

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE SISTEMAS
ESTRUTURAIS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO SUBMETIDOS À
AÇÃO DO VENTO**

Camila Cordeiro de Oliveira

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

**"AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE SISTEMAS ESTRUTURAIS DE
LINHAS DE TRANSMISSÃO SUBMETIDOS À AÇÃO DO VENTO"**

Camila Cordeiro de Oliveira

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Mestre em Engenharia de Estruturas".

Comissão Examinadora:

Prof. Dr. Hermes Carvalho
DEES - UFMG (Orientador)

Prof. Dr. Marcelo Greco
DEES-UFMG

Prof. Dr. Ricardo Azoubel da Mota Silveira
UFOP

Belo Horizonte, 01 de março de 2019

ATA DA DEFESA DE DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS Nº: 352 da aluna **Camila Cordeiro de Oliveira**.

Às 13h horas do dia 01 do mês de março de 2019, reuniu-se, na Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG, a Comissão Examinadora indicada pelo Colegiado do Programa em 02 de fevereiro de 2019, para julgar a defesa da Dissertação de Mestrado intitulada "**Avaliação do Comportamento de Sistemas Estruturais de Linhas de Transmissão Submetidos à Ação do Vento**", cuja aprovação é um dos requisitos para a obtenção do Grau de MESTRE EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS na área de ESTRUTURAS.

Abrindo a sessão, o Presidente da Comissão, **Prof. Dr. Hermes Carvalho**, após dar a conhecer aos presentes o teor das Normas Regulamentares passou a palavra à candidata para apresentação de seu trabalho. Seguiu-se a arguição pelos examinadores, com a respectiva defesa da candidata. Logo após, a Comissão se reuniu, sem a presença da candidata e do público, para julgamento e expedição do resultado final. Foram atribuídas as seguintes indicações:

(Aprov./Repr.)

Prof. Dr. Hermes Carvalho – DEES-UFMG - Orientador (a distância) Aprovado
Prof. Dr. Marcelo Greco - DEES-UFMG APROVADA
Prof. Dr. Ricardo Azoubel da Mota Silveira – UFOP (a distância) Aprovado

Pelas indicações acima, a candidata foi considerada APROVADA, conforme pareceres em anexo.

O resultado final foi comunicado publicamente à candidata pelo Presidente da Comissão.

Nada mais havendo a tratar, o Presidente encerrou a reunião e lavrou a presente ATA, que será assinada por todos os membros participantes da Comissão Examinadora. Belo Horizonte, 01 de março de 2019.

Hermes Carvalho
Marcelo Greco
Ricardo Silveira

Observações:

- 1) A aprovação da candidata na defesa da Dissertação de Mestrado não significa que a mesma tenha cumprido todos os requisitos necessários para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia de Estruturas;
- 2) Este documento não terá validade sem a assinatura e carimbo do Coordenador do Programa de Pós-Graduação.

O48a

Oliveira, Camila Cordeiro de.

Avaliação do comportamento de sistemas estruturais de linhas de transmissão submetidos à ação do vento [recurso eletrônico] / Camila Cordeiro de Oliveira. - 2019.

1 recurso online (136 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Hermes Carvalho.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f. 127-136.

Bibliografia: f. 123-126.

1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Linhas de telecomunicação - Teses. 3. Pressão do vento - Teses. I. Carvalho, Hermes. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 624(043)

AGRADECIMENTOS

À Deus por me permitir realizar mais este sonho e por me abençoar com pessoas incríveis na minha vida.

Aos meus pais Geraldo e Eugênia, por todo amor que me dedicam, pelo apoio incondicional, confiança e paciência. Obrigada por serem meu modelo de sabedoria, perseverança e superação.

Aos meus sobrinhos Kaio e Miguel, os amores da minha vida. Obrigada por tornarem meus dias em casa ainda mais alegres e divertidos.

A minha irmã Jéssica, por todo incentivo e carinho principalmente nos momentos que mais precisei.

Ao João Marcos, meu melhor amigo, minha eterna gratidão pelo apoio que me possibilitou vencer essa importante etapa da minha vida.

Ao Prof. Hermes, meu sincero agradecimento pela orientação, confiança, apoio e incentivo no desenvolvimento deste trabalho.

A Prof.^a Nayara Sakiyama, a qual tive oportunidade de ser aluna durante o período da graduação e que me encorajou a seguir na pesquisa. Obrigada por sempre me aconselhar e contribuir para o meu crescimento acadêmico.

Aos amigos e colegas de mestrado pela convivência e momentos de descontração, com toda certeza vocês tornaram essa jornada mais leve.

A todos os meus amigos e familiares que apesar da distância sempre me apoiaram e foram essenciais para que eu chegasse ao fim desta etapa.

Aos professores e funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas pelo conhecimento compartilhado, convivência, incentivo e disponibilidade em colaborar.

A CAPES pelo suporte financeiro a esta pesquisa.

AGRADECIMENTO ESPECIAL

À CEMIG DISTRIBUIÇÃO S.A. e ANEEL pelo apoio técnico e financeiro durante o desenvolvimento desse trabalho, o qual esteve vinculado ao P&D D 0592 “DESENVOLVIMENTO DE ESTRUTURAS PARA LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO AÉREAS ESPECÍFICAS, OTIMIZADAS PARA CADA MACRORREGIÃO DE MINAS GERAIS, DE ACORDO COM A NORMA IEC-60826”.

*“Quando os ventos de mudança sopram,
umas pessoas levantam barreiras,
outras constroem moinhos de vento.”*

Érico Veríssimo

RESUMO

Esse trabalho apresenta uma avaliação do comportamento estrutural de sistemas de linhas de transmissão (LT's) submetidas à ação dinâmica não determinística do vento sobre os cabos, considerando o amortecimento aerodinâmico e a não linearidade geométrica. A metodologia numérica foi desenvolvida no programa de elementos finitos ANSYS® v. 18.2. Foram elaborados quatro modelos diferentes para a avaliação da ação vento em cabos de LT's, sendo eles: cabo isolado, cabos acoplados, torre isolada e o modelo estrutural completo de um trecho de uma LT. Na análise dinâmica, a velocidade do vento foi expressa como uma função aleatória no tempo, composta por uma componente média sobreposta a uma componente flutuante e o amortecimento aerodinâmico foi determinado conforme as formulações propostas por Davenport (1988) e por Stengel (2017). Para a avaliação dos resultados foi realizada uma análise comparativa entre as respostas máximas obtidas nas análises dinâmicas (numéricas) com os resultados provenientes de análises estáticas equivalentes, conforme os procedimentos dispostos nas normas ABNT NBR 6123:1988, ABNT NBR 5422:1985 e IEC 60826:2003. As análises dinâmicas realizadas considerando o amortecimento aerodinâmico proposto por Stengel (2017) apresentaram resultados superiores aos obtidos considerando amortecimento aerodinâmico proposto por Davenport (1988). Tal fato é justificado pelos menores valores de amortecimento aerodinâmico resultantes da formulação proposta por Stengel (2017). As diferenças entre os resultados da análise dinâmica (modelo completo) e das análises estáticas equivalentes (torre isolada) foram significativas, demonstrando a importância da realização de uma análise dinâmica não linear considerando o sistema estrutural completo e sugerindo a necessidade de revisão dos procedimentos normativos nacionais para o cálculo de forças de vento em cabos.

Palavras-chave: Linhas de transmissão, Forças devidas ao vento em cabos, Amortecimento aerodinâmico, Ação dinâmica não determinística do vento, Análise dinâmica não linear.

ABSTRACT

This work presents an evaluation of the structural behavior of transmission lines (TL's) subjected to non-deterministic dynamic wind loading on the cables, considering aerodynamic damping and geometric nonlinearity. The numerical methodology was developed using the software ANSYS® v. 18.2. Four different models were developed for the evaluation of the wind loads in cables of TL's: isolated cable, coupled cables, isolated tower and the complete structural model. In dynamic analysis, wind velocity was expressed as a function of time, composed of a mean component superimposed on a fluctuant component and aerodynamic damping was determined according to the formulations proposed by Davenport (1988) and Stengel (2017). For the evaluation of the results a comparative analysis was presented between the maximum responses obtained in the dynamic (numerical) analyses with the results from equivalent static analyses according to the procedures established in codes ABNT NBR 6123: 1988, ABNT NBR 5422: 1985 and IEC 60826: 2003. The dynamic analyses performed considering the aerodynamic damping proposed by Stengel (2017) presented higher results than those obtained considering aerodynamic damping proposed by Davenport (1988). This fact occurs due to the lower values of aerodynamic damping resulting from the formulation proposed by Stengel (2017). The differences between the results of the dynamic analysis (complete model) and the equivalent static analysis (isolated tower) were significant, demonstrating the importance of performing a nonlinear dynamic analysis considering the complete structural system and suggesting the review of codes for calculation of wind forces in cables.

Keywords: Transmission lines, Wind forces in cables, Aerodynamic damping, Non-deterministic dynamic wind action, Dynamic non-linear analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1. Torre da LT Taquaruçu-Dracena após o colapso em setembro de 2015 (G1, 2015).	23
Figura 2-1. Testes em túnel de vento de modelos aeroelástico de LT's realizados por: (a) Xie <i>et al.</i> (2017) e (b) Hamada <i>et al.</i> (2017).	29
Figura 2-2. Cabo inclinado entre os suportes A e B com alturas diferentes.	31
Figura 2-3. Modos de vibração de um cabo suspenso (Adaptado de Wang <i>et al.</i> , 2017).	36
Figura 2-4. Possíveis formas do primeiro modo de vibração vertical (simétrico) (Irvine, 1981).	38
Figura 2-5. Rotação dos eixos para a análise do cabo inclinado (Adaptado de Irvine, 1981)..	39
Figura 2-6. Relação entre o amortecimento e a frequência (para o amortecimento de Rayleigh) (Adaptado de Clough & Penzien, 1995).....	43
Figura 3-1. Camada Limite Atmosférica (o comprimento de rugosidade (z_0) é a altura onde a velocidade é nula) (Lira <i>et al.</i> , 2017).....	45
Figura 3-2. Fator de efetividade - αL (ABNT NBR 5422, 1985).....	51
Figura 3-3. Fator de Vento Combinado (GC) (IEC 60826, 2003).....	53
Figura 3-4. Fator de Vão (GL) (IEC 60826, 2003).....	53
Figura 3-5. Variação da velocidade do vento em função do tempo.	55
Figura 3-6. Espectros de potência do vento (Adaptado de Lazanha, 2003).	61
Figura 3-7. Esquema de distribuição das séries temporais da parcela flutuante da velocidade do vento.	66
Figura 3-8. (a) Decremento do amortecimento aerodinâmico para simulações numéricas e para teoria linear do amortecimento. (b) Comparação entre os valores do amortecimento aerodinâmico para simulações numéricas e para a teoria linear modificada (Adaptado de Stengel <i>et al.</i> , 2017).....	70
Figura 3-9. Balanço da cadeia de isoladores devido à ação do vento.	71
Figura 4-1. Esquema do trecho da linha de transmissão analisado (sem escala).	74
Figura 4-2. Elemento <i>LINK180</i> (ANSYS Inc, 2017).	75
Figura 4-3. Elemento <i>BEAM188</i> (ANSYS Inc, 2017).....	75
Figura 4-4. Elemento <i>COMBIN14</i> (ANSYS Inc, 2017).....	75
Figura 4-5. Geometria do modelo de cabo isolado.....	76
Figura 4-6. Catenárias (inicial e final) do vão de 400 metros e $T_0 = 11602$ (N).	77
Figura 4-7. Diferentes condições para os apoios de extremidade de um vão de LT (Cappellari, 2005).....	78

Figura 4-8. Geometria do modelo de cabos acoplados (sem escala).....	79
Figura 4-9. Geometria do trecho da LT em estudo.....	80
Figura 4-10. Modelo da torre 50.....	81
Figura 4-11. Geometria e dimensões gerais da torre 50 (m).	82
Figura 4-12. Modelo tridimensional completo da LT.	83
Figura 4-13. Modelo numérico do cabo isolado com a força do vento atuando na direção positiva do eixo Z.	84
Figura 4-14. Aplicação das forças de vento estáticas equivalentes e da força peso dos cabos.	86
Figura 4-15. Deslocamentos nodais (UX) do modelo completo após a aplicação do peso próprio dos cabos.....	87
Figura 4-16. Etapas da aplicação das forças (peso próprio e vento) para os cabos (Adaptado de Wang <i>et al.</i> , 2017).	90
Figura 4-17. Fluxograma da metodologia utilizada para análise dinâmica dos cabos.	91
Figura 5-1. Deslocamento angular do modelo de cabo sob a ação de ventos fortes (Loredo-Souza, 1996).	93
Figura 5-2. Evolução temporal da reação de apoio F_z (kN).	96
Figura 6-1. Comparação entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para $V_0 = 20\text{m/s}$	98
Figura 6-2. Comparação entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para $V_0 = 30\text{m/s}$	99
Figura 6-3. Comparação entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para $V_0 = 40\text{m/s}$	99
Figura 6-4. Comparação entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para $V_0 = 50\text{m/s}$	100
Figura 6-5. Coeficientes αL e GL	101
Figura 6-6. Comparação entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para o vão de 400 metros.	102
Figura 6-7. Modelo numérico de cabos acoplados.	103
Figura 6-8. Amortecimento aerodinâmico conforme as formulações propostas por Davenport (1988) e Stengel (2017).	106
Figura 6-9. Forças normais na torre devidas à ação do vento sobre os cabos, determinados conforme a ABNT NBR 5422:1985(N) – Modelo torre isolada.	107
Figura 6-10. Forças normais na torre devidas à ação do vento sobre os cabos, determinados conforme a ABNT NBR 6123:1988 (N) – Modelo torre isolada.	107

Figura 6-11. Forças normais na torre devidas à ação do vento sobre os cabos, determinadas conforme a IEC 60826 (N) – Modelo torre isolada.....	108
Figura 6-12. Forças normais na torre devidas à ação dinâmica do vento sobre os cabos, considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Davenport (1988) – Modelo completo.....	108
Figura 6-13. Forças normais na torre devidas à ação dinâmica do vento sobre os cabos, considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Stengel (2017) – Modelo completo.	109
Figura 6-14. Identificação das bases da torre.	112
Figura 6-15. Forças de tração máximas nos cabos (N), considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Davenport (1988).....	114
Figura 6-16. Forças de tração máximas nos cabos (N), considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Stengel (2017).	114
Figura 6-17. Deslocamentos máximos da cadeia de isoladores na direção z, considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Davenport (1988).....	116
Figura 6-18. Deslocamentos máximos da cadeia de isoladores na direção z, considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Stengel (2017).	116

