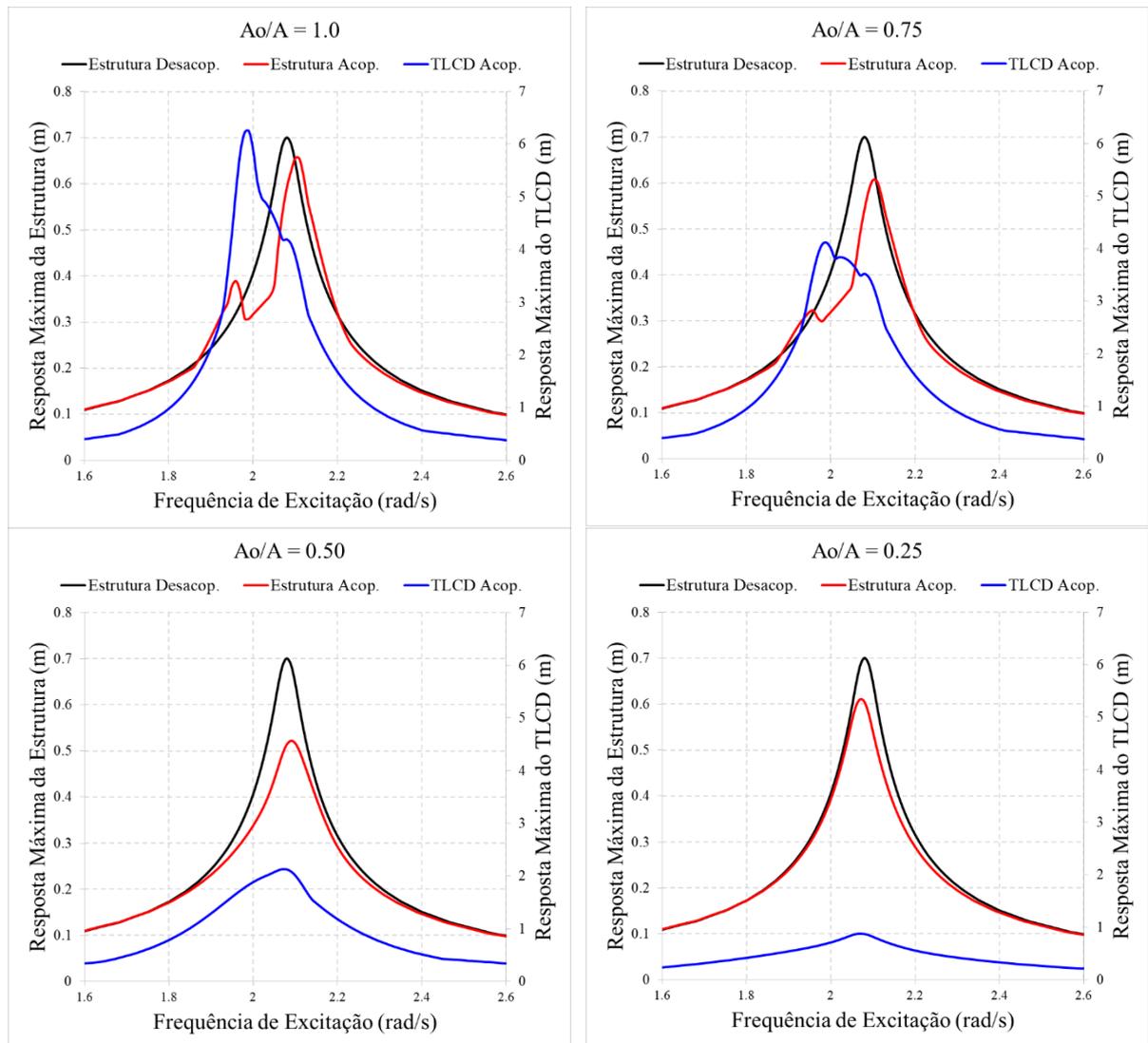


Figura 5.33 - Análise de frequência com deslocamentos da estrutura e da coluna líquida para diferentes razões de abertura.

Com a análise dos gráficos apresentados, é possível verificar que o impedimento do livre deslocamento do fluido promovido pelo diafragma central com razões de abertura mais baixas impede o ótimo funcionamento do TLCD na atenuação das vibrações.

Dessa forma, o dispositivo tende a funcionar como uma massa adicional no topo da estrutura, o que pode ser constatado pelo fato de não surgir um novo pico de deslocamento, mas sim haver um deslocamento do pico original para uma frequência mais baixa. Ainda há certa

atenuação dos deslocamentos máximos da estrutura, porém de maneira menos eficiente, uma vez que são pequenos os deslocamentos do fluido para este caso.

5.2.6 Análise de torre com TLCD acoplado sob carregamento sísmico com o DynaPy 2.0

Além de ser importante o estudo do desempenho de TLCDs na atenuação de deslocamentos de estruturas sob carregamentos harmônicos, é igualmente relevante uma aferição do desempenho desses dispositivos quando as forças atuantes são decorrentes de sismos, que possuem uma ampla faixa de frequência de excitação.

Conforme já proposto anteriormente na validação dos resultados fornecidos pelo DynaPy 2.0 para análise com carregamentos sísmicos, será analisada a torre NREL 5-MW sob a aceleração do sismo de El Centro, porém desta vez considerando a presença de TLCDs acoplados à estrutura em diversas situações.

Em todas as situações será adotado uma razão de amortecimento de 2,0% para a estrutura, e o passo de tempo da análise será de 0,01 segundo.

5.2.6.1 Influência da quantidade de TLCDs para carregamento sísmico

Para comparação entre os resultados de deslocamento do topo da estrutura sob ações sísmicas sem e com TLCD, além de avaliação dos efeitos promovidos pelo acréscimo de dispositivos no sistema, foram novamente realizadas simulações considerando a presença de 1, 2, 3 e 4 TLCDs acoplados. O TLCD utilizado nas simulações é o mesmo já apresentado anteriormente na Tabela 5.13. Na Figura 5.34, é possível visualizar os deslocamentos do topo da torre quando submetida ao carregamento do sismo de El Centro para as diferentes situações consideradas.

É possível avaliar, qualitativamente, que há uma redução dos picos de deslocamento à medida em que se acrescentam mais TLCDs. Mais uma vez, esse melhor desempenho está associado ao aumento da razão de massa do conjunto de atenuadores. Além dos deslocamentos da estrutura, é necessário certa atenção aos deslocamentos do fluido no interior do TLCD de maneira a avaliar quando a altura das colunas para que seja evitado o derramamento do líquido pelas extremidades. O comportamento do fluido para as diferentes situações pode ser visualizado na Figura 5.35.

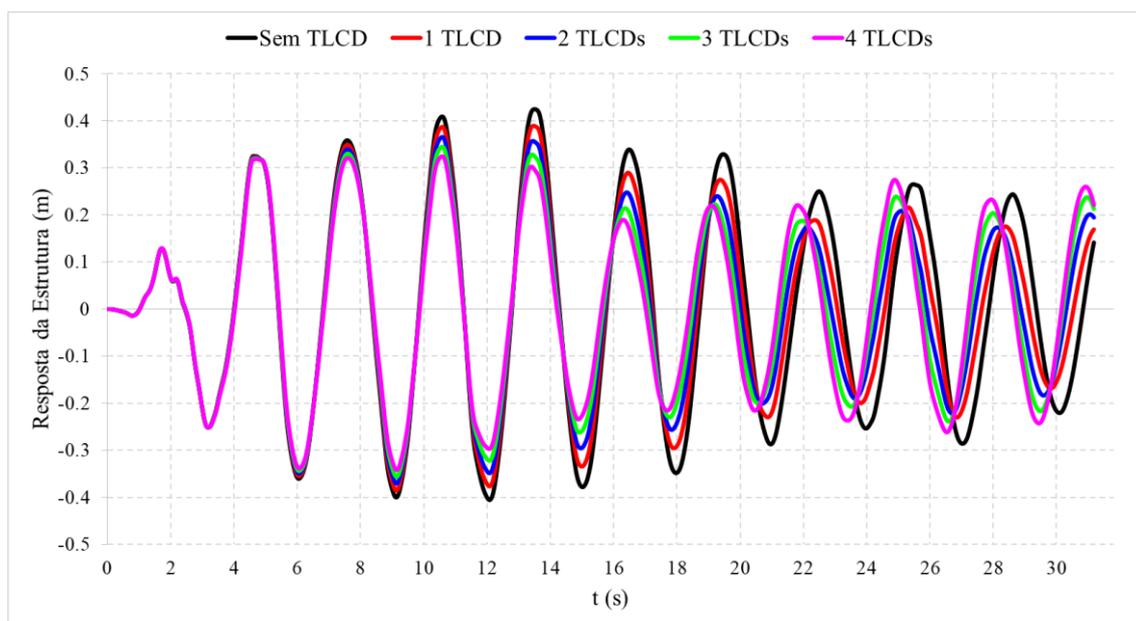


Figura 5.34 - Resposta do topo da estrutura submetida ao sismo de El Centro para diferentes quantidades de TLCD.

Para uma avaliação quantitativa de quanto se trata essa redução, foi considerado o valor efetivo (RMS) dos deslocamentos para cada caso. Esses valores RMS estão apresentados na Tabela 5.16, onde também é possível conferir o percentual de redução para cada situação. Os deslocamentos máximos do fluido do TLCD e a respectiva redução devido à adição de mais dispositivos também constam na tabela em questão.