LISTA DE TABELAS

Tabela 3-1. Comparação entre os tipos de movimento cíclicos de condutores (Adaptado de EPRI, 1979 <i>apud</i> Loredo-Souza, 1996).	46
Tabela 4-1. Propriedades do cabo.....	76
Tabela 4-2. Propriedades dos cabos presentes na linha de transmissão.....	83
Tabela 4-3. Forças estáticas equivalentes devidas à ação do vento sobre cabos conforme prescrições normativas.	86
Tabela 5-1. Características gerais dos modelos ensaiados (Loredo-Souza, 1996).....	93
Tabela 5-2. Características do modelo em escala real ensaiado por Loredo-Souza (1996).	94
Tabela 5-3. Frequências naturais (Hz) dos primeiros modos de vibração do cabo.	95
Tabela 5-4. Comparação dos resultados obtidos na simulação numérica com os obtidos nos ensaios de túnel de vento.	96
Tabela 6-1. Diferenças percentuais entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para $V_0 = 20\text{m/s}$	98
Tabela 6-2. Diferenças percentuais máximas entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes, conforme as normas avaliadas.....	100
Tabela 6-3. Reações de apoio (N) obtidas através obtidas através das análises dinâmicas e das análises estáticas equivalentes para o modelo de cabos acoplados ($V_0=30\text{ m/s}$).....	103
Tabela 6-4. Diferenças relativas (%) entre os resultados obtidos através das análises dinâmicas e das análises estáticas equivalentes para o modelo de cabos acoplados ($V_0=30\text{ m/s}$).....	104
Tabela 6-5. Reações de apoio (N) obtidas através obtidas através das análises dinâmicas e das análises estáticas equivalentes para o modelo de cabos acoplados ($V_0=40\text{m/s}$).....	105
Tabela 6-6. Diferenças relativas (%) entre os resultados obtidos através das análises dinâmicas e das análises estáticas equivalentes para o modelo de cabos acoplados ($V_0= 40\text{ m/s}$).....	105
Tabela 6-7. Esforços normais máximos atuantes nos elementos da torre obtidos conforme as análises estáticas (normas) e as análises dinâmicas (Davenport e Stengel) ($V_0 = 30\text{ m/s}$)....	109
Tabela 6-8. Diferenças relativas (%) entre esforços normais máximos nos contraventamentos, obtidos conforme análises estáticas (normas) e análises dinâmicas (Davenport e Stengel). .	110
Tabela 6-9. Diferenças relativas (%) entre esforços axiais máximos nas colunas da torre, obtidos conforme análises estáticas (normas) e análises dinâmicas (Davenport e Stengel). .	110
Tabela 6-10. Reações das bases obtidas conforme as análises estáticas (normas) e as análises dinâmicas (Davenport e Stengel) ($V_0=30\text{ m/s}$).	112

Tabela 6-11. Resultante das reações das bases obtidas conforme as análises estáticas (normas) e as análises dinâmicas (Davenport e Stengel) ($V_0 = 30$ m/s).	113
Tabela 6-12. Comparação entre as forças de tração máximas nos cabos, determinadas conforme as prescrições normativas e as análises dinâmicas do modelo completo.....	115

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras romanas minúsculas

b	Parâmetro meteorológico usado na determinação de S_2 – ABNT NBR 6123.
d	Diâmetro do cabo.
f	Frequência natural em ciclos por segundo.
\hat{f}	Parâmetro da função de coerência.
f_{cj}	j -ésima frequência natural do cabo.
f_o	Flecha medida entre uma reta horizontal que passa pelo apoio inferior e o ponto mais baixo da curva do cabo.
f_s	Flecha que representa a maior distância vertical entre a reta que liga os pontos de apoio e a curva desenvolvida pelo cabo.
k	Constante de Kármán.
l	Comprimento total desenvolvido pelo cabo.
m	Massa por unidade de comprimento do cabo.
n	Fator para correção da velocidade do vento em função da altura e que depende do período de integração - ABNT NBR 5422.
p_c	Peso por unidade de comprimento do cabo.
p	Coefficiente exponencial relativo à rugosidade do terreno – ABNT NBR 6123.
q_0	Pressão dinâmica do vento.
t	Tempo em segundos.
\mathbf{u}	Vetor de deslocamentos nodais.
$\ddot{\mathbf{u}}$	Vetor de acelerações nodais.
u_*	Velocidade de fricção.
$v(t)$	Flutuação da velocidade longitudinal do vento em função tempo.
x_0	Distância horizontal do vértice da catenária.
z	Cota acima do terreno do ponto em estudo.
z_0	Comprimento de rugosidade do terreno.

Letras romanas maiúsculas

A_c	Área da seção transversal do cabo.
A_i	Área da cadeia de isoladores, projetada ortogonalmente sobre um plano vertical.
ALT	Altitude média da região de implantação da linha de transmissão.
B	Diferença de nível entre os pontos de suspensão do cabo.
\mathbf{C}	Matriz de amortecimento do sistema estrutural.
C_1	Parâmetro de caracterização da catenária.
C_a	Coefficiente de arrasto de cabos.

C_{ai}	Coeficiente de arrasto da cadeia de isoladores.
C_c	Correlação cruzada para o intervalo de tempo τ igual a zero.
C_{1x}	Coeficiente de decaimento na direção horizontal perpendicular ao vento.
C_{1z}	Coeficiente de decaimento na direção vertical (acima do solo).
$C^v(\tau)$	Função de autocorrelação de uma série da velocidade do vento.
$C^{v_1, v_2}(\tau)$	Função de autocorrelação dos processos aleatórios v_1 e v_2 .
coh^{v_1, v_2}	Função de coerência dos processos aleatórios v_1 e v_2 .
E	Módulo de elasticidade.
F	Vetor de forças internas.
${}^{t+\Delta t}F$	Vetor de forças internas no tempo $t + \Delta t$, aplicadas nos pontos nodais.
F_c	Força de arrasto devida à ação vento sobre cabos.
F_y	Reação de apoio na direção transversal ao cabo.
$F_{r,II}$	Fator de rajada correspondente ao terreno de categoria II – ABNT NBR 6123.
$F_v(t)$	Força de arrasto devida à ação dinâmica do vento sobre cabos.
F_{vi}	Força de arrasto devida à ação do vento sobre a cadeia de isoladores
G_c	Fator de vento combinado para cabos – IEC 60826.
G_L	Fator de vão – IEC 60826.
H	Componente horizontal de tração do cabo.
H_*	Componente horizontal de tração de um cabo inclinado.
I_v	Intensidade de turbulência.
K	Matriz de rigidez do sistema estrutural.
tK	é a matriz de rigidez do sistema estrutural no tempo t .
K_D	Coeficiente de correção do período de integração para 10 minutos – ABNT NBR 5422.
K_L	Matriz de rigidez linear (elástica).
K_{NL}	Matriz de rigidez não linear (geométrica).
K_R	Coeficiente de rugosidade – ABNT NBR 5422.
K_x	Rigidez axial do cabo.
L	Comprimento do vão horizontal entre os suportes.
L_e	Comprimento do vão equivalente.
L_i	Comprimento da cadeia de isoladores.
L_v	Comprimento de influência dos cabos sujeitos ao vento, igual à metade da soma dos comprimentos dos vãos adjacentes ao suporte.
L_*	Comprimento do vão entre os suportes de um cabo inclinado.
M	Matriz de massa do sistema estrutural.
N	Número de intervalos Δf de frequências consideradas no espectro.
P	Vetor de forças externas.
${}^{t+\Delta t}P$	Vetor de forças externas aplicadas nos pontos nodais no tempo $t + \Delta t$;
P_c	Peso dos cabos que atuam sobre o suporte, levando em conta a diferença de nível dos suportes.
P_i	Peso da cadeia de isoladores.
S_1	Fator topográfico – ABNT NBR 6123.

S_2	Fator que considera a influência da rugosidade do terreno, das dimensões da edificação ou parte da edificação em estudo, e de sua altura sobre o terreno – ABNT NBR 6123.
S_3	Fator que considera o grau de segurança requerido e a vida útil da edificação – ABNT NBR 6123.
$S^v(f)$	Função de densidade espectral de potência
$S^{v_1, v_2}(f)$	Função de densidade espectral de potência dos processos aleatórios v_1 e v_2 .
T	Temperatura média da região de implantação da linha de transmissão.
T_0	Componente horizontal de tração do cabo.
$\mathbf{U}^{(i)}$	Vetor de deslocamentos nodais na i -ésima iteração.
${}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{U}}$	Vetor de velocidades nodais no tempo $t + \Delta t$.
${}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{U}}$	Vetor de acelerações nodais no tempo $t + \Delta t$.
\bar{V}	Valor médio da componente longitudinal do vento.
$\overline{V^2}$	Valor quadrado médio da velocidade do vento.
V_0	Velocidade de básica do vento referida a uma rajada de 3 segundos, excedida na média uma vez a cada 50 anos, a 10 metros acima do terreno.
V_{10}	Velocidade do vento calculada para o intervalo de 10 minutos a 10 metros de altura sobre o solo, em terreno de categoria II – ABNT NBR 6123.
V_B	Velocidade básica do vento referida a um período de retorno de 50 anos, a 10 metros de altura em relação ao solo e com período de integração de 10 minutos.
V_k	Velocidade característica do vento – ABNT NBR 6123.
V_p	Velocidade do vento de projeto.
V_R	Velocidade de referência do vento para um período de recorrência T , determinado para um intervalo de integração de 10 minutos, a 10 metros acima do terreno.
V_t	Velocidade média do vento sobre um intervalo de tempo igual a t .
$V(t)$	Velocidade longitudinal do vento em função do tempo.
\bar{V}_z	Componente média da velocidade longitudinal do vento sobre um intervalo de tempo igual a 10 minutos e com uma altura z acima do solo.

Letras gregas minúsculas

α	Coeficiente de Rayleigh que multiplica a matriz de massa.
α_L	Fator de efetividade – ABNT NBR 5422.
β	Coeficiente de Rayleigh que multiplica a matriz de rigidez.
δ_a	Decremento logarítmico do amortecimento.
$\delta_{a, mod, j}$	Decremento do amortecimento aerodinâmico do j -ésimo modo de vibração do cabo.
ε_j	Parâmetro adimensional de frequência.
ζ_a	Fator de amortecimento.
ζ_{aj}	Fator de amortecimento aerodinâmico do j -ésimo modo de vibração cabo.
ζ_c	Fator de amortecimento mecânico de cabos.
ζ_i	Fator de amortecimento modal associado ao i -ésimo modo de vibração.
ζ_T	Fator de amortecimento estrutural da torre.

θ	Ângulo formado entre a reta que liga os pontos de apoio e a reta horizontal que passa pelo apoio superior.
θ_i	Ângulo de fase aleatório.
λ^2	Parâmetro que relaciona efeitos gravitacionais e elásticos de cabos.
μ_j	j-ésimo modo de vibração normalizado do cabo.
ρ	Massa específica do ar.
σ_V	Desvio padrão da velocidade do vento.
σ_V^2	Variância da velocidade do vento.
τ_{ar}	Fator de correção da massa específica do ar.
τ_1	Intervalo de tempo para o qual o valor da autocorrelação é igual a correlação cruzada calculada considerando τ nulo.
φ_i	i-ésimo modo de vibração.
ψ	Ângulo de incidência do vento ($< 90^\circ$) definido como o ângulo formado entre a direção do vento e o eixo longitudinal da LT (em graus).
ω_i	i-ésima frequência natural circular.
$\bar{\phi}$	Ângulo médio de balanço da cadeia de isoladores.

Letras gregas maiúsculas

Δf	Incremento de frequência.
ΔL	Largura da faixa de atuação da série temporal da velocidade do vento.
$\Delta \mathbf{U}^{(i)}$	Vetor de incrementos de deslocamentos nodais na i-ésima iteração.

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
APDL	<i>ANSYS Parametric Design Language</i>
CEMIG	Companhia Energética de Minas Gerais
EDS	<i>Every Day Stress</i>
EPRI	<i>Electric Power Research Institute</i>
IEC	<i>International Electrotechnical Commission</i>
LT's	Linhas de Transmissão

SUMÁRIO

1	Introdução.....	20
1.1	Generalidades.....	20
1.2	Históricos de acidentes	22
1.3	Objetivos.....	23
1.4	Metodologia.....	24
1.5	Justificativa	25
2	Revisão da Literatura.....	26
2.1	Generalidades.....	26
2.2	Breve Histórico de Análises Realizadas	26
2.3	Comportamento Mecânico de Cabos Suspensos	30
2.4	Análise Estática Não Linear	33
2.5	Análise Modal.....	34
2.5.1	Teoria de Vibração Livre para Estruturas.....	34
2.5.2	Teoria Linear de Vibração Livre para Cabos Suspensos.....	35
2.5.3	Teoria Linear de Vibração Livre para Cabos Inclinados.....	38
2.6	Análise Dinâmica.....	40
2.6.1	Amortecimento de Rayleigh.....	42
3	Ação do vento em Cabos de LT's	44
3.1	Generalidades.....	44
3.2	Aspectos Gerais do Vento.....	44
3.3	Forças Devidas à Ação do Vento em Cabos.....	45
3.4	Procedimentos Normativos para a Determinação das Forças de Vento em Cabos ...	47
3.4.1	ABNT NBR 6123:1988	48
3.4.2	ABNT NBR 5422:1985	50
3.4.3	IEC 60826:2003.....	52
3.5	Procedimento para Avaliação da Ação Dinâmica Não Determinística do Vento em Cabos.....	54
3.5.1	Determinação da Velocidade Média do Vento.....	55
3.5.2	Determinação da Parcela Flutuante da Velocidade do Vento	56
3.5.2.1	Parâmetros Estatísticos	56
3.5.2.2	Função de Autocorrelação	59
3.5.2.3	Análise de Fourier.....	59
3.5.2.4	Espectro de Potência do Vento	60
3.5.2.5	Correlação Espacial das Velocidades do Vento	62

3.5.2.6	Séries Temporais da Parcela Flutuante da Velocidade do Vento	64
3.5.2.7	Definição das Séries Temporais Correlacionadas no Espaço	65
3.6	Amortecimento Aerodinâmico.....	67
3.6.1	Formulação proposta por Davenport (1988)	68
3.6.2	Formulação proposta por Stengel <i>et al.</i> (2017)	68
3.7	Ângulo de Balanço da Cadeia de Isoladores.....	70
4	Metodologia.....	73
4.1	Generalidades.....	73
4.2	Elementos Utilizados	74
4.3	Descrição da Geometria e Condições de Contorno	76
4.3.1	Modelo de Cabo Isolado.....	76
4.3.2	Modelo de Cabos Acoplados	77
4.3.3	Modelo da Torre Isolada.....	80
4.3.4	Modelo Completo	82
4.4	Aplicação das Forças Devidas ao Vento.....	84
4.4.1	Modelo do Cabo Isolado	84
4.4.2	Modelo dos Cabos Acoplados	85
4.4.3	Modelo da Torre Isolada.....	85
4.4.4	Modelo Completo	86
4.5	Análise Modal.....	87
4.6	Análise Estática Não Linear	88
4.7	Análise Dinâmica Não Linear.....	88
5	Validação do Modelo Numérico de um Cabo Isolado Submetido ao Vento.....	92
5.1	Generalidades.....	92
5.2	Resultados experimentais obtidos por Loredou-Souza (1996).....	92
5.3	Comparação entre resultados numéricos e os resultados experimentais obtidos por Loredou-Souza (1996).....	94
6	Resultados.....	97
6.1	Generalidades.....	97
6.2	Modelo de Cabo Isolado	97
6.3	Modelo de Cabos Acoplados	102
6.4	Análise Estática da Torre Isolada Versus Análise Dinâmica do Modelo Completo	106
7	Considerações Finais	118
7.1	Conclusões	118
7.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	122
8	Referências	123
	Apêndice A.....	127
	Apêndice B	130

1 INTRODUÇÃO

1.1 Generalidades

Estruturas de linhas de transmissão (LT's) são componentes fundamentais do sistema de infraestrutura urbana. Tais estruturas são compostas, basicamente, por cabos (condutores e para-raios), torres e cadeias de isoladores. Sua função é transmitir a eletricidade gerada nas fontes de produção até o consumidor final através de uma rede de distribuição (Luzardo, 2015).