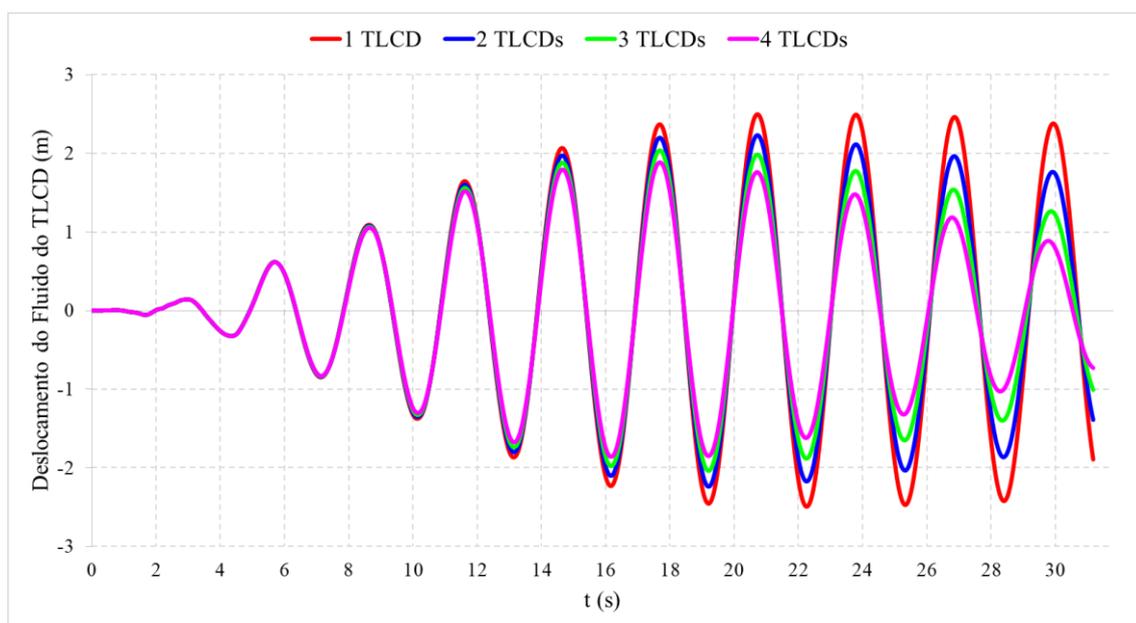


Figura 5.35 - Deslocamentos do fluido dos TLCDs acoplados à torre NREL 5-MW sob o sismo de El Centro para diferentes quantidades de TLCD.

Conforme tabela, há uma melhoria considerável na redução do RMS dos deslocamentos quando se passa de 1 para 2 TLCDs. No entanto, a adoção de mais dispositivos além dessa quantidade promove ganhos menos consideráveis na eficiência do conjunto, além de aumentar o peso total do sistema.

Tabela 5.16 - Redução do RMS dos deslocamentos da estrutura e do fluido sob o sismo de El Centro para diferentes quantidades de TLCD.

Situação	Estrutura		Fluido do TLCD	
	RMS do Deslocamento (m)	Redução	Deslocamento Máximo	Redução
Sem TLCD	0,2234	-	-	-
1 TLCD	0,2000	10,47%	2,4972	-
2 TLCDs	0,1887	15,55%	2,2307	10,67%
3 TLCDs	0,1849	17,24%	2,0375	18,41%
4 TLCDs	0,1849	17,24%	1,8854	24,50%

5.2.6.2 Influência da razão de abertura do diafragma do TLCD para carregamento sísmico

Da mesma forma que no caso da estrutura submetida a carregamentos harmônicos, a razão de abertura do diafragma do TLCD pode afetar tanto a eficiência do dispositivo quanto os deslocamentos máximos da coluna de líquido. Para avaliar os efeitos promovidos por alterações na razão de abertura, foram realizadas as simulações da torre acoplada a um TLCD para as diferentes situações. Na Figura 5.36 se observa a comparação da resposta do topo da estrutura para as razões abertura consideradas para o diafragma.

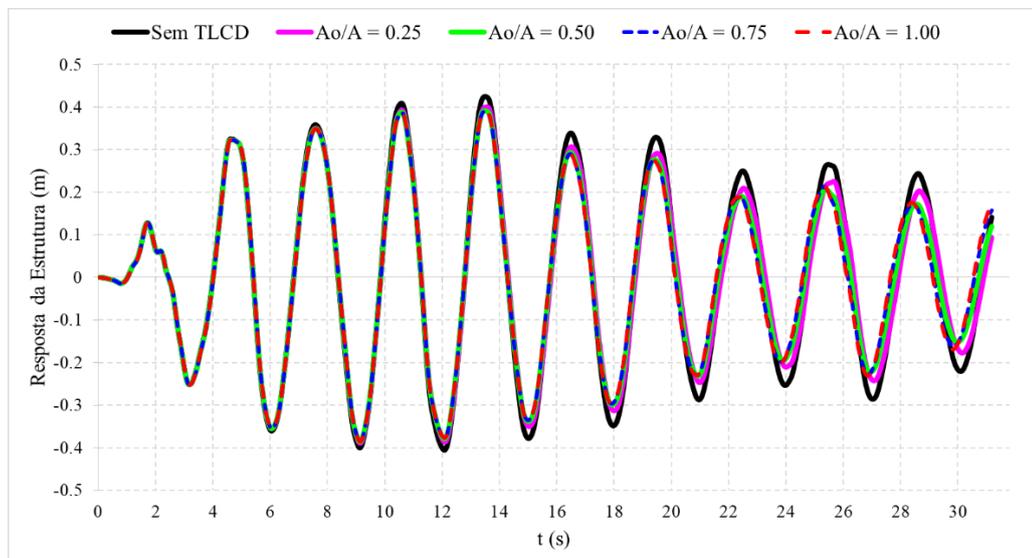


Figura 5.36 - Resposta do topo da estrutura submetida ao sismo de El Centro para diferentes razões de abertura.

Para o caso do carregamento sísmico considerado nas análises, a redução desse parâmetro manteve os deslocamentos da estrutura em valores próximos entre si, não sendo evidente o ganho de desempenho do TLCD. No entanto, para razões de abertura mais baixas foi evidenciada uma perda de eficiência que, apesar de não ser muito significativa, foi mais uma vez decorrente da maior restrição à movimentação do fluido no interior do dispositivo.

Isso pode ser melhor visualizado através da Tabela 5.17, que realiza a comparação entre o RMS de deslocamentos da estrutura para os casos considerados. Os deslocamentos máximos da coluna de líquido também são apresentados na tabela em questão.

Tabela 5.17 - Redução do RMS dos deslocamentos da estrutura e do fluido sob o sismo de El Centro para diferentes razões de abertura.

Situação	Estrutura		Fluido do TLCD	
	RMS do Deslocamento (m)	Redução	Deslocamento Máximo	Redução
Sem TLCD	0,2234	-	-	-
1,00	0,2000	10,47%	2,4972	-
0,75	0,1997	10,63%	2,2962	8,05%
0,50	0,2000	10,49%	1,5680	37,21%
0,25	0,2070	7,36%	0,6906	72,34%

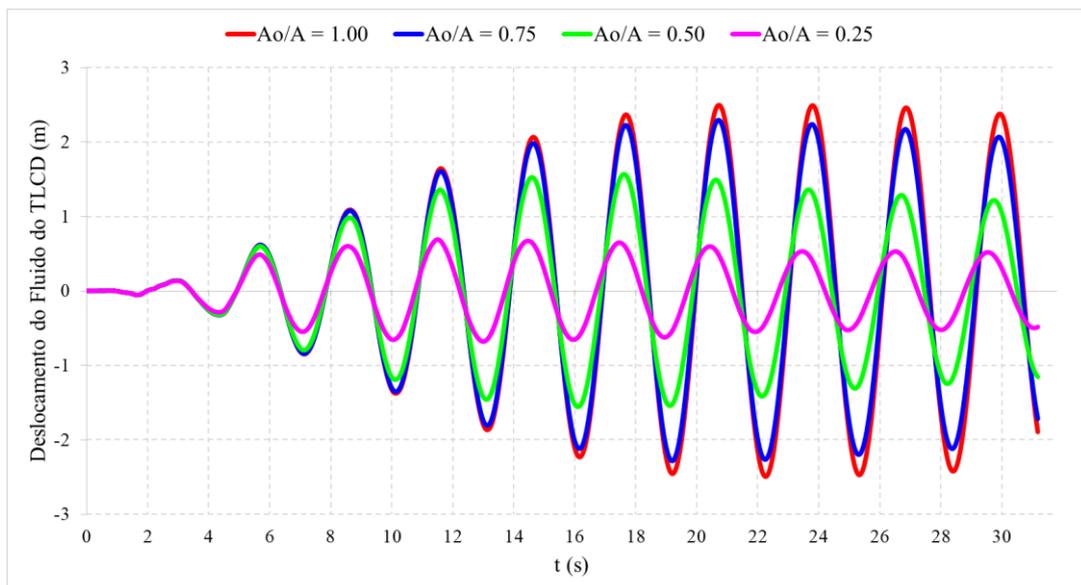


Figura 5.37 - Deslocamentos do fluido dos TLCDs acoplados à torre NREL 5-MW sob o sismo de El Centro para diferentes razões de abertura.

Embora a redução da razão de abertura pouco ter interferido no desempenho do TLCD na redução de deslocamentos da estrutura para o caso analisado, é possível verificar, ainda pela Tabela 5.17, que houve um menor deslocamento do fluido para menores valores do parâmetro em estudo. Isso pode ser também visualizado na Figura 5.37.

Dessa forma, alterações na razão de abertura continuam sendo uma boa opção para evitar derramamentos do líquido pelas extremidades das colunas, da mesma forma que foi verificado nas simulações com carregamentos harmônicos.

5.3 ANÁLISES PARAMÉTRICAS DO TLCD ACOPLADO À ESTRUTURA

Conforme resultados obtidos anteriormente neste trabalho, é possível tratar, com certa precisão, as estruturas de aerogeradores através de um SSUGL dotado de propriedades generalizadas.

Uma vez que tanto os resultados da determinação da frequência fundamental da torre do aerogerador NREL 5-MW tratado como um SSUGL com propriedades generalizadas quanto a resposta da estrutura simplificada foram satisfatórios, com erros máximos abaixo dos 4,0%, foi conduzida uma análise da variação dos parâmetros do sistema acoplado Estrutura-TLCD de maneira a fornecer mapas de resposta que facilitem o dimensionamento do atenuador.

As propriedades generalizadas da torre NREL 5-MW já foram calculadas anteriormente e estão apresentadas na Tabela 5.7. A formulação paramétrica da estrutura acoplada ao TLCD consta na seção 3.3.1, onde são definidos cada um dos parâmetros que serão utilizados nas análises.

Para avaliar a maneira pela qual os parâmetros do TLCD influenciam no comportamento da estrutura na qual o dispositivo está acoplado, foram realizadas diversas análises no domínio do tempo através do método de Newmark com obtenção dos valores RMS dos deslocamentos da estrutura em regime permanente de vibração. Nestas simulações foram utilizadas as rotinas computacionais desenvolvidas em MATLAB.

O TLCD foi modelado considerando a linearização equivalente da parcela de amortecimento conforme formulação abordada na seção 3.2.2.