As LT's são obras que atingem grande extensão linear, possuindo torres espaçadas em vãos que geralmente variam de 200 a 1000 metros. A maioria das linhas possui como estrutura suporte torres metálicas treliçadas, autoportantes e/ou estaiadas, as quais representam uma parte importante do mercado das estruturas de aço no país (Kaminski Jr., 2007).

Dentre as inúmeras falhas que podem interromper a transmissão de energia, o colapso de torres está entre as principais, acarretando em prejuízos para as companhias de energia elétrica assim como para os consumidores finais. Rippel (2005) destaca que a ocorrência de acidentes em LT's pode provocar graves problemas em determinados setores da sociedade, principalmente, pelo desligamento repentino de equipamentos elétricos. Portanto, essas estruturas devem ser projetadas de forma a resistir aos esforços as quais serão submetidas, com intuito de não interromper o processo contínuo de fornecimento de energia elétrica. As normas de referência utilizadas no dimensionamento dessas estruturas devem garantir a confiabilidade necessária para o projeto.

As principais ações atuantes em torres de LT's são (Kaminski Jr., 2007):

- Ações permanentes oriundas do peso próprio (incluem o peso da torre, das cadeias de isoladores, das ferragens, dos acessórios e dos cabos condutores e para-raios);
- Ações impostas durante a montagem e a manutenção;
- Ações provocadas pela ruptura dos cabos;

- Ações longitudinais causadas por forças de tração nos cabos;
- Ações de natureza meteorológica, como por exemplo, a ação da temperatura e do vento ou, em regiões mais frias, o peso próprio da neve (gelo) sobre os cabos e torres.

A principal preocupação no projeto de LT's é ação do vento, uma vez que esta é responsável pelo esforço máximo em cerca de 80% das barras da estrutura suporte (Kaminski Jr., 2007). Além disso, em linhas aéreas com grandes vãos, o elemento estrutural mais afetado pelo vento são os cabos que, por sua vez, aplicam forças no topo das estruturas suporte, gerando solicitações preponderantes nestas (Carvalho, 2015).

Segundo Holmes (2015) existem diferenças significativas entre a resposta de torres de linhas de transmissão e outras estruturas sujeitas a ação do vento, as quais são:

- As estruturas de LT's são projetadas com margens de segurança geralmente mais baixas do que outras estruturas;
- O comprimento total de um sistema de linha de transmissão é determinante quando se considera a probabilidade e o risco de ser submetida à ventos fortes causados por tempestades localizadas, como tormentas e “*downburst*”.

Embora a grande ampliação das linhas de transmissão de energia elétrica e, conseqüentemente, a intensa utilização de torres metálicas treliçadas tenha proporcionado aos projetistas estruturais uma grande experiência na análise desse tipo de torre, alguns colapsos associados, principalmente, à ação do vento ainda são comuns a essa tipologia estrutural (Oliveira & Silva, 2016).

No Brasil, as ações do vento em LT's podem ser determinadas conforme duas normas, à saber: ABNT NBR 5422:1985, que fixa as condições necessárias para o projeto completo de LT's de energia elétrica, e fornece procedimentos específicos para a determinação das forças de vento que atuam em estruturas treliçadas, cadeias de isoladores e cabos condutores, e a ABNT NBR 6123:1988, que fixa as condições exigíveis na consideração das forças estáticas equivalentes e dinâmicas do vento para o dimensionamento de edificações.

No contexto internacional, a publicação da *International Electrotechnical Commission* em vigor é a IEC 60826:2003 – “*Design criteria of overhead transmission lines*”, que apresenta as diretrizes necessárias para a determinação das forças de vento em diferentes tipos de sistemas de transmissão de energia elétrica, incluindo estruturas treliçadas. De maneira geral, a norma

especifica os carregamentos e as resistências requeridas para estruturas de LT's, com base em conceitos de confiabilidade estrutural. Atualmente, essa norma é uma referência para o desenvolvimento de outras normas em diversos países.

Além das diversas metodologias apresentadas pelas normas para o cálculo das forças de vento estáticas equivalentes, vários autores tem se dedicado ao estudo do comportamento de sistemas estruturais de LT's submetidos à ação dinâmica do vento. Entretanto, essa tarefa é complexa, em razão do número de variáveis envolvidas e da aleatoriedade do carregamento oriundo do vento. Desse modo, é fundamental o desenvolvimento de estudos focados nesse tema, a fim de contribuir para desenvolvimento de métodos mais precisos, impactando diretamente no aumento da confiabilidade das estruturas de LT's.

1.2 Históricos de acidentes

O colapso de torres de LT's é um problema amplamente discutido nas últimas décadas, devido principalmente aos inúmeros acidentes causados pelo vento envolvendo LT's. A seguir, a título de informação, são relatados alguns acidentes com LT's no Brasil.

Vários acidentes envolvendo LT's e torres de telecomunicações são apresentados por Blessmann (2001), dentre os quais, são relatados vinte acidentes na Companhia Energética de São Paulo (CESP), com queda ou inclinação acentuada de estruturas de LT's de 69 a 460 kV, ocorridos entre novembro de 1970 e junho de 1983. No total, foram atingidas cento e quarenta e três (143) estruturas, em vinte ocorrências de ventos fortes.

Um forte temporal no estado do Mato Grosso do Sul foi responsável pelo colapso de três torres operadas pela ELETROSUL, provocando o corte do fornecimento de energia elétrica em maio de 2002. Em outubro do mesmo ano, um forte vendaval danificou cinco torres da LT que interliga as cidades de Cianorte e Campo Mourão na região noroeste do Estado do Paraná (Rippel, 2005).

Segundo o Jornal Folha de São Paulo (2010), em outubro de 2010, uma tempestade com rajadas de vento de até 50 Km/h causou o colapso de nove torres da LT da Usina Hidrelétrica de Ilha Solteira (CESP).

No dia 23 de setembro de 2013, uma torre da Companhia Energética de Minas Gerais (CEMIG), caiu após uma forte chuva em São Gonçalo do Pará. De acordo com a Companhia, um dos fatores responsáveis pela queda da torre foi a intensidade do vento. Na ocasião, um

radar meteorológico que fica na cidade de Mateus Leme, região Metropolitana de Belo Horizonte, registrou ventos de até 100 km/h, provocando a queda da torre e na sequência o rompimento dos cabos (G1, 2013).

Em setembro de 2015 sete torres da LT Taquaruçu-Dracena, de propriedade da Companhia de Transmissão de Energia Elétrica Paulista (CTEEP), caíram durante um temporal, o local da queda fica na zona rural de Presidente Venceslau. A queda deixou oito municípios sem energia elétrica. A Figura 1-1 apresenta a foto de uma das torres da LT Taquaruçu-Dracena após o colapso (G1, 2015).



Figura 1-1. Torre da LT Taquaruçu-Dracena após o colapso em setembro de 2015 (G1, 2015).

No dia 10 de outubro de 2017, ventos fortes na região de Canarana causaram a queda de cinco torres da LT Canarana-Querência do Norte de propriedade da Energisa Mato Grosso e da UTE Araguaia da Eletronorte. Na ocasião 16 cidades da região leste do estado do MT ficaram sem energia elétrica (Canal Energia, 2017).

1.3 Objetivos

O objetivo geral desse trabalho é avaliar o comportamento estático e dinâmico de sistemas estruturais de LT's submetidos à ação do vento sobre os cabos. Para alcançar o objetivo geral, objetivos específicos foram definidos, sendo eles:

- avaliar o comportamento dinâmico de cabos isolados e acoplados sujeitos a ação dinâmica não determinística do vento, considerando o amortecimento aerodinâmico e a não linearidade geométrica.
- avaliar o comportamento dinâmico do sistema estrutural completo de um trecho de uma LT (torre, cabos e cadeias de isoladores), considerando a ação dinâmica não determinística do vento sobre os cabos, o amortecimento aerodinâmico e a não linearidade geométrica.
- determinar a resposta de uma torre isolada submetida às forças estáticas equivalentes devidas a ação do vento sobre cabos, sendo as forças calculadas conforme as normas: ABNT NBR 5422:1985, ABNT NBR 6123:1988 e IEC 60826:2003.
- Comparar os resultados obtidos nas análises estática e dinâmica.

1.4 Metodologia

A metodologia utilizada para alcançar os objetivos mencionados na seção anterior foi composta das seguintes etapas:

- a) estudo das formulações de cálculo das forças de vento estáticas equivalentes para cabos de acordo com as normas: ABNT NBR 5422:1985, ABNT NBR 6123:1988 e IEC 60826:2003;
- b) estudo das formulações para o cálculo da ação dinâmica não determinística do vento sobre cabos e das formulações presentes na literatura para consideração do amortecimento aerodinâmico;
- c) desenvolvimento de um modelo numérico que possibilite avaliar o comportamento de cabos isolados e de cabos acoplados (dois vãos de cabos e cadeia de isoladores) sujeitos à ação dinâmica do vento;
- d) validação do modelo numérico (cabo isolado) e da metodologia proposta para a determinação da ação dinâmica do vento, por meio de comparações com resultados experimentais presentes na literatura;

- e) desenvolvimento de um modelo numérico da torre isolada para avaliar o comportamento da mesma quando submetida às forças estáticas equivalentes da ação do vento sobre os cabos, calculadas conforme prescrições normativas;
- f) desenvolvimento de um modelo numérico completo de um trecho de uma LT (torre, cabos e cadeias de isoladores) para avaliar o comportamento do modelo submetido à ação dinâmica do vento sobre os cabos.

Todos os modelos numéricos foram desenvolvidos tendo como base o Método dos Elementos Finitos (MEF), utilizando-se o software ANSYS® v. 18.2.

1.5 Justificativa

Os procedimentos normativos para a determinação da ação do vento sobre os cabos são baseados em uma análise estática equivalente, ou seja, considera-se que o movimento dos cabos não produz forças de inércia significativas nos sistemas, levando-se em conta somente as ações estáticas. Entretanto, grande parte dos acidentes envolvendo LT's ocorre para velocidades de vento inferiores às máximas recomendadas nas normas de projeto e, na maioria das vezes, sem apresentar ruptura dos cabos elétricos.

Tais fatos indicam que essa problemática possa estar associada aos efeitos da não linearidade geométrica e ou efeitos dinâmicos devidos à turbulência atmosférica (Carvalho *et al.*, 2018). Nesse contexto, este trabalho apresenta uma metodologia numérica para a análise dinâmica de estruturas de LT's sujeitas à ação do vento sobre os cabos, considerando a não linearidade geométrica, os efeitos dinâmicos do vento e o amortecimento aerodinâmico. O objetivo principal é compreender melhor o comportamento dessa tipologia estrutural e elucidar as diferenças existentes entre as análises estática e dinâmica de LT's.

Ressalta-se que, neste trabalho, a força do vento é aplicada somente nos cabos, uma vez que, de acordo Simiu e Scanlan (1986) o efeito da turbulência sobre a magnitude da força de arrasto em estruturas constituídas de barras prismáticas é relativamente pequeno na maioria dos casos práticos, podendo assim ser desconsiderado. Além disso, os cabos tem um comportamento altamente não linear, sendo assim, os efeitos destes elementos sobre a estrutura suporte são menos previsíveis, constituindo uma fonte de incerteza no projeto de LT's.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Generalidades

Apresenta-se nesse capítulo um apanhado das principais pesquisas realizadas sobre LT's submetidas à ação do vento. Será apresentada também uma revisão quanto ao comportamento mecânico de cabos suspensos, para que se possa compreender posteriormente como alguns parâmetros desse componente influenciam nas análises. Por fim, é apresentado um resumo das formulações matemáticas necessárias para o desenvolvimento das análises estáticas e dinâmicas não lineares do sistema estrutural de LT's.

2.2 Breve Histórico de Análises Realizadas

Loredou-Souza (1996), realizou um trabalho que ainda hoje é referência na área de pesquisa em LT's. O autor avaliou experimentalmente modelos reduzidos de linhas de transmissão em túnel de vento. Junto ao trabalho experimental, o autor desenvolveu uma comparação entre metodologias para análise dinâmica da ação do vento, sendo uma baseada no método do fator de rajada de Davenport e a outra baseada no método estatístico usando linhas de influência.

Rodrigues (2004) realizou um estudo da resposta estática e dinâmica de um trecho de uma LT submetido à turbulência atmosférica. O modelo tridimensional elaborado em elementos finitos foi capaz de reproduzir os grandes deslocamentos angulares das cadeias de isoladores e cabos condutores provocados pela ação do vento. Os resultados demonstraram que os grandes movimentos pendulares dos cabos e a magnitude das forças de inércia afetam consideravelmente os esforços na estrutura suporte. Apesar de ser um trabalho de referência na área, os elevados valores de deslocamento obtidos no trabalho são discutíveis, uma vez que o amortecimento aerodinâmico não foi considerado.

Oliveira (2006) analisou, de forma numérica, o comportamento dinâmico não linear de LT's quando submetidas aos efeitos do vento. Os modelos foram elaborados no programa

ANSYS[®], tendo como base o método dos elementos finitos. A modelagem desenvolvida considerou o efeito da não linearidade geométrica e o modelo foi constituído de elementos de pórtico e de treliça espacial. Dos resultados da análise dinâmica transiente, Oliveira observou que as cadeias de isoladores alcançavam inclinações próximas a 90°, mas não excederam esse valor. O amortecimento aerodinâmico também não foi considerado.

Cappellari (2005) desenvolveu um modelo numérico tridimensional de um cabo condutor, considerando a presença de espaçadores, os efeitos das estruturas de suporte e dos vãos adjacentes. Além disso, desenvolveu modelos do campo de velocidades do vento para as tormentas do tipo EPS, TS e a condição de atuação conjunta das duas tormentas, com variações temporais e espaciais da parcela média da velocidade e das suas flutuações em torno da média. A autora destaca que esses modelos teóricos dos condutores e do campo espacial e temporal da velocidade incidente do vento podem ser utilizados para reproduzir resultados experimentais, implicando em valores reduzidos de incerteza para os resultados numéricos. Tal fato possibilita a utilização desses procedimentos para a avaliação das respostas da estrutura e para o projeto estrutural das LT's e componentes.

Santos (2008) realizou um estudo do comportamento dinâmico de um feixe de cabos de LT's sujeitos a vibração eólica através de um modelo de elementos finitos utilizando o programa ANSYS[®]. Os resultados demonstram que o comportamento modal para quatro cabos é bem semelhante ao de apenas um cabo. Além disso, também foi observado que a parcela variável da ação de vento leva a uma resposta dinâmica que pode ser determinante no comportamento da estrutura.

Oliveira e Silva (2016) desenvolveram um estudo do comportamento estrutural de torres de aço de telecomunicações submetidas à ação dinâmica não determinística do vento. O modelo também foi elaborado no programa ANSYS[®], empregando elementos de viga para a representação das colunas da torre e elementos de treliça para representação dos contraventamentos. A torre foi submetida à ação dinâmica não determinística do vento, modelado matematicamente de acordo com espectro de potência do vento proposto por Kaimal.

Carlos e Kaminski Jr. (2015) publicaram um trabalho no qual o objetivo principal foi o desenvolvimento de uma rotina computacional, em linguagem Fortran, para a obtenção da resposta dinâmica de torres metálicas estaiadas de LT's, submetidas à ruptura de cabos. Para a

solução foi utilizado o Método de Integração Direta (MID) das equações do movimento, de forma explícita, com diferenças finitas centrais e, de acordo com os autores, os resultados demonstraram que a rotina é bastante eficiente, podendo se tornar uma ferramenta para projetistas de LT's. Bentes (2013) também analisou a ruptura de cabos em torres autoportantes e estaiadas de LT's, utilizando modelos numéricos desenvolvidos no ANSYS®.

Aboshosha *et al.* (2016) publicaram uma revisão de literatura sobre a resposta dinâmica de sistemas de LT's sob a ação do vento. Quatro normas de projeto dedicadas a LT's foram comparadas. As principais divergências entre estas normas foram apontadas. Os autores destacaram que a premissa de que efeito dinâmico do vento nos condutores é menor devido ao alto amortecimento aerodinâmico é válida para altas velocidades do vento, entretanto, essa suposição requer investigações adicionais quando se trata de baixas velocidades do vento.

Luzardo (2015) dissertou sobre o comportamento dinâmico de torres LT's sob ação de ventos originados de “*downburst*”. O autor destacou que nos últimos anos tem-se observado o aumento nos acidentes em LT's, principalmente devido à incidência de ventos fortes. O objetivo principal do trabalho foi desenvolver um programa capaz de simular o campo de velocidades de ventos associados a um “*downburst*”. Das análises realizadas verificou-se que a combinação de variáveis que provocam os resultados de forças internas mais críticas varia em relação a cada componente da linha considerado.

Carvalho *et al.* (2016) apresentou em seu trabalho uma metodologia para a análise estática e dinâmica de sistemas estruturais com cabos submetidos ao vento, considerando as não linearidades geométricas e o amortecimento aerodinâmico. Os resultados obtidos demonstraram importância da consideração dos efeitos da não linearidade geométrica, mesmo em análises estáticas equivalentes. O autor também destacou que é fundamental a consideração do amortecimento aerodinâmico, uma vez que, os cabos assumem velocidades consideráveis em relação às velocidades do vento. No trabalho não foi realizada uma análise dinâmica do sistema estrutural completo da LT.

Stengel *et al.* (2017) publicaram recentemente um trabalho sobre o amortecimento aerodinâmico associado ao movimento não linear de cabos condutores. Foram realizados testes de túnel de vento, simulações numéricas e medições em escala real. Inicialmente os autores realizaram testes em túnel de vento, os quais foram utilizados para calibrar um modelo numérico simples. Através dos resultados ficou evidente que, para velocidades elevadas e

maiores ângulos de balanço das cadeias de isoladores, ocorre um desvio na abordagem linear do amortecimento aerodinâmico, apresentando um comportamento não linear. Foi proposta uma abordagem linear modificada, na qual se assume um movimento linear em torno de uma posição deformada média. Esta abordagem foi avaliada através de simulações numéricas, utilizando um modelo em elementos finitos validado com medições em escala real de uma LT aérea existente. No trabalho, o amortecimento aerodinâmico foi incorporado à análise através do amortecimento Rayleigh e do amortecimento modal. As diferenças entre ambas as abordagens foram enfatizadas e o amortecimento modal foi considerado pelos autores como o mais adequado.

Xie *et al.* (2017) realizaram testes em túnel de vento de um modelo aeroelástico de uma linha de transmissão (ver Figura 2-1(a)). O objetivo foi avaliar o comportamento dinâmico do sistema submetido a diferentes velocidades de vento. Comparando as respostas do modelo da torre isolada e do modelo da linha de transmissão completo, os autores verificaram que 70 a 90% do deslocamento e da deformação da torre são induzidos pelos cabos. Além disso, os resultados dos testes no domínio da frequência indicaram que a resposta dinâmica da torre torna-se mais pronunciada no modelo completo.



(a)

(b)

Figura 2-1. Testes em túnel de vento de modelos aeroelástico de LT's realizados por: (a) Xie *et al.* (2017) e (b) Hamada *et al.* (2017).

Hamada *et al.* (2017) também realizaram ensaios em túnel de vento de uma linha de transmissão composta por quatro torres estaiadas, como mostra a Figura 2-1(b). O objetivo dos autores foi determinar as características aeroelásticas e a resposta estrutural do sistema. Os testes foram realizados no Laboratório de Túnel de Vento na *University of Western*

Ontario no Canadá. O modelo foi avaliado para 37 velocidades de vento e três diferentes ângulos de ataque. Os resultados demonstraram que as oscilações dos condutores sob a ação do vento turbulento afetam a componente ressonante dos braços da torre. Esse efeito é observado na resposta da torre para médias e baixas velocidades do vento, e se torna menos pronunciado com o aumento da velocidade do vento devido ao efeito do amortecimento aerodinâmico.

2.3 Comportamento Mecânico de Cabos Suspensos

Os cabos são obtidos pelo encordoamento de fios metálicos, normalmente de alumínio ou ligas de alumínio, em torno de um ou mais fios centrais de aço galvanizado (alma). Na análise de estruturas todo elemento denominado “cabo” tem a capacidade de resistir apenas a esforços axiais de tração, devido a sua baixa rigidez à flexão.

Os cabos (condutores e para-raios) possuem um comportamento altamente não linear, o que torna complexa a sua modelagem numérica. O fator determinante no comportamento não linear geométrico dos cabos está associado a variação da sua rigidez em função da variação das forças de tração, efeito este que deve ser considerado no cálculo dos esforços nas torres de suporte (Luzardo, 2015).

Um cabo suspenso entre dois pontos sujeito apenas a ação do peso próprio apresenta a forma de uma catenária. No caso de linhas de transmissão aéreas, os pontos de suspensão podem estar localizados a uma mesma altura ou, como ocorre mais frequentemente, em alturas diferentes (Labegalini *et al.*, 1992). No caso de suportes à mesma altura, a catenária é simétrica em relação ao centro do vão onde se localiza o vértice, local da maior flecha. No entanto, se os pontos apresentarem alturas diferentes, a catenária deixa de ser simétrica e a flecha máxima não ocorre no centro do vão. A flecha de um cabo suspenso depende do comprimento do vão, da temperatura e da tração aplicada ao cabo no momento da sua instalação.

Na condição inicial o cabo está submetido apenas à ação do seu peso próprio. Para essa condição, o cabo é projetado com uma tração trabalho definida como EDS (*Every Day Stress*). A força de tração EDS corresponde à tração final de trabalho a qual o cabo ficará submetido, e é dada em valor percentual da força de ruptura à tração do cabo. Essa tração é imposta e medida durante a montagem do cabo (Fadel, 2010).

Na Figura 2-2 é apresentada a catenária de um cabo suspenso entre os suportes (A e B) de alturas diferentes.

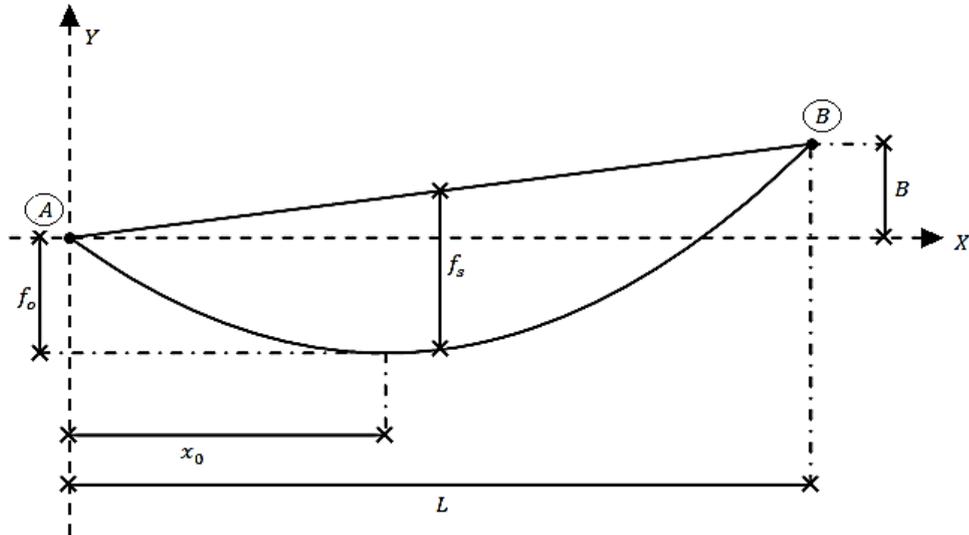


Figura 2-2. Cabo inclinado entre os suportes A e B com alturas diferentes.

Segundo Labegalini *et al.* (1992), as coordenadas da curva catenária formada por um cabo suspenso podem ser calculadas conforme a equação:

$$y = C_1 \left(\cosh \left(\frac{x - x_0}{C_1} \right) - \cosh \left(\frac{x_0}{C_1} \right) \right) \quad (2.1)$$

sendo,

C_1 o parâmetro de caracterização da catenária;

x_0 a distância horizontal do ponto mais baixo (vértice) da catenária.

Os parâmetros C_1 e x_0 podem ser calculados conforme as Equações (2.2) e (2.3), respectivamente:

$$C_1 = \frac{T_0}{p_c} \quad (2.2)$$

$$x_0 = \frac{L}{2} - C_1 \sinh^{-1} \left[\frac{B}{2C_1 \left(\operatorname{sech} \left(\frac{L}{2C_1} \right) \right)} \right] \quad (2.3)$$

sendo,

T_0 a componente horizontal de tração do cabo;

p_c o peso por unidade de comprimento do cabo;

L o comprimento do vão horizontal entre os suportes;

B a diferença de altura entre os pontos de suspensão do cabo.

Ou ainda, simplificando, o valor de x_0 é dado por:

$$x_0 = \frac{L}{2} - C_1 \frac{B}{L} \quad (2.4)$$

O comprimento total do cabo (l) pode ser determinado através da seguinte expressão:

$$l = \sqrt{B^2 + 4C_1^2 \left[\operatorname{sech} \left(\frac{L}{2C_1} \right) \right]^2} \quad (2.5)$$

A flecha f_s , que representa a maior distância vertical entre a reta que liga os pontos de apoio e a curva desenvolvida pelo cabo (ver Figura 2-2), é dada por:

$$f_s = \frac{L^2}{8C_1} \quad (2.6)$$

A flecha f_o , medida entre uma reta horizontal que passa pelo apoio inferior e o ponto mais baixo da curva do cabo (vértice), pode ser calculada conforme a Equação (2.7).

$$f_o = \frac{L_e^2 - p_c}{8T_0} - B \quad (2.7)$$

O vão equivalente, L_e , é dado pela seguinte expressão:

$$L_e = L + \frac{2BC_1}{L} \quad (2.8)$$

2.4 Análise Estática Não Linear

O objetivo de uma análise estrutural é determinar o comportamento da estrutura quando submetida a ações externas, ou seja, obter deslocamentos, esforços, reações, deformações e tensões. Em um problema cujo material seja considerado com comportamento elástico linear e a estrutura sujeita à pequenos deslocamentos e deformações, as equações de equilíbrio da estrutura para uma análise estática linear via discretização por elementos finitos podem ser escritas da seguinte forma (Bathe, 2014):

$$K\mathbf{u} = \mathbf{P} \quad (2.9)$$

sendo,

K a matriz de rigidez do sistema estrutural;

u o vetor de deslocamentos nodais;

P o vetor de forças externas.

Assim, os deslocamentos variam linearmente em função das ações aplicadas na estrutura, e a matriz de rigidez é considerada constante durante toda aplicação do carregamento. Muitos problemas práticos podem ser resolvidos através dessa formulação, entretanto, em alguns casos, a estrutura pode estar submetida a grandes gradientes de deslocamentos e deformações e o comportamento do material não é linear. Nesses casos, deve-se utilizar uma análise não linear.

Segundo Kaminski (2007), as principais fontes de não linearidade que podem influenciar na resposta do sistema estrutural de uma LT são:

- a) não linearidade geométrica: associada a mudança na geometria da estrutura frente aos grandes deslocamentos e rotações, principalmente dos cabos;
- b) não linearidade física: associada ao comportamento não linear da relação *tensão x deformação* dos materiais : aço, concreto, solo, borracha, compósito, etc;
- c) condições iniciais: contato.

No presente trabalho será considerada somente a não linearidade geométrica.

Na análise não linear geométrica, a rigidez da estrutura (\mathbf{K}) é função dos deslocamentos (\mathbf{u}), que são incógnitas a serem determinadas na Equação (2.9). Desse modo, tem-se uma interdependência entre a rigidez e os deslocamentos. Para resolver esse problema, utiliza-se um processo incremental-iterativo para traçar a trajetória de equilíbrio da estrutura. A força pode ser aplicada gradualmente (incrementos) e cada iteração leva em consideração as coordenadas da configuração deformada da estrutura calculadas na iteração anterior.

O princípio básico da solução de um problema não linear através de um processo incremental-iterativo é supor que a solução no tempo t é conhecida e que a solução no tempo $t + \Delta t$ deve ser calculada. O intervalo Δt é um incremento de tempo que deve ser escolhido adequadamente. Portanto, as equações de equilíbrio da estrutura para um problema não linear, discretizado via método dos elementos finitos, são dadas por (Bathe, 2014):

$$({}^t\mathbf{K}_L + {}^t\mathbf{K}_{NL}) \Delta \mathbf{U}^{(i)} = {}^{t+\Delta t}\mathbf{P} - {}^t\mathbf{F}^{(i-1)} \quad (2.10)$$

sendo,

${}^t\mathbf{K}_L$ a matriz de rigidez incremental linear (elástica);

${}^t\mathbf{K}_{NL}$ a matriz de rigidez incremental não linear (geométrica);

$\Delta \mathbf{U}^{(i)}$ o vetor de incrementos de deslocamentos nodais na i -ésima iteração:

$${}^t\mathbf{U}^{(i)} = {}^t\mathbf{U}^{(i-1)} + \Delta \mathbf{U}^{(i)}$$

${}^{t+\Delta t}\mathbf{P}$ o vetor de forças externas aplicadas nos pontos nodais no tempo $t + \Delta t$;

${}^t\mathbf{F}$ o vetor de forças internas;

2.5 Análise Modal

2.5.1 Teoria de Vibração Livre para Estruturas

As frequências naturais (autovalores) e os modos de vibração (autovetores) de uma estrutura são obtidos a partir de uma análise de vibração livre, ou seja, assume-se uma estrutura com n graus de liberdade, com matriz de massa e rigidez constantes e sem aplicação de nenhum tipo de força, deslocamentos, pressões ou temperaturas (Craig Jr. & Kurdila, 2006).