Adotou-se como referência uma estrutura do aerogerador NREL 5-MW desacoplada com as propriedades generalizadas já obtidas. A partir disso, foi realizada a variação dos

parâmetros de razão de comprimento (α), razão de massa (μ), razão de sintonização (γ) e razão de amortecimento do fluido (ζ_f), de maneira que foram produzidos os mapas de resposta que estão apresentados abaixo. Para todos os casos, foi adotado um amortecimento da estrutura equivalente a $\zeta_s = 0,01$.

5.3.1 Mapas de resposta para excitação harmônica ressonante

Foi considerado como carregamento externo uma força de excitação harmônica aplicada na extremidade superior da torre. Adotou-se uma amplitude igual a 50kN e frequência igual à da estrutura desacoplada ($\bar{\omega} = \omega_s$) para geração dos mapas de resposta.

Os RMS do deslocamento da estrutura acoplada em cada uma das simulações foram obtidos após cerca de 50 ciclos de oscilação do sistema de maneira a não considerar picos de deslocamento que podem surgir no regime transiente. O tempo total de cada análise foi de 300 segundos, nos quais a força de excitação atuou sobre o sistema.

Inicialmente, foram definidos quatro possíveis valores para o parâmetro α (0,60; 0,70; 0,80 e 0,90), a partir dos quais foram geradas superfícies obtidas através da variação de μ (0,01 a 0,05), γ (0,84 a 1,16) e ζ_f (0,03 a 0,12), apresentadas na Figura 5.38 em vista isométrica e Figura 5.39 em vista superior, denominadas mapas de resposta.

O eixo vertical representa a razão de resposta RMS (λ), que é a razão entre o valor RMS do deslocamento da estrutura acoplada ao TLCD em seu regime permanente de oscilação e o valor RMS do deslocamento da estrutura desacoplada, considerando o ζ_f que garantiu o melhor desempenho do atenuador.

A Figura 5.38 e Figura 5.39 demonstram que valores maiores de α possibilitaram menores valores de λ , ou seja, o TLCD atua de forma mais efetiva na atenuação de vibrações da estrutura. A utilização de um valor de α igual a 0,60 (Figura 5.38-a) retornou um valor mínimo de 0,0625 para λ , enquanto a utilização de um α igual a 0,90 (Figura 5.39-d) permitiu um λ de 0,0291.

É possível visualizar ainda que a redução da razão de resposta ocorre para toda a superfície quando se aumenta o α , além de ser percebida a suavização da curva em direção a sua região central, indicando que o desempenho do dispositivo se torna menos sensível à alteração na razão de sintonização.

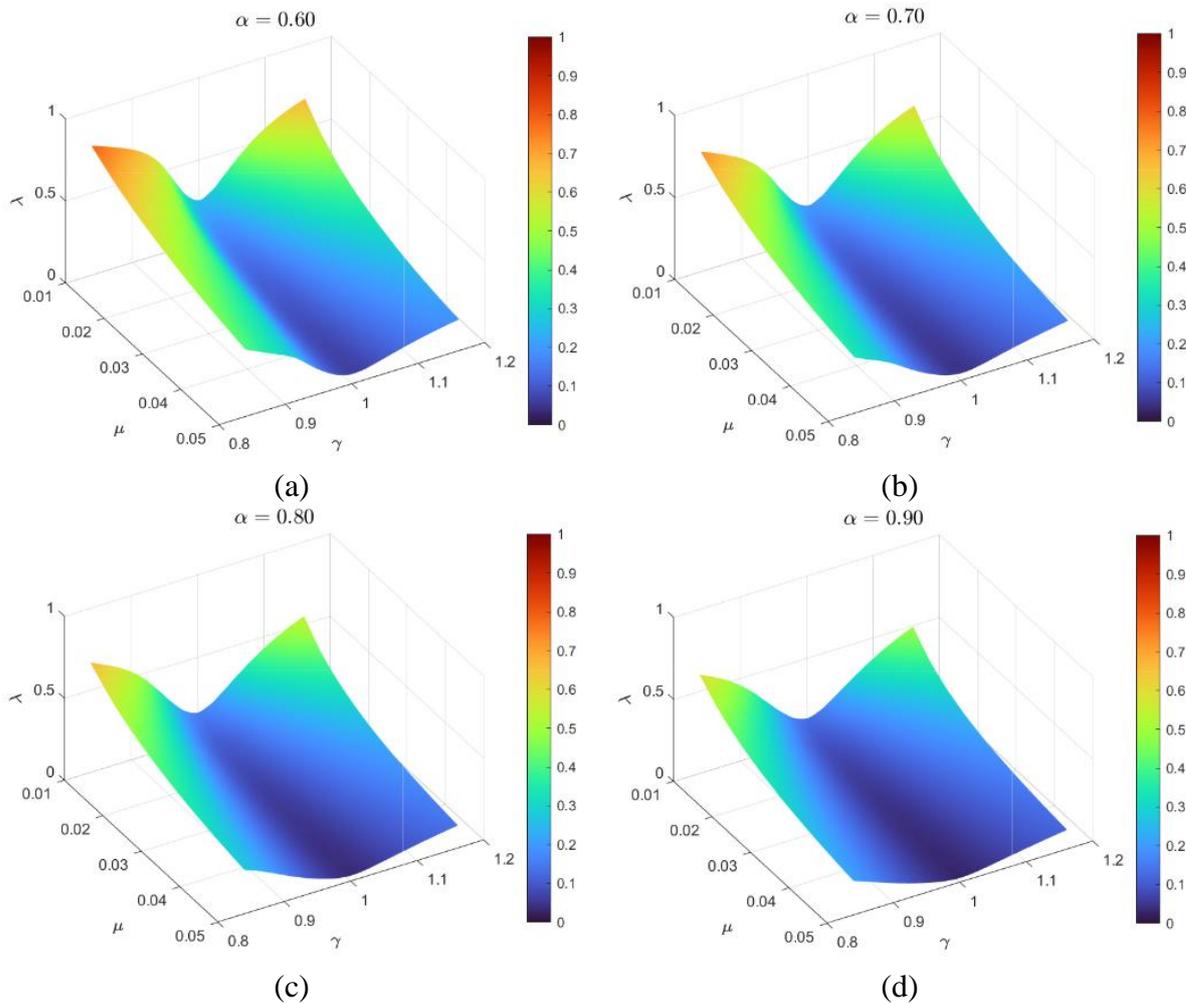


Figura 5.38 - Isométricas dos mapas de resposta para força harmônica em função da razão de massa (μ) e de sintonização (γ) para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$.

Percebe-se também um decréscimo suave dos valores da razão de resposta na direção crescente do eixo da razão de massa (μ), o que decorre do acoplamento de massa entre a estrutura e o TLCD que, por sua vez, promove a redução das resposta da estrutura graças aos efeitos inerciais do deslocamento horizontal do fluido do atenuador.

Ademais, verifica-se em ambas as figuras a redução considerável da razão de resposta (λ) para valores de razão de sintonização (γ) próximos do unitário, confirmando que a relação entre as frequências da estrutura e do TLCD é um parâmetro de extrema importância no dimensionamento do atenuador.

Os mapas de resposta apresentados, obtidos a partir da variação dos parâmetros α , μ , γ e ζ_f , estão relacionados com os valores RMS de deslocamentos da estrutura acoplada ao TLCD considerando o ζ_f que garantiu o melhor desempenho do atenuador entre 0,03 e 0,12.

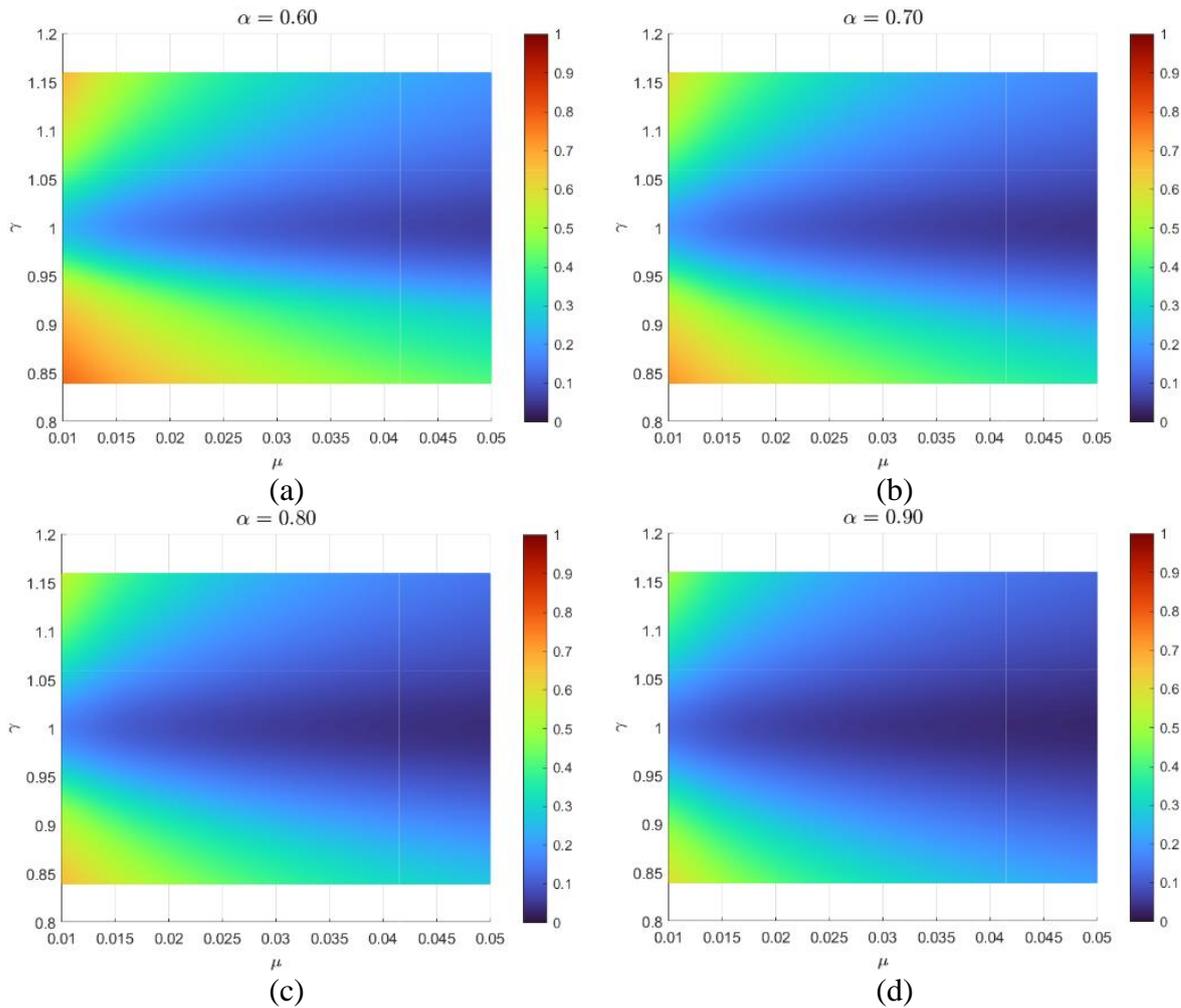


Figura 5.39 - Vistas superiores dos mapas de resposta para força harmônica em função da razões de massa (μ) e de sintonização (γ) para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$.

A Figura 5.40 e Figura 5.41 apresentam, respectivamente, vista isométrica vista superior da superfície que relaciona o parâmetro ζ_f (eixo vertical) com os demais parâmetros considerados na análise.

Nas figuras em questão é possível visualizar a existência de uma faixa próxima aos valores unitários de γ na qual a razão de amortecimento ζ_f ideal para o TLCD é o valor mínimo do intervalo pré-definido. Esses valores são rapidamente alterados à medida que são adotados valores mais distantes de $\gamma = 1,0$.

Comparando ainda a Figura 5.40-a e a Figura 5.40-d, é notado que o aumento da razão de aspecto α promove um alargamento dessa faixa. Percebe-se ainda que há pouca influência da razão de massa (μ) na determinação da razão de amortecimento ideal para o TLCD, principalmente quando o atenuador está devidamente sintonizado com a estrutura.

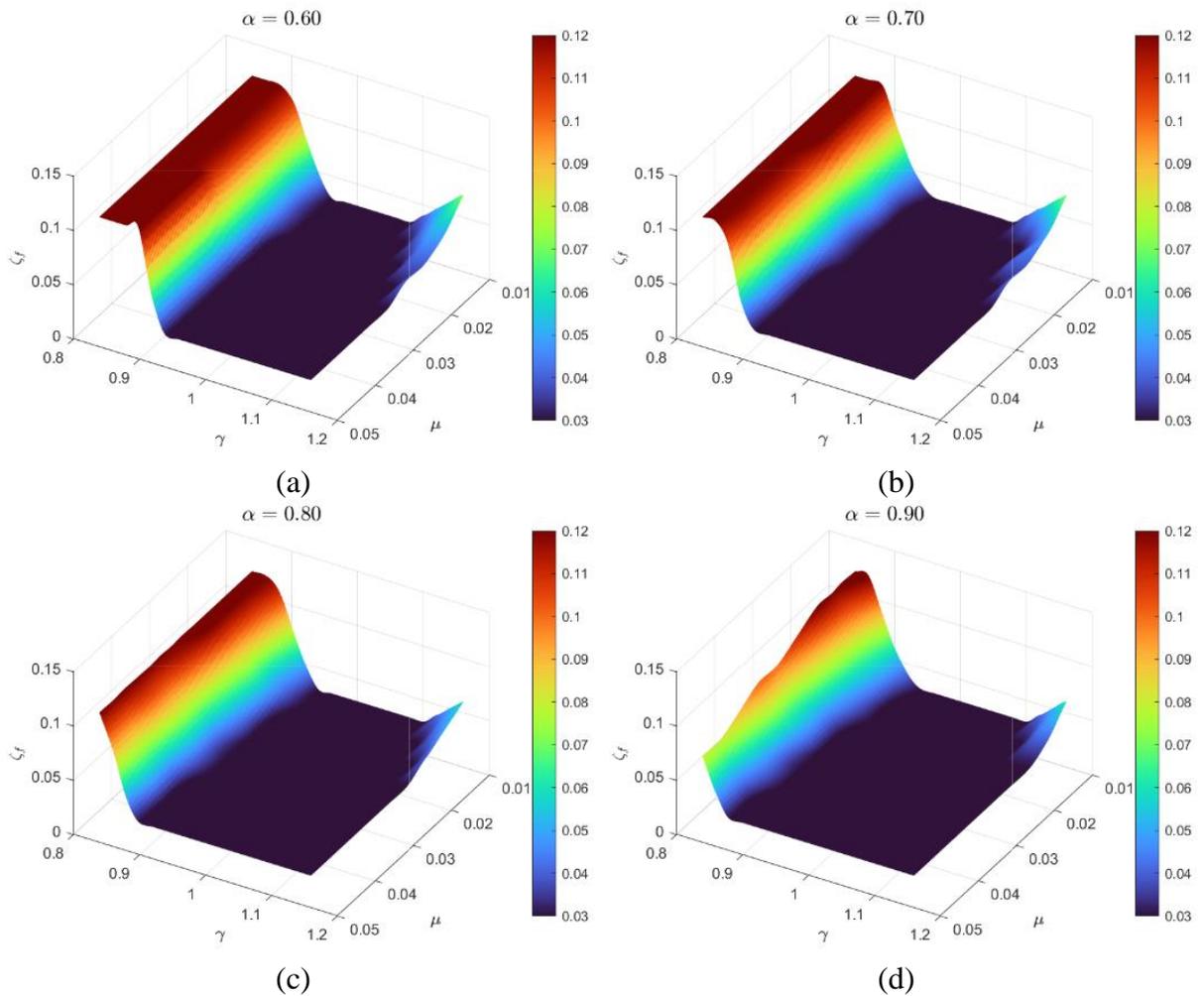


Figura 5.40 - Isométricas das superfícies da razão de amortecimento do TLCD (ζ_f) para força harmônica em função das razões de massa (μ) e de sintonização (γ), para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$.

Portanto, para o caso da atuação de uma força de excitação harmônica sobre a estrutura com uma frequência de ressonância, pequenos valores de razão de amortecimento do fluido (ζ_f) já permitem uma atenuação ótima dos deslocamentos máximos da estrutura, quando o TLCD está devidamente sintonizado.

Nesse caso, a atenuação das vibrações é decorrente das forças inerciais advindas do deslocamento do fluido no trecho horizontal do atenuador, pouco dependendo, portanto, da dissipação de energia pelo fluido.

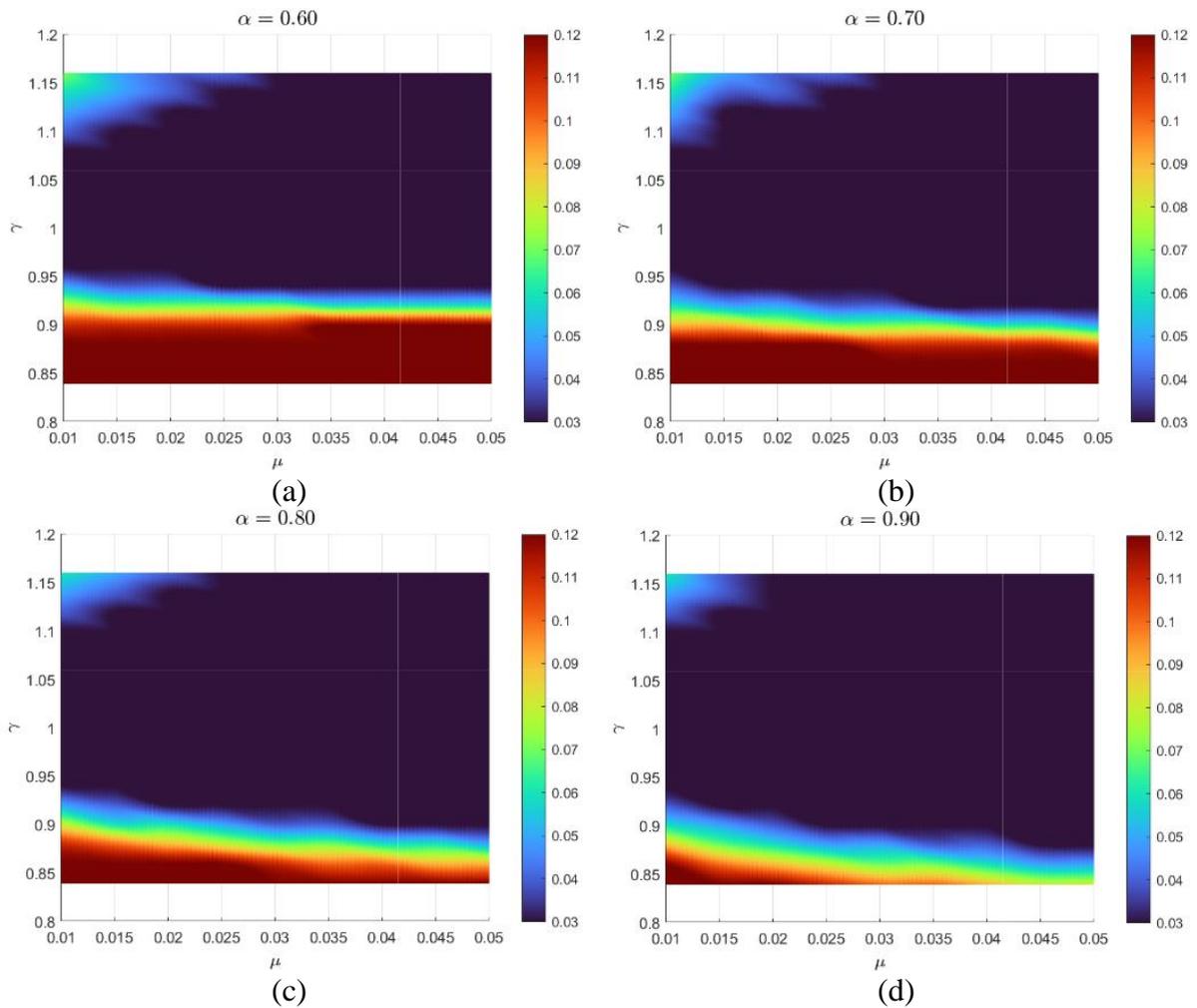


Figura 5.41 – Vista superior das superfícies da razão de amortecimento do TLCD (ζ_f) para força harmônica em função das razões de massa (μ) e de sintonização (γ), para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$.