Segundo Craig Jr. & Kurdila (2006), equação de movimento para um sistema com n graus de liberdade, não amortecido e sem nenhum carregamento aplicado é dada por:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}\mathbf{u} = \mathbf{0} \quad (2.11)$$

sendo,

\mathbf{K} a matriz de rigidez do sistema estrutural;

\mathbf{M} a matriz de massa do sistema estrutural;

$\ddot{\mathbf{u}}$ o vetor de acelerações nodais;

\mathbf{u} o vetor de deslocamentos nodais;

Considerando um movimento harmônico, $\mathbf{u}(t)$, conforme:

$$\mathbf{u}(t) = \mathbf{A}\cos(\omega t) \quad (2.12)$$

E, substituindo-se a Equação (2.12) na Equação (2.11), tem-se:

$$[\mathbf{K} - \omega^2\mathbf{M}]\mathbf{A} = \mathbf{0} \quad (2.13)$$

Uma solução não trivial da Equação (2.13) pode ser obtida através do cálculo do determinante da Equação (2.14), o qual fornece como resultado a equação característica do sistema.

$$\|\mathbf{K} - \omega^2\mathbf{M}\| = 0 \quad (2.14)$$

Tem-se então um problema de autovalores e autovetores, que fornece n resultados para o autovalor (frequências naturais ω_i , $i = 1,2,3\dots n$) e n autovetores correspondentes (modos de vibração φ_i , $i = 1,2,3\dots n$). A Equação (2.13) pode, então, ser reescrita como:

$$[\mathbf{K} - \omega_i^2\mathbf{M}]\varphi_i = \mathbf{0} \quad (2.15)$$

A análise modal constitui uma etapa importante para compreensão do comportamento de LT's quando submetidas ao carregamento dinâmico. Além disso, através das frequências fundamentais da estrutura é possível calcular os valores dos coeficientes de amortecimento proporcional de Rayleigh, α e β (Bentes, 2013).

2.5.2 Teoria Linear de Vibração Livre para Cabos Suspensos

A teoria linear de vibração livre para cabos suspensos proposta por Irvine (1981) permite determinar as frequências naturais de cabos, f_{c_j} (Hz), e os seus respectivos modos de vibração normalizados $\mu_j(x)$. Para a utilização dessa teoria, a flecha desenvolvida pelo cabo deve ser

menor que 1/8 do vão. Caso um cabo seja submetido a um pequeno deslocamento arbitrário no equilíbrio estático, as frequências naturais e os modos de vibração resultantes serão:

a) Modo de vibração horizontal (pêndulo – ver Figura 2-3 (a)):

$$f_{cj} = \frac{j}{2L} \sqrt{\frac{H}{m}} \quad (2.16)$$

$$\mu_j(x) = \text{sen} \left(j \frac{\pi x}{L} \right) \quad (2.17)$$

sendo,

H a componente horizontal de tração do cabo;

m o massa por unidade de comprimento do cabo;

L o comprimento do vão horizontal entre os suportes;

$j = 1, 2, \dots$, o j -ésimo modo de vibração.

A frequência do primeiro modo de vibração fora do plano é a primeira frequência natural de qualquer cabo suspenso.

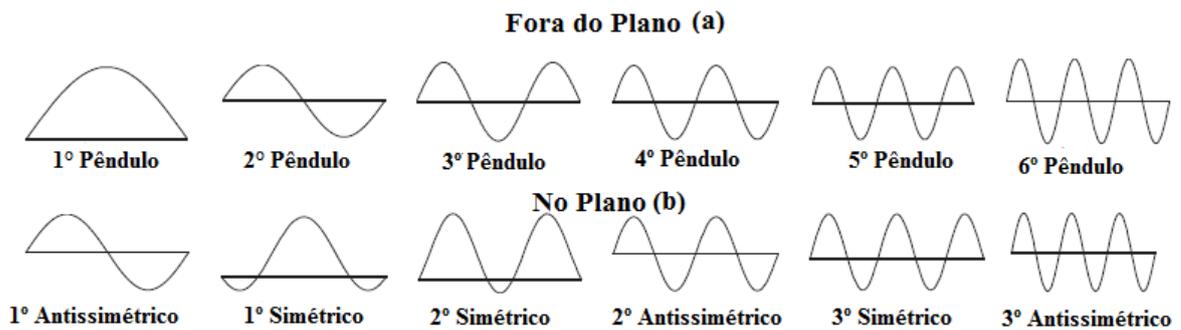


Figura 2-3. Modos de vibração de um cabo suspenso (Adaptado de Wang *et al.*, 2017).

b) Modo de vibração vertical (antissimétrico - Figura 2-3 (b)):

$$f_{cj} = \frac{j}{L} \sqrt{\frac{H}{m}} \quad (2.18)$$

$$\mu_j(x) = \text{sen } 2j \frac{\pi x}{L} \quad (2.19)$$

c) Modo de vibração vertical (simétrico - Figura 2-3 (b)):

Para catenárias elásticas com extremidades fixas, os efeitos da elasticidade do cabo são restritos aos modos simétricos de oscilação no plano. Deste modo uma tração adicional é induzida, a qual é consideravelmente constante ao longo do vão. As frequências naturais e as formas modais dos modos de vibração simétricos no plano são obtidas conforme as Equações (2.20) e (2.21), respectivamente:

$$f_{cj} = \frac{\varepsilon_j}{2L} \sqrt{\frac{H}{m}} \quad (2.20)$$

$$\mu_j(x) = 1 - \text{tg} \left(\frac{\pi \varepsilon_j}{2} \right) \text{sen} \left(\frac{\pi \varepsilon_j x}{L} \right) - \text{cos} \left(\frac{\pi \varepsilon_j x}{L} \right) \quad (2.21)$$

O parâmetro adimensional de frequência ε_j pode ser determinado através do cálculo das raízes (positivas e não nulas) da Equação (2.22):

$$\text{tg} \left(\frac{\pi \varepsilon_j}{2} \right) = \left(\frac{\pi \varepsilon_j}{2} \right) - \left(\frac{4}{\lambda^2} \right) \left(\frac{\pi \varepsilon_j}{2} \right)^3 \quad (2.22)$$

$$\lambda^2 = \frac{\left(\frac{mgL}{H} \right)^2 L}{\left(\frac{Hl}{EA_c} \right)} \quad (2.23)$$

sendo,

A_c a área da seção transversal do cabo;

E o módulo de elasticidade do cabo;

l o comprimento total desenvolvido pelo cabo.

O parâmetro λ^2 compara a importância relativa dos efeitos gravitacionais e elásticos, sendo que no caso dos primeiros modos, podem ser estabelecidos três intervalos importantes:

1. Se $\lambda^2 < 4\pi^2$: A frequência do primeiro modo simétrico é menor que a frequência do primeiro modo antissimétrico (Figura 2-4(a)).

2. Se $\lambda^2 = 4\pi^2$: Os primeiros modos simétricos e antissimétricos nos planos têm as mesmas frequências naturais e a componente modal vertical é tangencial ao perfil nos suportes (Figura 2-4(b)).
3. Se $\lambda^2 > 4\pi^2$: A frequência natural do primeiro modo simétrico no plano é agora maior que a frequência natural do primeiro modo antissimétrico e dois pontos de inflexão aparecem (Figura 2-4(c)).

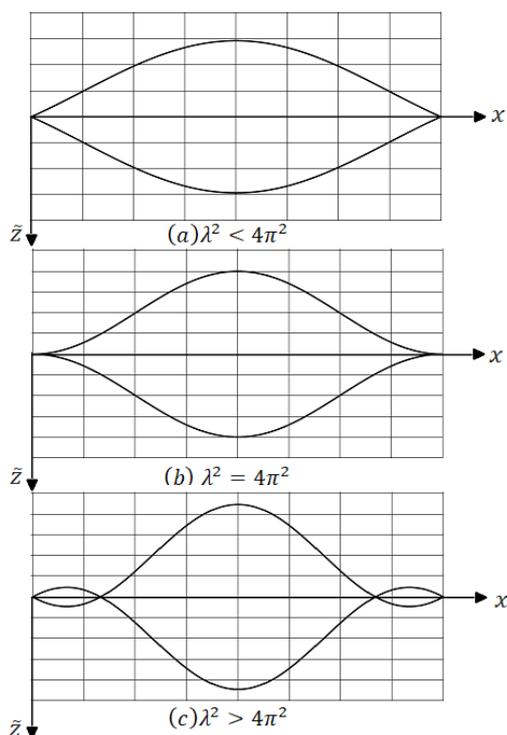


Figura 2-4. Possíveis formas do primeiro modo de vibração vertical (simétrico) (Irvine, 1981).

Loredou-Souza (1996) destaca que uma propriedade indesejável das catenárias “rasas” ($f_s < L/8$) é a ocorrência de modos antissimétricos fora do plano e no plano em pares correspondentes e com frequência quase iguais. Além disso, em alguns casos, há também a possibilidade de acoplamento com modos simétricos no plano. Um meio de impedir o acoplamento dos modos é aumentar a razão entre a flecha e vão da catenária, o que nem sempre é possível.

2.5.3 Teoria Linear de Vibração Livre para Cabos Inclinados

A teoria apresentada no item anterior pode ser facilmente aplicada ao caso de cabos inclinados submetidos ao peso próprio. No entanto, as equações devem ser ajustadas, uma vez

que a inércia horizontal assume uma importância crescente na medida em que a inclinação do cabo acentua-se. Para contornar esse problema, basta rotacionar os eixos, como pode ser observado na Figura 2-5, de forma que x_* represente a distância ao longo da reta \overline{AB} e z_* represente a distância perpendicular da reta \overline{AB} até curva desenvolvida pelo cabo (Irvine, 1981). Desse modo, temos:

$$x_* = x \sec(\theta) + z \operatorname{sen}(\theta) \quad (2.24)$$

$$z_* = z \cos(\theta) \quad (2.25)$$

$$L_* = L \sec(\theta) \quad (2.26)$$

$$H_* = H \sec(\theta) \quad (2.27)$$

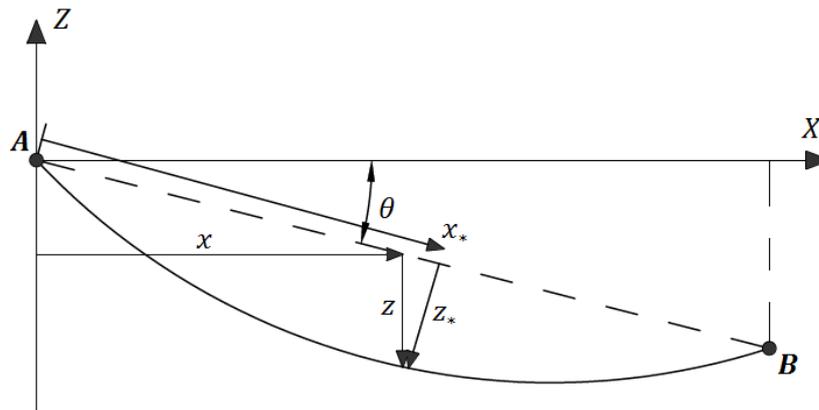


Figura 2-5. Rotação dos eixos para a análise do cabo inclinado (Adaptado de Irvine, 1981).

Assim, com pequenas alterações, é possível aplicar as equações anteriores para o caso geral de cabos inclinados, como apresentado a seguir:

a) Modo de vibração horizontal (pêndulo):

$$f_{cj} = \frac{j}{2L_*} \sqrt{\frac{H_*}{m}} \quad (2.28)$$

$$\mu_j(x) = \operatorname{sen} j \frac{\pi x_*}{L_*} \quad (2.29)$$

b) Modo de vibração vertical (antissimétrico):

$$f_{cj} = \frac{j}{L_*} \sqrt{\frac{H_*}{m}} \quad (2.30)$$

$$\mu_j(x) = \text{sen } 2j \frac{\pi x_*}{L_*} \quad (2.31)$$

c) Modo de vibração vertical (simétrico):

$$f_{cj} = \frac{\varepsilon_{j*}}{2L_*} \sqrt{\frac{H_*}{m}} \quad (2.32)$$

$$\mu_j(x) = 1 - \text{tg} \left(\frac{\pi \varepsilon_{j*}}{2} \right) \text{sen} \left(\frac{\pi \varepsilon_{j*} x_*}{L_*} \right) - \text{cos} \left(\frac{\pi \varepsilon_{j*} x_*}{L_*} \right) \quad (2.33)$$

O Parâmetro adimensional de frequência ε_{j*} pode ser determinado através do cálculo das raízes (positivas e não nulas) da Equação (2.34):

$$\text{tg} \left(\frac{\pi \varepsilon_{j*}}{2} \right) = \left(\frac{\pi \varepsilon_{j*}}{2} \right) - \left(\frac{4}{\lambda_*^2} \right) \left(\frac{\pi \varepsilon_{j*}}{2} \right)^3 \quad (2.34)$$

$$\lambda_*^2 = \frac{\left(\frac{mgL_* \cos \theta}{H_*} \right)^2 L_*}{\left(\frac{H_* l_*}{EA_c} \right)} \quad (2.35)$$

2.6 Análise Dinâmica

Em análise de estruturas é comum a consideração apenas forças estáticas, assumindo que forças aplicadas lentamente não causam oscilações significativas. Entretanto, em algumas estruturas, como as linhas de transmissão, a ação do vento é responsável por provocar forças cujas amplitudes variam rapidamente com o tempo, causando a vibração da estrutura. Para esses casos, a análise dinâmica da estrutura é tão importante quanto a sua análise estática (Cappellari, 2005).

Dois métodos podem ser utilizados para a análise dinâmica de estruturas, os métodos no domínio do tempo e os métodos no domínio da frequência. Os métodos de domínio no tempo são os mais utilizados, os quais podem ser classificados em: método da superposição modal e método de integração direta da equação de movimento (Bentes, 2013).

Para a análise dinâmica linear de um sistema estrutural pode ser utilizado o processo de superposição modal, ou seja, a resposta é descrita em função das formas modais. Para

composição dessa resposta é possível utilizar uma parcela reduzida dos modos de vibração o que reduz o custo computacional associado à análise. Entretanto, para sistemas cujas propriedades geométricas não podem ser consideradas constantes no decorrer da análise, este método pode conduzir a resultados não representativos (Oliveira, 2006).

O comportamento do sistema estrutural constituído pelas torres, cabos e cadeias de isoladores pode ser classificado como altamente não linear, portanto, não deve ser analisado pelo método da superposição modal. É necessária, então, a integração, passo a passo, das equações de movimento da estrutura.

Deste modo, a equação de movimento é resolvida utilizando um método de integração no tempo juntamente com um método incremental-iterativo para encontrar a solução a cada etapa de tempo. Considerando o equilíbrio do sistema no tempo $t+\Delta t$, têm-se (Bathe, 2014):

$$\mathbf{M} {}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{U}}^{(i)} + \mathbf{C} {}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{U}}^{(i)} + {}^t\mathbf{K}\Delta\mathbf{U}^{(i)} = {}^{t+\Delta t}\mathbf{P} - {}^{t+\Delta t}\mathbf{F}^{(i-1)} \quad (2.36)$$

sendo,

\mathbf{M} a matriz de massa do sistema estrutural;

\mathbf{C} a matriz de amortecimento do sistema estrutural;

${}^t\mathbf{K}$ a matriz de rigidez do sistema estrutural no tempo t : ${}^t\mathbf{K} = {}^t\mathbf{K}_L + {}^t\mathbf{K}_{NL}$;

${}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{U}}$ o vetor de acelerações nodais no tempo $t + \Delta t$;

${}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{U}}$ o vetor de velocidades nodais no tempo $t + \Delta t$;

$\Delta\mathbf{U}^{(i)}$ o vetor de incrementos de deslocamentos nodais na i -ésima iteração:
 ${}^{t+\Delta t}\mathbf{U}^{(i)} = {}^{t+\Delta t}\mathbf{U}^{(i-1)} + \Delta\mathbf{U}^{(i)}$;

${}^{t+\Delta t}\mathbf{P}$ o vetor de forças externas aplicadas nos pontos nodais no tempo $t + \Delta t$;

${}^{t+\Delta t}\mathbf{F}$ o vetor de forças internas no tempo $t + \Delta t$.