5.3.2 Mapas de resposta para o sismo de El Centro

Para a geração dos mapas de resposta da estrutura com TLCD acoplado submetida a uma excitação de base correspondente ao sismo de El Centro, foram considerados os mesmos intervalos de variação de parâmetros já apresentados anteriormente.

Na Figura 5.42 e Figura 5.43 são apresentadas as vistas isométrica e superior do mapa de respostas da estrutura quando submetida a uma ação sísmica. É possível perceber que o padrão de acréscimo ou decréscimo de eficiência do atenuador é semelhante ao caso da força de excitação harmônica. No entanto, as reduções nos deslocamentos da estrutura foram significativamente menores, de forma geral.

Para um α de 0,60, a razão de resposta obtida (λ) variou entre 0,8178 e 0,4234, enquanto um α de 0,90 permitiu um valor de λ entre 0,7627 e 0,3275.

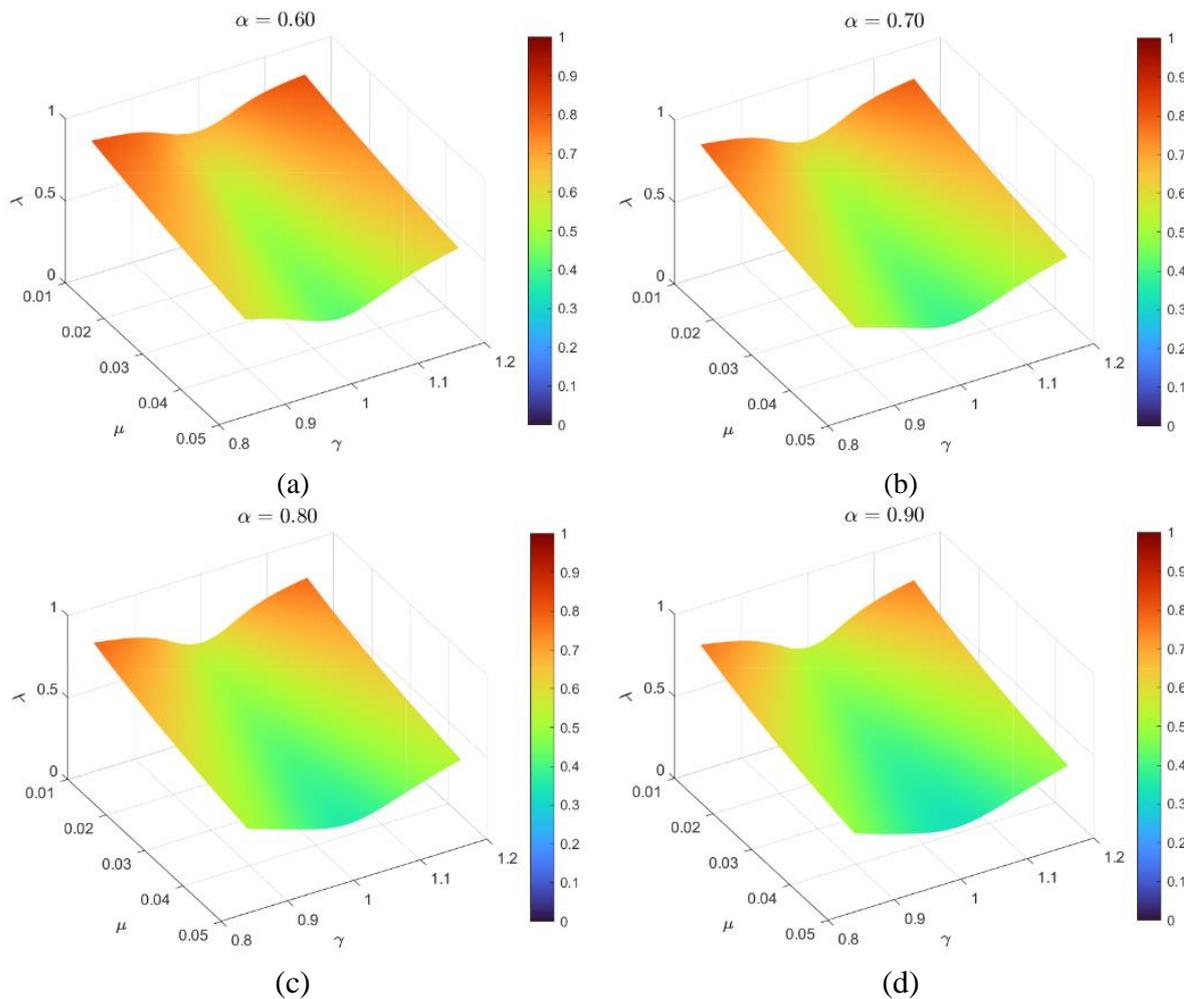


Figura 5.42 - Isométricas dos mapas de resposta para sismo de El Centro em função da razões de massa (μ) e de sintonização (γ) para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$.

Mais uma vez, maiores valores da razão de aspecto e de massa garantem uma maior eficiência ao TLCD. A razão de sintonização também manteve o mesmo padrão anterior, permitindo menores deslocamentos quando próxima ao valor unitário.

A obtenção de razões de resposta maiores do que no caso onde foi considerada a aplicação da força de excitação harmônica é explicada pela natureza da ação sísmica, que possui uma ampla faixa de frequências no seu espectro. Sendo assim, o TLCD atua reduzindo os deslocamentos devido a forças aplicadas em diferentes frequências, e não em apenas uma, como é o caso anterior.

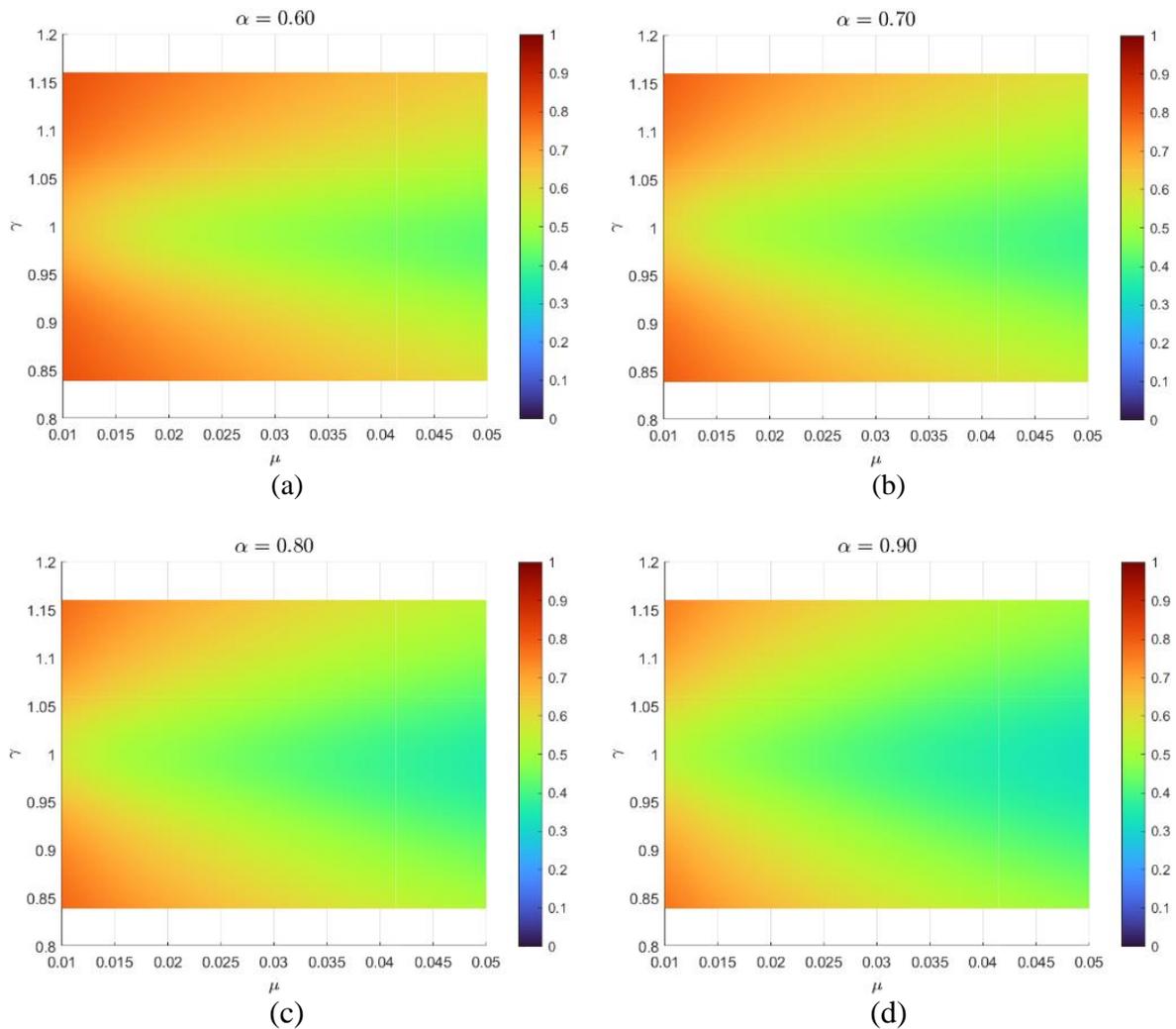


Figura 5.43 - Vistas superiores dos mapas de resposta para sismo de El Centro em função da razão de massa (μ) e de sintonização (γ) para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$.

Novamente, os valores de λ foram obtidos considerando a razão de amortecimento do fluido (ζ_f) que permitiu uma maior redução nos deslocamentos. Esses valores ótimos podem ser observados na Figura 5.44 e Figura 5.45 através das superfícies geradas na análise.

Ao contrário do caso anterior, mesmo quando o TLCD estava perfeitamente sintonizado com a estrutura ocorreram situações nas quais a razão de amortecimento ótima não era a mínima do intervalo pré-definido. Isso indica que, para o caso de aplicação de ações sísmicas sobre a estrutura com TLCD acoplado, a presença do diafragma com razão de abertura do orifício menor que 1,0 pode auxiliar na obtenção de deslocamentos menores da estrutura.

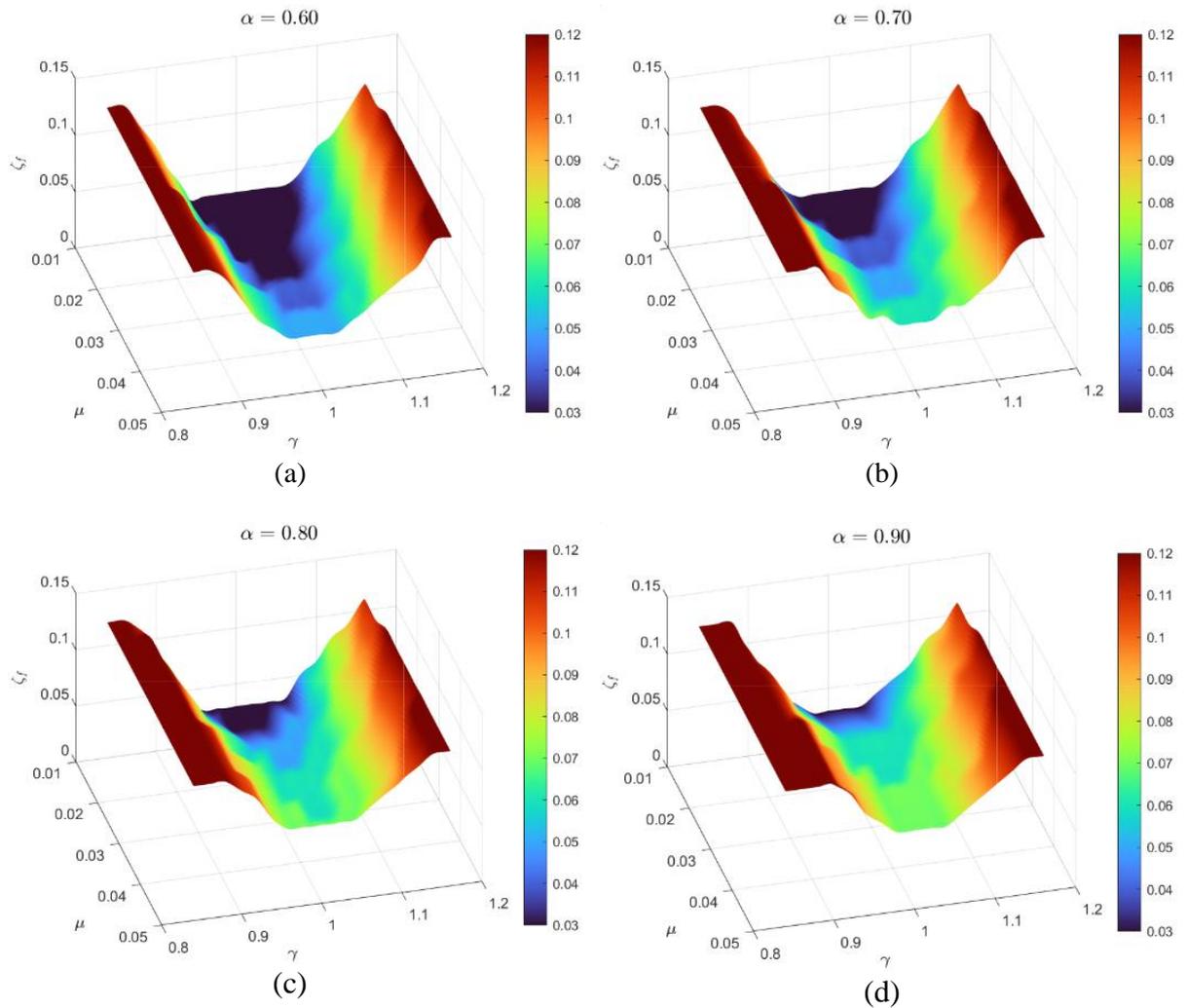


Figura 5.44 – Isométricas das superfícies da razão de amortecimento do TLCD (ζ_f) para sismo de El Centro em função das razões de massa (μ) e de sintonização (γ), para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$.

Além disso, há um estreitamento da faixa em torno do $\gamma = 1,0$ onde as menores razões de amortecimento são as menores possíveis. Também se torna evidente a relação entre a razão de massa (μ) e a razão de amortecimento ótima, que para este caso o acréscimo na primeira promove um acréscimo na segunda.

Dessa forma, para o sismo analisado, a escolha da razão de abertura se torna um ponto relevante para a eficiência do TLCD, tendo em vista que mesmo para razões de sintonização ótimas esse parâmetro sofreu uma variação considerável à medida em que se aumentou a razão de massa do atenuador.

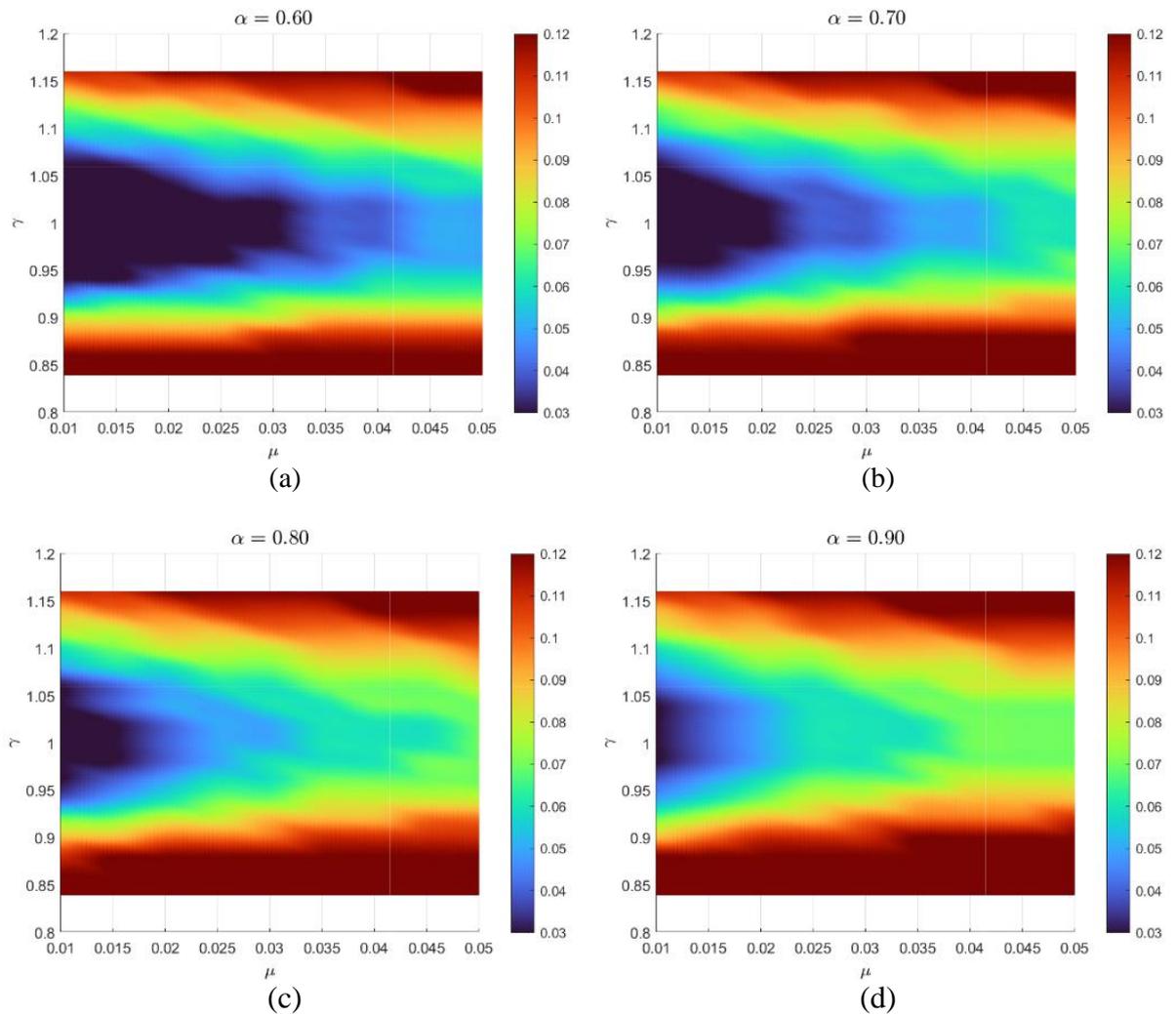


Figura 5.45 - Vista superior das superfícies da razão de amortecimento do TLCD (ζ_f) para sismo de El Centro em função das razões de massa (μ) e de sintonização (γ), para diferentes α : (a) $\alpha = 0,60$ (b) $\alpha = 0,70$ (c) $\alpha = 0,80$ e (d) $\alpha = 0,90$.

É importante notar que os mapas de resposta obtidos acima servem para fornecer diretrizes para um pré-dimensionamento do TLCD. No entanto, como nas simulações não foi considerada a não-linearidade da parcela de amortecimento no fluido, a razão de resposta obtida através de uma análise no DynaPy não necessariamente irá coincidir com a correspondente nos mapas gerados. Apesar disso, as superfícies permitem uma boa orientação de maneira qualitativa.

6 CONCLUSÕES E CONSIDERAÇÕES FINAIS

O estudo de dispositivos para atenuação de vibrações em estruturas de aerogeradores é de grande relevância na atualidade, tendo em vista o interesse global na migração da matriz energética para fontes de energias renováveis, a exemplo da eólica. A redução do dano causado pela fadiga devido a ações dinâmicas possui potencial para acréscimo da vida útil dessas estruturas e conseqüente redução de custos associados à geração de energia em parques eólicos.

Este trabalho abordou a utilização de métodos analíticos e numéricos para análise dinâmica de estruturas de aerogeradores submetidas a excitação harmônica e carregamentos sísmicos, além de ter investigado a eficiência da utilização de Atenuadores de Coluna Líquida Sintonizada (TLCDs) na redução da resposta dinâmica.

Foi proposta a utilização do Método dos Elementos Finitos (MEF) com elementos de viga, do processo da condensação estática (CE) para eliminação dos graus de liberdade de rotação e do método de simplificação da estrutura para um sistema simples de um único grau de liberdade (SSUGL) com propriedades generalizadas, calculadas analiticamente a partir de uma deformada imposta.

Na análise modal conduzida para cada um dos métodos, verificou-se que ao se desprezar a inércia rotacional do conjunto nacelle-rotor, tanto o MEF quanto a CE forneceram resultados similares para frequências naturais e deformadas modais, mesmo para modos de vibração mais elevados da estrutura, com erros abaixo de 1% em comparação com os resultados exatos, calculados analiticamente.