A integração numérica das equações de movimento pode ser realizada a partir de algoritmos de solução, como por exemplo, o método de diferenças finitas, de Runge-Kutta, de Houbolt, de Wilson θ , de Newmark, entre outros (Bentes, 2013). Neste trabalho optou-se por utilizar o algoritmo de Newmark, disponível no software Ansys[®]. De acordo com Oliveira (2012) os algoritmos implícitos, como é o caso do algoritmo de Newmark, apresentam uma tendência natural a serem numericamente estáveis permitindo assim maiores intervalos de tempo, além

disso, geralmente são mais efetivos em problemas de dinâmica estrutural, justificando assim utilização do algoritmo de Newmark neste trabalho.

2.6.1 Amortecimento de Rayleigh

O amortecimento pode ser incorporado na análise dinâmica através da matriz de amortecimento de Rayleigh (\mathbf{C}), proporcional a uma combinação linear da matriz de rigidez (\mathbf{K}) e da matriz de massa (\mathbf{M}), conforme a Equação (2.37) (Craig Jr. & Kurdila, 2006).

$$\mathbf{C} = \alpha\mathbf{M} + \beta\mathbf{K} \quad (2.37)$$

A Equação (2.37) pode ser reescrita em termos da taxa de amortecimento modal (ζ_i) e da frequência natural circular (ω_i), associada a cada modo de vibração (i), conforme a equação a seguir.

$$\zeta_i = \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha}{\omega_i} + \beta\omega_i \right) \quad (2.38)$$

Isolando os coeficientes α e β da Equação (2.38) para duas frequências naturais da estrutura adotadas como referência (ω_1 e ω_2), têm-se:

$$\beta = \frac{2(\zeta_2\omega_2 - \zeta_1\omega_1)}{\omega_2^2 - \omega_1^2} \quad (2.39)$$

$$\alpha = 2\zeta_1\omega_1 - \beta\omega_1^2 \quad (2.40)$$

Assim, conhecendo-se os valores das frequências naturais da estrutura e a taxa de amortecimento é possível determinar o valor dos coeficientes α e β .

A Figura 2-6 mostra que para o coeficiente de amortecimento proporcional à massa, a razão de amortecimento é inversamente proporcional à frequência, enquanto que para o coeficiente de amortecimento proporcional à rigidez, este é diretamente proporcional à frequência.

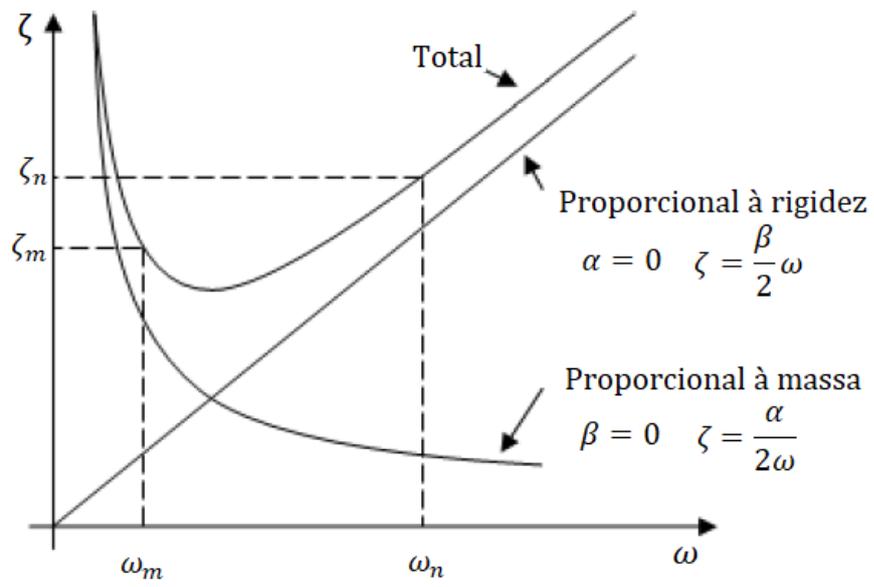


Figura 2-6. Relação entre o amortecimento e a frequência (para o amortecimento de Rayleigh) (Adaptado de Clough & Penzien, 1995).

3 AÇÃO DO VENTO EM CABOS DE LT'S

3.1 Generalidades

A análise da ação do vento em cabos de LT's pode ser realizada através de duas metodologias: a primeira através de uma análise estática equivalente, conforme prescrições normativas; e a segunda a partir de uma análise dinâmica não determinística, com a geração de funções temporais para a velocidade do vento.

No presente capítulo será apresentado o procedimento de cálculo e os principais aspectos dessas duas metodologias. Antes disso, contudo, é oportuno apresentar uma breve revisão sobre as características básicas do vento e as forças e movimentos decorrentes de sua atuação sobre os cabos.

3.2 Aspectos Gerais do Vento

O vento atmosférico ou vento natural é caracterizado pelo movimento das massas de ar, que consiste no deslocamento do ar atmosférico das zonas de maior pressão para as de menor pressão. Tais diferenças de pressão têm origem térmica, e estão relacionadas com a irradiação de calor da superfície terrestre para a atmosfera, somado ao calor absorvido diretamente pela atmosfera (Rippel, 2005).

A velocidade média do vento varia desde zero, junto à superfície terrestre, até à velocidade gradiente, na altura gradiente. Essa altura situa-se, em geral, entre 250 a 600 metros da superfície do terreno. Entretanto, há indícios de que em certas situações essa altura pode chegar a valores bem superiores (Blessmann, 1988).

Abaixo da altura gradiente situa-se a camada limite atmosférica (Figura 3-1), na qual a velocidade do vento é influenciada por diversos fatores. Nessa região, as características do vento dependem principalmente da topografia do terreno, da forma, dimensões e distribuição

dos obstáculos naturais e artificiais (rugosidade superficial), e da variação vertical da temperatura. Todos esses fatores contribuem para o surgimento da turbulência, que se propaga por toda a camada limite atmosférica (Blessmann, 2011).

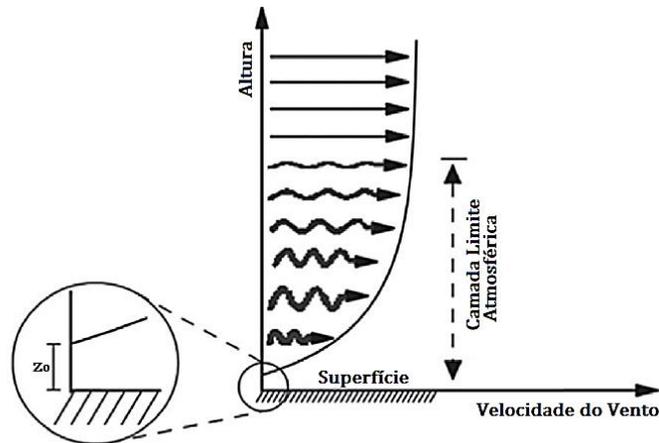


Figura 3-1. Camada Limite Atmosférica (o comprimento de rugosidade (z_0) é a altura onde a velocidade é nula) (Lira *et al.*, 2017).

Em linhas gerais, pode-se dizer que o vento natural consiste de um escoamento de ar médio ao qual se superpõem flutuações de velocidade, conhecidas como rajadas. Tais flutuações da velocidade são originadas principalmente pela agitação mecânica do ar (turbulência), provocada pela rugosidade superficial (Blessmann, 1988).

3.3 Forças Devidas à Ação do Vento em Cabos

Segundo Sachs (1978 *apud* Loredou-Souza (1996)), as forças que o vento exerce sobre os cabos são:

- a) forças de elevada frequência e baixa amplitude, com excitação devida a vórtices (vibração eólica ou vibração por desprendimento de vórtices);
- b) forças de baixa frequência e alta amplitude, causadas por instabilidades do arrasto e da sustentação do cabo (excitação por galope);
- c) oscilações verticais/horizontais/torsionais acopladas em conjuntos de cabos (oscilações induzidas pela esteira);
- d) forças de arrasto estáticas e, em certos tipos de cabos, forças de sustentação. Tanto o arrasto quanto os coeficientes de sustentação variam com o número de Reynolds;

e) forças de rajada aleatória, dando origem a oscilações com amplitudes randômicas (vibração devido à turbulência atmosférica).

As oscilações de (a) a (c) são caracterizadas por movimentos repetitivos ou cíclicos. Na Tabela 3-1 é apresentada uma comparação entre as características desses três tipos de vibrações induzidas pelo vento.

Tabela 3-1. Comparação entre os tipos de movimento cíclicos de condutores (Adaptado de EPRI, 1979 *apud* Loredo-Souza, 1996).

Movimento	Vibração Eólica	Galope do Conductor	Oscilações induzidas pela esteira
Tipo de LT afetada	Todas	Todas	Todas
Faixa de frequência (Hz)	3 a 150	0,08 a 3	0,15 a 10
Faixa de amplitude (tomando o diâmetro do condutor como referência)	0,01 a 1	5 a 300	Modo de corpo rígido: 0,5 a 80 Modo de subvão: 0,5 a 20
Condições de tempo favoráveis aos movimentos do condutor			
Característica do vento	Laminar	Laminar	Laminar
Velocidade do vento (m/s)	1 a 7	7 a 18	4 a 18
Superfície do condutor	Desencapada/ Congelada uniformemente	Congelada assimetricamente	Desencapada/seca
Danos			
Tempo estimado para o desenvolvimento de falhas	3 meses a 20 anos	1 a 48 horas	1 mês a 8 anos
Causa direta do Dano	Fadiga do metal devido ao carregamento cíclico	Cargas dinâmicas altas	Colisão dos condutores e desgaste físico acelerado
Componentes da linha mais afetados pelos danos	Condutores e para-raios	Conductor, ferragens, isoladores e estruturas	Acessórios de suspensão, espaçadores, amortecedores e fios do condutor

Da Tabela 3-1 observa-se que os movimentos cíclicos de condutores ocorrem para velocidades baixas de vento, isto é, até 18 m/s. Dentre os três movimentos apresentados, apenas o galope dos condutores pode levar a danos nas estruturas suporte. Os demais movimentos podem provocar danos a elementos isolados auxiliares, tais como, acessórios de suspensão, espaçadores, amortecedores e fios dos cabos condutores e para-raios.

A vibração eólica é responsável por causar problemas de fadiga nos condutores, não tendo efeitos relevantes sobre as estruturas de suporte (torres), por essa razão a mesma não será avaliada neste trabalho. O galope é decorrente de ventos estacionários e moderadamente fortes, combinados com assimetria do condutor, causada na maioria dos casos pela deposição de gelo sobre os condutores (Freire, 1997). Como não há registros deste tipo de ocorrência no Brasil, esse fenômeno não será estudado neste trabalho. Já as oscilações induzidas por esteira tem sua existência condicionada à presença de feixes de condutores, o que não ocorre na LT em estudo, portanto este fenômeno também não será abordado.

O foco principal desse trabalho será avaliar esforços que os cabos aplicam na torre suporte e não na avaliação da integridade do cabo em si, uma vez que a maioria dos acidentes é causada pela queda das torres sem que ocorra a ruptura dos cabos. Assim, embora não menos importantes, os três tipos de movimentos cíclicos apresentados não serão abordados neste estudo, onde somente os movimentos devidos às forças de arrasto estáticas e à turbulência atmosférica serão estudados.

3.4 Procedimentos Normativos para a Determinação das Forças de Vento em Cabos

Como descrito anteriormente, no Brasil, as ações do vento em estruturas de LT's podem ser determinadas conforme duas normas: ABNT NBR 5422:1985 – “Projeto de Linhas Aéreas de Transmissão de Energia Elétrica” e a ABNT NBR 6123:1988 – “Forças devidas ao vento em Edificações”. A elaboração dessas normas baseia-se em diferentes origens, de modo que suas abordagens para o cálculo das forças de vento também diferem, o que justifica apresentar a metodologia indicada pelas duas normas (Rippel, 2005).

No contexto internacional a publicação do IEC 60826:2003 – “*Design criteria of overhead transmission lines*”, apresenta as diretrizes necessárias para o cálculo das forças de vento em diferentes tipos de sistemas de transmissão de energia elétrica, incluindo cabos de LT's. Essa

norma vem sendo adotada como referência para desenvolvimento de normas em diversos países, razão pela qual sua metodologia também será apresentada neste trabalho.

Desse modo, apresenta-se nos itens seguintes a metodologia para cálculo das forças de vento em cabos presentes nas três normas citadas, as quais serão comparadas com os resultados numéricos obtidos no presente trabalho.

3.4.1 ABNT NBR 6123:1988

Essa norma fixa as condições exigíveis para o cálculo das forças devidas a ação estática e dinâmica do vento em edificações em geral, podendo ser aplicada a casos mais específicos como cabos de LT's.

A força de arrasto F_a devida à incidência do vento em cabos pode ser determinada através da seguinte equação (ABNT NBR 6123, 1988):

$$F_a = C_a q_0 L d \quad (3.1)$$

sendo,

C_a o coeficiente de arrasto determinado em função do número de Reynolds;

q_0 a pressão dinâmica do vento (N/m^2);

d o diâmetro do cabo (m);

L o comprimento do fio ou cabo (m).

A pressão dinâmica do vento correspondente à velocidade característica, V_k , é dada por:

$$q_0 = \frac{1}{2} \rho V_k^2 = 0,613 V_k^2 \quad (3.2)$$

sendo,

ρ a massa específica do ar em condições normais de pressão (101,3 kPa) e temperatura (15 °C), igual a 1,225 (kg/m^3);

V_k A velocidade característica do vento (m/s).

A velocidade característica do vento é obtida multiplicando-se a velocidade básica pelos fatores S_1 , S_2 e S_3 , como mostra a equação a seguir:

$$V_k = V_0 S_1 S_2 S_3 \quad (3.3)$$

sendo,

V_0 a velocidade de básica do vento referida a uma rajada de 3 segundos, excedida na média uma vez a cada 50 anos, a 10 metros acima do terreno, em campo aberto e plano (m/s);

S_1 o fator topográfico que leva em consideração as variações do relevo do terreno;

S_2 o fator que considera a influência da rugosidade do terreno, das dimensões da edificação ou parte da edificação em estudo, e altura sobre o terreno;

S_3 fator baseado em conceitos estatísticos, levando em conta o grau de segurança requerido e a vida útil da edificação.

O fator S_2 varia de acordo com o intervalo de tempo utilizado para o cálculo da velocidade média do vento. Para cabos de LT's, onde, geralmente o vão entre suportes excede 80 metros, o intervalo de tempo deve ser calculado conforme a expressão:

$$t = 7,5L/V_t(h) \quad (3.4)$$

sendo,

L a altura ou largura da superfície frontal da edificação ou parte da edificação em estudo adotando-se o maior dos dois valores (em cabos utiliza-se a medida do vão entre os suportes);

$V_t(h)$ a velocidade média do vento sobre um intervalo de tempo t (m/s) – $V_t(h) = S_1 S_2(h) V_0$.

O cálculo de $V_t(h)$ pode ser realizado através de aproximações sucessivas. Determinado o valor do intervalo de tempo t , o fator S_2 pode ser obtido através da Equação (3.5).

$$S_2 = b F_{r,II} (z/10)^p \quad (3.5)$$

Sendo,

$F_{r,II}$ o fator de rajada, sempre correspondente ao terreno de categoria II;

b parâmetro meteorológico usado na determinação de S_2 ;

p o coeficiente exponencial relativo à rugosidade do terreno;

z a cota acima do terreno do ponto em estudo (m).

Os valores dos parâmetros b , $F_{r,II}$ e p , para diversos intervalos de tempo e para as cinco categorias de terreno são apresentados na Tabela 21 da ABNT NBR 6123:1988.

Os demais fatores, S_1 e S_3 , associados ao cálculo da velocidade característica do vento, podem ser facilmente obtidos de acordo com os itens 5.2 e 5.4 da ABNT NBR 6123:1988, respectivamente.

3.4.2 ABNT NBR 5422:1985

A ABNT NBR 5422:1985 fixa as condições necessárias para o projeto completo de LT's de energia elétrica, e fornece procedimentos específicos para a determinação das forças de vento que atuam em estruturas treliçadas, cadeias de isoladores e cabos condutores.

As forças devidas ao vento nos cabos, aplicadas perpendicularmente ao cabo, podem ser calculadas através da Equação (3.6) (ABNT NBR 5422, 1985).

$$F_c = q_0 C_a \alpha_L d \frac{L}{2} \text{sen}^2(\psi) \quad (3.6)$$

sendo,

C_a o coeficiente de arrasto, tomado igual a 1,0 para cabos;

α_L o coeficiente de efetividade, adimensional, conforme a Figura 3-2;

L o comprimento da vão considerado (m);

ψ o ângulo de incidência do vento ($< 90^\circ$) definido como o ângulo formado entre a direção do vento e o eixo longitudinal da LT (em graus).

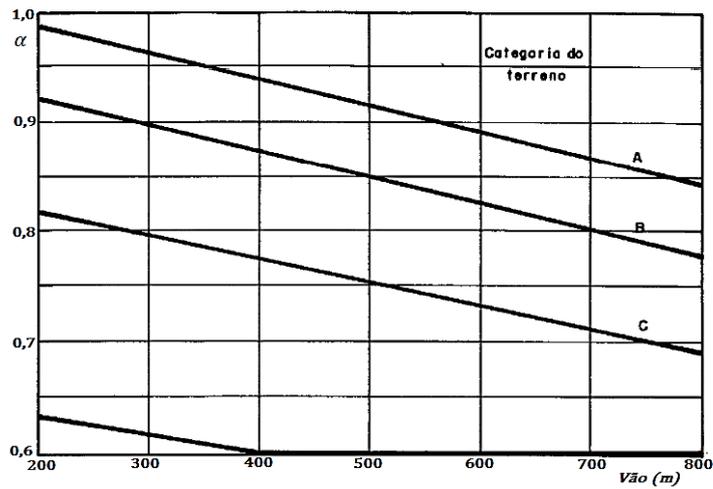


Figura 3-2. Fator de efetividade - α_L (ABNT NBR 5422, 1985).

A pressão dinâmica de referência, q_0 , é definida conforme a Equação (3.7).

$$q_0 = \frac{1}{2} \rho V_p^2 \quad (3.7)$$

sendo,

V_p a velocidade do vento de projeto (m/s);

O valor da massa específica do ar, ρ , é dado por:

$$\rho = \frac{1,293}{1 + 0,00367T} \left(\frac{16000 + 64T - ALT}{16000 + 64T + ALT} \right) \quad (3.8)$$

sendo,

T a temperatura ($^{\circ}\text{C}$);

ALT é a altitude média da região de implantação da LT (m).

A velocidade do vento de projeto, V_p , deve ser determinada conforme a Equação (3.9):

$$V_p = K_R K_D \frac{Z^{\frac{1}{n}}}{10} V_B \quad (3.9)$$

sendo,

K_R o coeficiente de rugosidade;

K_D o coeficiente de correção do período de integração para 10 minutos;

z a altura para correção da velocidade do vento (cota acima do terreno) (m);

n o fator para correção da velocidade do vento em função da altura, dependente do período de integração;

V_B a velocidade básica do vento referida a um período de retorno de 50 anos, a 10 metros de altura em relação ao solo e com período de integração de 10 minutos.

Os parâmetros K_R , K_D e n são determinados de acordo com os itens 4.8.1, 4.8.3 e 4.8.4 da ABNT NBR 5422:1985, respectivamente.

3.4.3 IEC 60826:2003

Segundo IEC 60826:2003, as forças devidas à incidência do vento sobre os cabos, aplicadas perpendicularmente ao cabo, são dadas por:

$$F_c = q_o C_a G_C G_L dL \text{sen}^2(\psi) \quad (3.10)$$

sendo,

q_o a pressão dinâmica de referência do vento (N/m^2)

C_a o coeficiente de arrasto, tomado igual a 1 para cabos;

G_C o fator de vento combinado;

G_L o fator de vão;

L_v o comprimento de influência dos cabos sujeitos ao vento, igual à metade da soma dos comprimentos dos vãos adjacentes ao suporte (m);

ψ o ângulo formado entre a direção de incidência do vento e o comprimento do cabo.

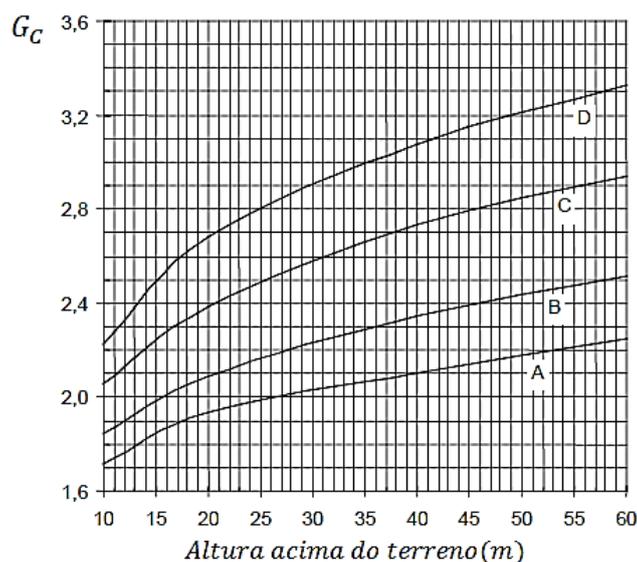


Figura 3-3. Fator de Vento Combinado (G_C) (IEC 60826, 2003).

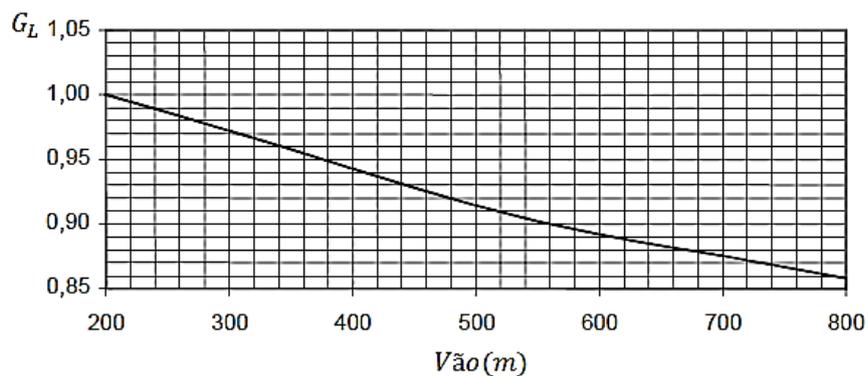


Figura 3-4. Fator de Vão (G_L) (IEC 60826, 2003).

Os fatores G_L e G_C têm como função considerar a influência da altura do condutor acima do nível do solo, a categoria do terreno, as rajadas de vento e a resposta dinâmica do condutor devido à ação do vento.

A pressão dinâmica de referência do vento é definida conforme a equação a seguir:

$$q_0 = \frac{1}{2} \tau_{ar} \rho (V_R)^2 \quad (3.11)$$

sendo,

τ_{ar} o fator de correção da massa específica do ar;

ρ a massa específica do ar, igual a 1,225 (kg/m³) a temperatura de 15°C e pressão atmosférica de 101,3 (kPa) ao nível do mar;

V_R a velocidade de referência do vento para um período de recorrência T, determinado para um intervalo de integração de 10 minutos, a 10 metros acima do terreno (m/s).

Caso haja uma correlação entre as velocidades do vento e altitude e/ou temperatura, deve-se considerar o fator de correção τ_{ar} , indicado pela Tabela 5 da IEC 60826:2003. Caso contrário, o fator deve ser considerado igual a 1.

3.5 Procedimento para Avaliação da Ação Dinâmica Não Determinística do Vento em Cabos.

Para representar o comportamento dinâmico da ação do vento, faz-se necessário considerar a natureza não determinística desta ação. Deste modo, considera-se o vento como uma função temporal aleatória.

De acordo com Blessmann (2011), a velocidade vento é composta por uma componente média (ação estática) sobreposta a uma componente flutuante (ação dinâmica), apresentada graficamente na Figura 3-5 e representada pela Equação (3.12).

$$V(t) = \bar{V} + v(t) \quad (3.12)$$

Sendo,

$V(t)$ a velocidade longitudinal do vento em função do tempo (m/s);

\bar{V} o valor médio da componente longitudinal do vento (m/s);

$v(t)$ a flutuação da velocidade longitudinal do vento em função tempo (m/s).

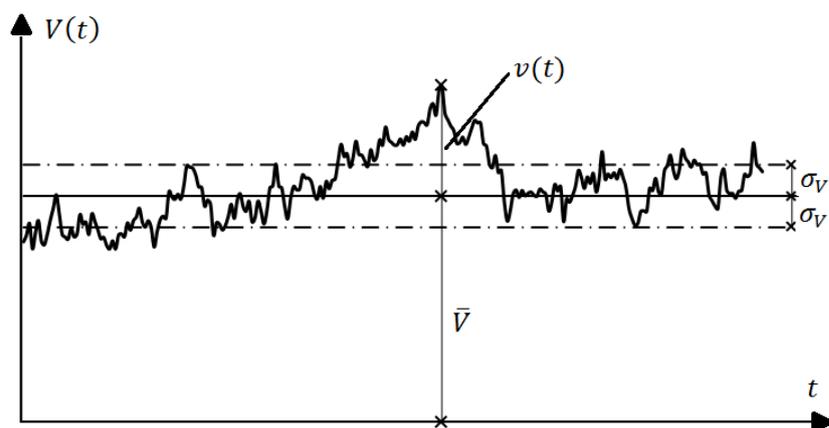


Figura 3-5. Variação da velocidade do vento em função do tempo.

Conhecendo-se os valores da velocidade do vento em função do tempo ($V(t)$), é possível determinar a força de arrasto, $F_v(t)$, devida à ação dinâmica do vento sobre cabos, conforme a Equação (3.13):

$$F_v(t) = \frac{1}{2} \rho [V(t)]^2 C_a d L \quad (3.13)$$

sendo,

ρ a massa específica do ar, igual a $1,225 \text{ (kg/m}^3\text{)}$ a temperatura 15°C e pressão atmosférica de $101,3 \text{ (kPa)}$ ao nível do mar;

C_a o coeficiente de arrasto, adotado igual a 1;

d o diâmetro do cabo (m);

L o comprimento do cabo (m).

3.5.1 Determinação da Velocidade Média do Vento

A determinação da parcela média da velocidade do vento pode ser realizada de acordo com ABNT NBR 6123:1988. Segundo esta norma, a velocidade média de projeto corresponde a uma velocidade calculada para o intervalo de 10 minutos a 10 metros de altura sobre o solo, em terreno de categoria II, pode ser representada por:

$$V_{10} = 0,69 V_0 S_1 S_3 \quad (3.14)$$

A velocidade média para uma cota “z” qualquer pode ser calculada através da Equação (3.15):

$$\bar{V}_z = V_{10} \left(\frac{z}{10} \right)^p \quad (3.15)$$

sendo,

\bar{V}_z a componente média da velocidade longitudinal do vento (m/s), em 10 minutos, para uma dada altura z ;

z a altura em relação ao solo do ponto em estudo (m);

p o coeficiente exponencial relativo à rugosidade do terreno, tomado igual a 0,15 para um terreno de categoria II e um intervalo de tempo de 10 minutos;

3.5.2 Determinação da Parcela Flutuante da Velocidade do Vento

Uma vez determinada a parcela média da velocidade do vento, faz-se necessário determinar as flutuações em torno da média. Essas flutuações tem a função de representar as oscilações presentes na velocidade do vento provocadas pela turbulência atmosférica. A turbulência é caracterizada por uma superposição de turbilhões de dimensões variadas, responsáveis por originar as rajadas de vento que ocorrem em uma sequência aleatória de frequências e intensidades. Theodore Von Kármán, pioneiro no estudo matemático da turbulência estatística, definiu a turbulência como: “flutuações irregulares da velocidade, governadas por um equilíbrio estatístico” (Blessmann, 2011).

A irregularidade presente nas flutuações da velocidade de vento impede que um tratamento determinístico seja realizado. Assim, a fim de considerar o comportamento do vento como um fenômeno aleatório, são apresentados nos itens a seguir a conceituação de alguns parâmetros estatísticos relacionados a uma variável aleatória, importantes para o conceito do espectro de potência. O espectro de potência é utilizado na geração dos históricos de carregamentos do vento, através de funções de densidade espectral.

3.5.2.1 Parâmetros Estatísticos

A parcela flutuante da velocidade do vento é determinada com base em parâmetros estatísticos, tais como: distribuição de probabilidade, espectro de potência e funções de correlação cruzada.

Uma hipótese utilizada para simplificar o fenômeno em estudo é considerar que as flutuações das velocidades do vento em torno da velocidade média constituem um processo aleatório

estacionário ergódico. Um processo aleatório é estacionário se os parâmetros estatísticos (média, variância, autocorrelação) do processo calculados sobre um conjunto de registros possíveis é igual ao parâmetro correspondente calculado para qualquer deslocamento da origem dos tempos, e ergódico se qualquer um de seus parâmetros estatísticos, calculado sobre um conjunto de registros possíveis, é igual ao parâmetro correspondente calculado ao longo do tempo sobre qualquer registro representativo do fenômeno (Blessmann, 2011).

Nas equações a seguir são apresentados alguns conceitos iniciais de parâmetros estatísticos, fundamentais para a determinação da parcela flutuante da velocidade do vento. A média da função $V(t)$, aleatória, pode ser encontrada através da seguinte expressão:

$$\bar{V} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T V(t) dt \quad (3.16)$$

sendo,

T o tempo total de registros avaliados.

O valor quadrado médio, representado por $\overline{V^2}$, é obtido pela média da função ao quadrado, ou seja:

$$\overline{V^2} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T V^2(t) dt \quad (3.17)$$

A variância, expressa como σ_V^2 , pode ser obtida através de um histórico de dados referentes à velocidade do vento $V(t)$, através da seguinte equação:

$$\sigma_V^2 = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T [V(t) - \bar{V}]^2 dt \quad (3.18)$$

O intervalo de tempo T , que tende para infinito nas equações apresentadas anteriormente, é, fisicamente, um período de tempo suficientemente longo para ser representativo do fenômeno.