Ao se considerar esse momento de inércia de massa do conjunto no topo da estrutura, foi observado que o MEF continua a fornecer resultados precisos para diversos modos, porém, quando aplicada a CE, a precisão dos resultados é mantida apenas para o 1º modo da estrutura com erro abaixo de 3%. No entanto, foi verificado que a resposta da estrutura obtida através da CE se aproximou de maneira satisfatória daquela fornecida pelo MEF para excitações em uma faixa de frequências em torno da primeira frequência natural.

A simplificação da estrutura para um SSUGL com propriedades generalizadas, por sua vez, garantiu resultados consistentes para todas as situações analisadas, com erros abaixo dos 5% em comparação com os resultados esperados para as frequências naturais. Nas análises no domínio do tempo foram verificados deslocamentos levemente menores que os demais. É

importante ressaltar que o método em questão se restringe ao fornecimento de resultados para o 1º modo.

As novas implementações desenvolvidas para o DynaPy permitiram análises preliminares relativamente simples dessas estruturas. A interface gráfica do software, em conjunto com suas ferramentas de visualização e exportação dos resultados, facilitam a realização de diversas simulações de torres de aerogeradores sem e com TLCDs acoplados, validando os métodos implementados e fornecendo informações relevantes sobre o desempenho do atenuador na redução dos deslocamentos da estrutura.

Para as simulações conduzidas com a aplicação de carregamentos harmônicos no DynaPy, foi verificado que o aumento na quantidade de TLCDs permite maior eficiência na redução dos deslocamentos da estrutura para uma excitação ressonante, o que está relacionado ao aumento da razão de massa do conjunto de atenuadores. Foram obtidas reduções de até cerca de 46% nas situações consideradas. Através da análise de frequência, foi possível observar que nas proximidades da frequência natural da estrutura pode ocorrer um aumento dos deslocamentos máximos. Dessa forma, a escolha do número de TLCDs a serem instalados requer cautela. O aumento na quantidade de dispositivos também reduziu o deslocamento máximo da coluna de fluido em todos os casos.

O efeito da razão de abertura também foi avaliado, indicando que a sua diminuição até determinados valores promove um melhor desempenho do TLCD. Nos casos analisados, foi possível reduzir os deslocamentos em até cerca de 27% com a utilização de apenas um TLCD com razão de abertura de 50%. Foi observado que a adoção de valores muito pequenos podem restringir em excesso o deslocamento do fluido, comprometendo o funcionamento do dispositivo, que tende a se comportar apenas como uma massa adicional no sistema. Apesar disso, a razão de abertura é um mecanismo importante no controle do deslocamento máximo do fluido.

Quando considerado o carregamento sísmico, os resultados do DynaPy mostraram que o aumento no número de TLCDs passa a promover ganhos insignificantes no desempenho depois de atingido uma certa quantidade de dispositivos. Para as situações consideradas, foi possível observar uma redução de até 17% no RMS do deslocamento da estrutura. Quanto aos deslocamentos da coluna de líquido, novamente houve redução nos valores máximos ao se aumentar a quantidade de TLCDs.

A variação da razão de abertura, por sua vez, não promoveu alterações significativas no desempenho do TLCD em reduzir o valor efetivo dos deslocamentos da estrutura sob ação do sismo, que nas simulações realizadas ficou em torno de 10%. O deslocamento máximo da coluna líquida do TLCD foi efetivamente reduzida à medida em que se reduziu a razão de abertura. No entanto, observou-se que um valor mais baixo para esse parâmetro prejudicou o desempenho do atenuador.

As análises paramétricas do TLCD acoplado à estrutura simplificada com propriedades generalizadas permitiram avaliar os efeitos da variação de parâmetros na razão de resposta proporcionada pelo dispositivo. Para o caso de aplicação da excitação harmônica, foi possível constatar que o aumento na razão de aspecto e razão de massa do TLCD tende a aumentar a sua eficiência. O parâmetro de maior relevância na redução dos deslocamentos nos casos analisados foi a razão de sintonização. Valores próximos ao unitário promoveram reduções maiores no RMS do deslocamento do topo da estrutura.

Por fim, quando elaborados os mapas de resposta para o carregamento sísmico, observou-se padrão similar da influência dos parâmetros do TLCD na redução dos deslocamentos. As razões de resposta obtidas foram maiores que as visualizadas quando considerada a força harmônica, uma vez que as ações sísmicas atuam em uma ampla faixa de frequências, e não somente na ressonante.

6.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Objetivando a continuidade das pesquisas nas temáticas tratadas, torna-se oportuno citar as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- Utilizar softwares comerciais de elementos finitos para analisar as estruturas de aerogeradores como cascas, de maneira a comparar os resultados com os obtidos através dos métodos utilizados neste trabalho;
- Estender a aplicação do DynaPy para casos de aerogeradores offshore, considerando a interação fluido-estrutura na parcela submersa da estrutura através de métodos aproximados;
- Inserir novas rotinas computacionais no DynaPy para aplicação de ações do vento e de ondas nessas estruturas;

- Realizar análises considerando a interação solo-estrutura na fundação e implementar essas funcionalidades no DynaPy;
- Aprofundar o estudo da parcela de amortecimento da coluna de líquido do TLCD, inclusive com realização de experimentos;
- Avaliar os efeitos do amortecimento das conexões entre segmentos da torre;
- Conduzir estudos mais detalhados para avaliação dos efeitos de massas concentradas no topo de estruturas de torres;
- Realizar estudo de viabilidade técnica para instalação e distribuição dos TLCDs junto à nacelle e ao longo do interior de torres de aerogeradores;
- Comparar o desempenho do TLCD com o de outros dispositivos de atenuação, a exemplo do atenuador de massa pendular;
- Avaliar a aplicabilidade do método da simplificação da estrutura para um SSUGL com propriedades generalizadas na análise de modos mais elevados;
- Elaborar mapas de respostas da estrutura simplificada com TLCD acoplado considerando a não-linearidade da parcela de amortecimento do movimento do fluido;
- Elaborar mapas de respostas para outros carregamentos aplicáveis a aerogeradores.

REFERÊNCIAS

BALENDRA, T.; WANG, C.; CHEONG, H. **Effectiveness of tuned liquid column dampers for vibration control of towers**. *Engineering Structures*, v. 17, no. 9, p. 668-675, 1995.

BATISTA, R. N.; PEDROSO, L. J. **Um estudo de parâmetros significativos de atenuadores de coluna líquida sintonizada na redução de vibrações em torres de aerogeradores**. *Anais do 64º Congresso Brasileiro do Concreto*. 64CBC0952. Florianópolis. 16p, 2023.

BEKDAŞ, G.; NIGDELI, S. M. **Estimating optimum parameters of tuned mass dampers using harmony search**. *Engineering Structures*, v. 33, p. 2716-2723, 2011.

BEHBAHANI, H.P.; ADNAN, A.B.; VAFAEI, M.; SHAD, H.; PHENG, O. P. **Vibration Mitigation of Structures through TLCD with Embedded Baffles**. *Experimental Techniques*, v. 41, p. 139-151, 2017. DOI: 10.1007/s40799-016-0163-0.

BENTIVEGNA, F.; BECCANTINI, A.; GALON, P.; CORRE, C. **Experimental and numerical analysis of rarefaction wave propagation across an orifice plate with varying thickness and diameter**. *Mechanical Engineering Journal*, Article ID 23-00474, Advance online publication December 22, 2023, Online ISSN 2187-9745. DOI: 10.1299/mej.23-00474. Disponível em: <https://www.jstage.jst.go.jp/article/mej/advpub/0/advpub_23-00474/_article/-char/en>.

BHATTACHARYA, S. **Design of foundations for offshore wind turbines**. 1 ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2019.

BIR, G.; JONKMAN, J. **Modal Dynamics of Large Wind Turbines with Different Support Structures**. National Renewable Energy Lab. (NREL), Golden, CO (United States), 2008.

BRASIL. Ministério de Minas e Energia. Empresa de Pesquisa Energética - EPE. **Roadmap Eólica Offshore Brasil: Perspectivas e caminhos para a energia eólica marítima**. Rio de Janeiro: 2020.

BUCKLEY, T.; WATSON, P.; CAHILL, P.; JAKSIC, V.; PAKRASHI, V. **Mitigating the structural vibrations of wind turbines using tuned liquid column damper considering soil-structure interaction**. *Renewable Energy*, v. 120, p. 322-341, 2018.

BURTON, T.; JENKINS, N.; BOSSANYI, E.; SHARPE, D.; GRAHAM, M. **Wind Energy Handbook**. 3 ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2021.

CHANG, C. C.; HSU, C. T. **Control performance of liquid column vibration absorbers**. *Engineering Structures*, v. 20, no. 7, p. 580-586, 1998.

CHOPRA, A. K. **Dynamics of Structures: Theory and Applications to Earthquake Engineering**. New Jersey: Prentice Hall, 1995.

CLOUGH, R. W.; PENZIEN, J., **Dynamics of Structures**. 3. ed. Computers & Structures, Inc. Berkeley, 2003. 752p.

COLHERINHAS, G. B. **Design of an optimal pendulum-tuned mass damper applied to offshore wind turbines**. Relatório de Doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, Distrito Federal, xviii, 143p. 2020.

COLWELL, S.; BASU, B. **Tuned liquid column dampers in offshore wind turbines for structural control**. Engineering Structures, v. 31, p. 358–368, 2009.

FILIATRAULT, A. **Éléments de Génie Parasismique et De Calcul Dynamique des Structures**. Éditions de l'École Polytechnique de Montréal, 1996. 478p.

FREITAS, M. R. **Análise Dinâmica de Edifícios Equipados com Amortecedores de Líquido Sintonizado Assistida Pelo Software Dynapy**. Monografia de Graduação, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2017.

FREITAS, M. R.; PEDROSO, L.J. **Rotinas Computacionais em Python Para o Estudo do Comportamento de Amortecedores de Líquido Sintonizado na Atenuação de Vibrações em Estruturas**. Revista Interdisciplinar de Pesquisa em Engenharia, 2(26): 128-135, 2017.

FREITAS, M. R.; PEDROSO, L.J. **A Comparative Analysis of TLCD Equipped Shear Buildings Under Dynamic Loads**. Journal of Applied and Computational Mechanics, 5(1): 40-45, 2019.

GAO, H.; KWOK, K.; SAMALI, B. **Optimization of tuned liquid column dampers**. Engineering Structures, v. 19, no. 6, p. 476-486, 1997.

GHEDINI, L. B. **A Study of Vibration Attenuation of Shear Buildings Under Dynamic Loads Using TLCDs**. Dissertação de Mestrado em Estruturas e Construção Civil, Publicação E.DM-01A/23, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2023. 85p.

GHEDINI, L.B.; FREITAS, M. R.; PEDROSO L. J. **Study of Vibration Control Using TLCDs and Performed by the Software DynaPy in a Visual Way**. XL Ibero Latin American Congress in Computational Methods in Engineering. Natal, RN, Brazil. p. 15, 2019.

GWEC – GLOBAL WIND ENERGY COUNCIL. **Global Offshore Wind Report 2022**. Brussels: 2022a.

GWEC – GLOBAL WIND ENERGY COUNCIL. **Global Wind Report 2022**. Brussels: 2022b.

IRENA – INTERNATIONAL RENEWABLE ENERGY AGENCY. **World Energy Transitions Outlook 2022: 1.5°C Pathway**. Abu Dhabi: 2022.

JONKMAN, J.; BUTTERFIELD, S.; MUSIAL, W.; SCOTT, G. **Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development**. National Renewable Energy Lab. (NREL), Golden, CO (United States), 2009.

- KAMGAR, R.; GHOLAMI, F.; SANAYEI, H. R. Z.; HEIDARZADEH, H. **Modified Tuned Liquid Dampers for Seismic Protection of Buildings Considering Soil–Structure Interaction Effects**. Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering, v. 44, p. 339-354, 2020.
- MALLIOTAKIS, G.; ALEVRAS, P.; BANIOPOULOS, C. **Recent advances in vibration control methods for wind turbine towers**. Energies, v. 14, n. 22, p. 7536, 2021.
- MENDES, M. V. **Análise Sísmica de Edifícios com Interação Solo-Estrutura e Atenuadores de Coluna Líquida Pressurizada**. Dissertação de Mestrado em Estruturas e Construção Civil, Publicação E.DM-14A/18, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2018. 152p.
- MENDES, M. V.; FREITAS, M. R.; PEDROSO, L. J. **Efeitos da interação solo-estrutura na análise sísmica de edificações com amortecedor de coluna líquida sintonizada** – XXXVIII Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural, Lima, Perú, 2018. ID: XXXVIII JSIE-07-033.
- MENDES, M. V.; GHEDINI, L. B.; BATISTA, R. N.; PEDROSO, L. J. **A study of TLCD parameters for structural vibration mitigation** - LAJSS - Latin American Journal of Solids and Structures. v. 20, p. 1-17, 2023.
- MENDES, M. V.; RIBEIRO, P. M. V.; PEDROSO, L. J. **Effects of soil-structure interaction in seismic analysis of buildings with multiple pressurized tuned liquid column dampers** - LAJSS - Latin American Journal of Solids and Structures. v. 16, no. 8, p. 1-21, 2019.
- MORAES, M. V. G.; LOPEZ, A. A. O.; MARTINS, J. F.; PEDROSO, L. J. **Equivalent mechanical model of rectangular container attached to a pendulum compared to experimental data and analytical solution**. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering (BMSE), v.42, p.143, 2020.
- OPENSTAX. **University Physics Volume 1**. 2023. Disponível em: <pressbooks.bccampus.ca/universityphysicssandbox/chapter/introduction-15>. Acesso em: 04 de jul. 2023.
- PARK, B.; LEE, Y.; PARK, M.; JU, Y. **Vibration control of a structure by a tuned liquid column damper with embossments**, v. 168, p. 290-299, 2018.
- PEDROSO, L. J. **The Nuclear Energy in France - Science and Technology**. Bulletin N°5. Embaixada Brasileira na França, v. 5, 1983.
- _____. **Experimental Qualification of the Calculation Methods of Fluid-Structure Interactions in the Tube Circuits of Nuclear Reactors**. Doctoral Thesis. Centre d'Etudes Nucleaires de Saclay (CEA). Dept. des Etudes Mecaniques et Thermiques (DEMT) et Institut National des Sciences et Techniques Nucleaires (INSTN), Gif-sur-Yvette (France), 1986. 205p.
- _____. **Introdução a Dinâmica de Estruturas**. Notas de Curso e Publicação didática (Parte I), UnB-FT/ENC, Brasília, 1988.

_____. **Experimental study of the attenuation waves oriented to transients caused by the sodium-water explosive reaction in fast reactors.** Brazilian symposium on piping and pressure vessels, 6th, Rio de Janeiro (Brazil), 1990. Conference Proceedings. National Technical Reports Library. U.S. Department of Commerce. Technical Report No. DE92624303 and NTIS Issue Number 199222. Disponível em: <<https://ntrl.ntis.gov/NTRL/dashboard/searchResults/titleDetail/DE92624303.xhtml>>.

_____. **Analogia Mecânica para um Estudo de uma Coluna Oscilante de Fluido Incompressível Comportando Efeitos de Rigidez e Dissipação.** In: Nota Técnica. NT-LJP01-05/1992. Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção Civil – PECC, Universidade de Brasília, FT/ENC, Vs. 01, Brasília, DF, 1992a.

_____. **Interação Fluido-Estrutura.** In: Notas de Curso e Apostila Didática. Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção Civil – PECC, Universidade de Brasília, FT/ENC, Vs. 01, Brasília, DF, 1992b.

_____. **Dinâmica de Estruturas II.** In: Notas de Curso e Apostila Didática. Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção Civil – PECC, Universidade de Brasília, FT/ENC, Vs. 02, Brasília, DF, 1993.

_____. **Formulação das Equações de Movimento e Determinação das Frequências Naturais para SS1GL.** UnB-FT/ENC, Brasília, 2003.

_____. **Vibrações livre de vigas esbeltas contínuas: tração-compressão, flexão, cisalhamento e torção.** UnB-FT/ENC, Brasília, 2007.

_____. **Estudo de Uma Coluna Oscilante de Líquido Incompressível Sujeita a Mecanismos de Dissipação de Energia.** In: Nota Técnica. NT-LJP01-08/2010. Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção Civil – PECC, Universidade de Brasília, FT/ENC, Vs. 01, Brasília, DF, 2010.

_____. **Contribuições da Área Nuclear de Vertente Francesa no Domínio de Conhecimentos sobre TLCD's.** In: Nota Técnica Bibliográfica. NTB-LJP01-07/2015. Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção Civil – PECC, Universidade de Brasília, FT/ENC, Vs. 01, Brasília, DF, 2015.

_____. **Controle de Vibrações em Estruturas com a Utilização de TLCD's.** In: Notas de Curso e Apostila Didática de Dinâmica das Estruturas II - Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção Civil – PECC, Universidade de Brasília, FT/ENC, Brasília, DF, 2016.

_____. **Estudo Paramétrico das Frequências Naturais e Deformadas Modais de TLCD's constituídos por Tubos em U com Seções e Níveis Constantes ou Variáveis por Trechos.** In: Nota Técnica com Ideias e Princípios Básicos. NT-LJP01 - 06/2020. Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção Civil – PECC, Universidade de Brasília, FT/ENC, Vs. 01, Brasília, DF, 2020.

PEDROSO, L. J.; GIBERT, R. J. **Experimental study of the pressure drop of perforated plates in instead ducted flow.** 9th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMIRT), Lausanne, Aug.17-21, 1987.

PEDROSO, L. J.; GIBERT, R. J. **Experimental Investigation of the pressure loss through perforated structures in unsteady flow**. Journal of Struc. Mechanics, V.T.T., Finland, v. 21, n° 1, pp. 42-54, 1988. Disponível em: <http://rmseura.tkk.fi/rmlehti/archive.html>. Acesso em: 1 dez. 2023.

RAO, S. S. **Mechanical Vibrations**. 5. ed. New Jersey: Prentice Hall, 2011.

RIBEIRO, P. M. V. **Soluções Analíticas para Cavidades Acústicas Bidimensionais com Aplicação a Problemas de Interação Barragem-Reservatório**. Tese de Doutorado, Publicação E.TD-004A/10, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2010. 306 p.

SAKAI, F.; TAKAEDA, S.; TAMAKI, T. **Tuned liquid column damper- new type device for suppression of building vibrations**. In: Proceedings of international conference on highrise buildings. 1989, p. 926–31.

SARMENTO, C. V. S.; PEDROSO, L.J.; RIBEIRO, P. M. V. **From Numerical Prototypes to Real Models: A Progressive Study of Aerodynamic Parameters of Nonconventional Concrete Structures With Computational Fluid Dynamics**. Revista Ibracon de Estruturas e Materiais, v. 13, p. 628-643, 2020.

SILVA, A. C. **Análise Numérica do Escoamento em Torno de Um Cilindro**. Monografia de Graduação. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. Universidade de Brasília, 2018.

SILVA, A. C.; PEDROSO, L. J.; OLIVEIRA, L. F. C. **Estudo Numérico do Comportamento Dinâmico de uma Torre EÓLICA VIA CFD – XXXIX Ibero Latin American Congress in Computational Methods in Engineering; Paris/Compiègne, France, 2018. v.1 p. 386.**

SORIANO, H. L. **Introdução à dinâmica das estruturas**. 1 ed. Rio de Janeiro: Elsevier, 2014. 464p.

SOUSA, R. **Controle passivo/ativo das oscilações de estruturas esbeltas por meio de dispositivos fluido dinâmicos**. Tese de doutorado, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2003.

SOUSA, J.; CUNHA, M. C.; MARQUES, A. S. **An Explicit Solution of the Colebrook-White Equation through Simulated Annealing**. Water Industry Systems: Modelling and Optimization Applications, 2, p. 347-355. 1999.

SUN, C.; JAHANGIRI, V. **Fatigue damage mitigation of offshore wind turbines under real wind and wave conditions**. Engineering Structures, v. 178, p. 472-483, 2019.

WU, J. C. **Experimental calibration and head loss prediction of tuned liquid column damper**. Journal of Applied Science and Engineering, v. 8, n. 4, p. 319-325, 2005.

YALLA S. K.; KAREEM, A. **Optimum absorber parameters for tuned liquid column dampers**. Journal of Structural Engineering. New York, N.Y. 126(8). American Society of Civil Engineers: 906–915. 2000.