O desvio padrão indica o grau de dispersão de um conjunto de dados em torno da média. Este pode ser definido como a raiz quadrada positiva da variância:

$$\sigma_V = \sqrt{\overline{V^2} - (\bar{V})^2} \quad (3.19)$$

Portanto, uma maneira de medir o grau de turbulência do vento, é através do desvio padrão dos valores de um dado histórico da velocidade longitudinal do vento no tempo. A intensidade de turbulência é definida como a razão entre o desvio padrão e a velocidade média do vento (Cerutti, 2017):

$$I_v = \frac{\sigma_v}{\bar{V}} \quad (3.20)$$

O desvio padrão está relacionado com a rugosidade do terreno da região e pode ser suposto igual a $2,5 * u_*$, de acordo com resultados experimentais. A velocidade de fricção (u_*) pode ser descrita de acordo com a Equação (3.21):

$$u_* = \frac{k \bar{V}}{\ln(z/z_0)} \quad (3.21)$$

sendo,

k a constante de Kármán, aproximadamente igual a 0,4;

z_0 a medida de rugosidade do terreno.

Assim, o desvio padrão dos valores de um dado histórico da velocidade longitudinal do vento pode ser escrito como:

$$\sigma_v = \frac{\bar{V}}{\ln(z/z_0)} \quad (3.22)$$

Substituindo-se a Equação (3.22) na Equação (3.20) tem-se:

$$I_v = \frac{1}{\ln(z/z_0)} \quad (3.23)$$

A componente flutuante da velocidade longitudinal do vento é determinada a partir dos chamados espectros de potência do vento. O espectro de potência indica a distribuição, na frequência, da energia cinética contida em uma componente flutuante da velocidade do vento (Blessmann, 2005). Para definir matematicamente o espectro de potência vento, primeiramente é necessário estabelecer alguns conceitos, tais como: a função de autocorrelação e as transformadas de Fourier.

3.5.2.2 Função de Autocorrelação

A função de autocorrelação ou correlação temporal mede o grau de dependência geral entre o valor de uma variável em um dado instante de tempo t e o valor em outro instante de tempo $t + \tau$. Assim, define-se a função de autocorrelação de uma série de velocidade do vento, $C^v(\tau)$, como o valor médio do produto entre dois valores de velocidade da série temporal, distantes entre si de um intervalo de tempo igual a τ , como mostra a Equação (3.24):

$$C^v(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T v(t)v(t + \tau)dt \quad (3.24)$$

sendo,

τ é um intervalo de tempo arbitrário.

Como o histórico de flutuações da velocidade do vento configura um processo aleatório ergódico, o valor da função de autocorrelação pode ser obtido através de uma série temporal somente, visto que, um processo aleatório é dito ergódico quando suas propriedades estatísticas avaliadas para uma série temporal são iguais às obtidas ao longo de todos os históricos disponíveis. Deste modo, a autocorrelação independe do tempo final t e é função apenas do intervalo de tempo τ . Para um intervalo de tempo $\tau = 0$, o valor da função de autocorrelação iguala-se ao valor quadrado médio e a variância (uma vez que \bar{v} é igual a 0) (Oliveira, 2006).

$$C^v(\tau = 0) = \overline{v^2} = \sigma_v^2 \quad (3.25)$$

Para um intervalo de tempo que tenda ao infinito, não existe uma correlação coerente entre os dois valores $v(t)$ e $v(t + \tau)$ e o processo é considerado não correlacionado (Leite, 2015).

3.5.2.3 Análise de Fourier

Como a função de autocorrelação é a transformada de Fourier do espectro de potência, é importante apresentar alguns conceitos referentes à análise de Fourier.

Uma função aperiódica qualquer, $p(t)$, pode ser definida através da integral de Fourier, conforme a Equação (3.26) (Craig Jr. & Kurdila, 2006):

$$p(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \bar{P}(\omega) e^{-i\omega t} d\omega \quad (3.26)$$

$$\bar{P}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} p(t) e^{-i\omega t} dt \quad (3.27)$$

As Equações (3.26) e (3.27) são chamadas de par de transformadas de Fourier sendo, $\bar{P}(\omega)$ a transformada de Fourier de $p(t)$ do domínio do tempo para o domínio da frequência, e $p(t)$ a transformada inversa de Fourier de $\bar{P}(\omega)$ do domínio da frequência para o domínio do tempo. O par de transformadas de Fourier pode ser reescrito em termos da frequência f ($f = \omega/2\pi$), logo:

$$\bar{P}(f) = \int_{-\infty}^{\infty} p(t) e^{-i2\pi f t} dt \quad (3.28)$$

$$p(t) = \int_{-\infty}^{\infty} \bar{P}(f) e^{-i2\pi f t} df \quad (3.29)$$

3.5.2.4 Espectro de Potência do Vento

Apresentados os conceitos da transformada de Fourier, é possível determinar a função de densidade espectral de potência $S^v(f)$, ou espectro de potência, definida como a transformada de Fourier da função de autocorrelação, ou seja:

$$S^v(f) = \int_{-\infty}^{\infty} C^v(\tau) e^{-i2\pi f \tau} d\tau \quad (3.30)$$

sendo,

f é a frequência em Hz;

A função de autocorrelação pode ser determinada a partir da transformada inversa da função de densidade espectral, como mostra a Equação (3.31).

$$C^v(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} S^v(f) e^{-i2\pi f \tau} df = \int_{-\infty}^{\infty} S^v(f) \cos(2\pi f \tau) df \quad (3.31)$$

Caso $\tau = 0$, a Equação (3.31) torna-se:

$$C^v(\tau = 0) = \int_{-\infty}^{\infty} S^v(f) df = \overline{v^2} \quad (3.32)$$

Autores como Davenport, Kaimal, Harris e Von Kármán, dedicaram-se em pesquisas sobre o comportamento aleatório do vento chegando a diversas expressões para o espectro de potência, como mostra a Figura 3-6 (Lazanha, 2003).

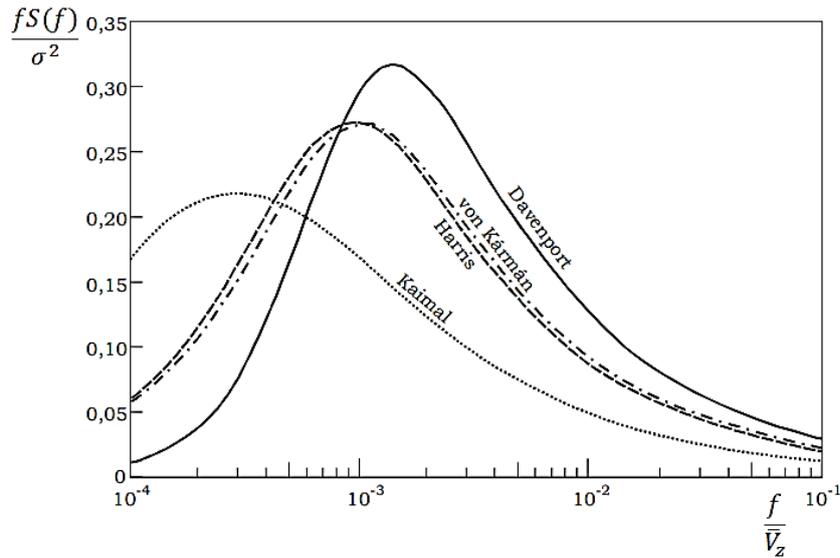


Figura 3-6. Espectros de potência do vento (Adaptado de Lazanha, 2003).

Apresenta-se a seguir duas expressões mais utilizadas para a representação do espectro de potência, segundo Blessmann (2005):

a) Espectro de Davenport:

$$\frac{fS^v(f)}{u_*^2} = 4 \frac{x^2}{(1+x^2)^{4/3}}; \quad (3.33)$$

$$x(f) = \frac{1200f}{V_{10}} \quad (3.34)$$

sendo,

u_* a velocidade de fricção ou tangencial (m/s).

b) Espectro de Kaimal:

$$\frac{fS^v(z, f)}{u_*^2} = \frac{200x}{(1 + 50x)^{5/3}} \quad (3.35)$$

$$x(z, f) = \frac{zf}{\bar{V}_z} \quad (3.36)$$

De acordo Lazanha (2003), o espectro de potência proposto por Davenport não representa bem os valores obtidos em baixas frequências e não considera a influência da altura acima do solo (z). No entanto, tal expressão ainda é largamente utilizada por ser de fácil integração e por representar bem as frequências de interesse na engenharia estrutural.

Diferentemente do espectro de potência de Davenport, o espectro de potência de Kaimal, considera a altura acima do solo, e, conseqüentemente, implica em resultados mais realistas. Além disso, o espectro de potência de Kaimal representa melhor baixas frequências, que são recorrentes em sistemas estruturais compostos por cabos. Por esses motivos, considerou-se o espectro de potência de Kaimal mais apropriado para este trabalho.

3.5.2.5 Correlação Espacial das Velocidades do Vento

Em estruturas com grandes dimensões, como no caso do sistema estrutural formado por torres e cabos, as pressões provenientes da ação do vento não se distribuem de forma homogênea ao longo do comprimento, o que torna necessária a utilização de funções correlacionadas no espaço (Oliveira, 2006).

Considerando-se dois processos aleatórios, v_1 e v_2 , correspondentes à flutuação da velocidade longitudinal do vento medida em dois pontos diferentes no espaço, é possível estabelecer a interdependência entre estes processos através da função de correlação cruzada. Visto que, os processos, v_1 e v_2 , possuem média nula, a função de covariância cruzada é igual a função de correlação cruzada, a qual é dada pela Equação (3.37) (Oliveira, 2006).

$$C^{v_1, v_2}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T v_1(t) v_2(t + \tau) dt \quad (3.37)$$

Através de um processo análogo ao utilizado para a função de autocorrelação, é possível, também, definir a função de densidade espectral cruzada a partir da função de covariância cruzada, conforme a Equação (3.38).

$$S^{v_1, v_2}(f) = \int_{-\infty}^{\infty} C^{v_1, v_2}(\tau) e^{-i2\pi f\tau} d\tau \quad (3.38)$$

Em geral, a função de densidade espectral cruzada é uma função complexa, descrita de acordo com a Equação (3.39) (Simiu & Scanlan, 1986).

$$S^{v_1, v_2} = S_c^{v_1, v_2} + iS_q^{v_1, v_2} \quad (3.39)$$

No caso de turbulência de fluxo homogêneo, o termo imaginário pode ser desprezado (Simiu & Scanlan, 1986). Determina-se, então, a função de coerência, que é uma medida do grau de correlação entre duas componentes flutuantes da velocidade longitudinal do vento, v_1 e v_2 , dada por:

$$Coh^{v_1, v_2}(f) = \frac{S^{v_1, v_2}(f)}{\sqrt{S^{v_1}(f)S^{v_2}(f)}} \quad (3.40)$$

Como as componentes, v_1 e v_2 , possuem a mesma função de densidade espectral, tem-se que:

$$Coh^{v_1, v_2}(f) = \frac{S^{v_1, v_2}(f)}{S^v(f)} \quad (3.41)$$

De acordo com Davenport (1968) *apud* Simiu e Scanlan (1986), a função de coerência pode ser expressa pela Equação (3.42), em que, a correlação entre as duas componentes da flutuação da velocidade longitudinal do vento, v_1 e v_2 , depende da distância entre os pontos 1 e 2 considerados:

$$Coh^{v_1, v_2}(f) = e^{-\hat{f}} \quad (3.42)$$

O parâmetro \hat{f} é dado por:

$$\hat{f} = \frac{f [C_{1x}^2(x_1 - x_2)^2 + C_{1z}^2(z_1 - z_2)^2]^{1/2}}{V_{10}} \quad (3.43)$$

sendo,

x_1, x_2, z_1 e z_2 as coordenadas horizontais e verticais dos pontos 1 e 2, respectivamente;

C_{1x} e C_{1z} são os coeficientes de decaimento na direção horizontal perpendicular ao vento e na direção vertical (acima do solo), respectivamente.

Segundo Simiu e Scanlan (1986), os coeficientes de decaimento C_{1x} e C_{1z} são dependentes da rugosidade do terreno, apresentando valores mais altos para terrenos com obstáculos do que para superfícies lisas. Além disso, medições em escala real indicam que os coeficientes exponenciais dependem da altura acima do solo e, principalmente, da velocidade do vento. Para a prática usual de projetos os autores recomendam os valores de $C_{1x} = 16$ e $C_{1z} = 10$. A dependência entre os coeficientes de decaimento e a rugosidade do terreno, altura acima do solo e velocidade do vento é pouco documentada e, portanto, representa uma fonte de incerteza para o cálculo de estruturas. Por isso é comum a adoção de valores conservadores como os que foram apresentados anteriormente.

Igualando-se as Equações (3.41) e (3.42), obtêm-se a seguinte equação:

$$S^{v_1, v_2}(f) = S^v(f)e^{-\hat{f}} \quad (3.44)$$

Visto que as funções de densidade espectral cruzada e correlação cruzada caracterizam um par de transformadas de Fourier, a Equação (3.44) pode ser reescrita da seguinte forma:

$$C^{v_1, v_2}(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} S^v(f)e^{-\hat{f}} e^{i2\pi f\tau} df \quad (3.45)$$

Quando o intervalo de tempo τ é igual a zero ($\tau = 0$), os processos, v_1 e v_2 , ocorrem no mesmo instante, assim, a correlação cruzada é dada por:

$$C_c = C^{v_1, v_2}(0) = \int_{-\infty}^{\infty} S^v(f)e^{-\hat{f}} df \quad (3.46)$$

3.5.2.6 Séries Temporais da Parcela Flutuante da Velocidade do Vento

Para a realização da análise dinâmica não determinística no domínio do tempo, é necessária a geração de funções temporais da parcela flutuante da velocidade longitudinal do vento. A geração dessas funções pode ser realizada a partir de um dado espectro de energia através de uma série de Fourier. Sendo assim, o processo $v(t)$ pode ser gerado segundo a Equação (3.47), conforme apresentado por Pfeil (1993):

$$v(t) = \sqrt{2} \sum_{i=1}^N \sqrt{S^v(f_i)\Delta f} \cos(2\pi f_i t + \theta_i) \quad (3.47)$$

sendo,

$S^v(f_i)$ a função densidade espectral;

N o número de intervalos Δf de frequências considerado no espectro;

f_i a frequência i , em Hz;

t o tempo, em segundos;

Δf o incremento de frequência, em Hz;

θ_i o ângulo de fase aleatório, compreendido entre 0 e 2π .

A determinação de uma série temporal da parcela flutuante da velocidade vento pode ser realizada conforme as etapas descritas a seguir:

- a) determinação da função densidade espectral – S^v ;
- b) discretização da função S^v em “ N ” intervalos de frequência Δf , definindo-se a frequência f_i de cada intervalo;
- c) geração de um vetor com valores aleatórios para o ângulo de fase θ_i , entre 0 e 2π ;
- d) utilização da Equação (3.47) para a geração da série temporal.

Ao proceder à divisão do espectro, deve-se ter a precaução de incluir nas frequências as frequências naturais da estrutura, de modo a não subestimar sua resposta.

3.5.2.7 Definição das Séries Temporais Correlacionadas no Espaço

Para estruturas com grandes dimensões, faz-se necessária a geração de não somente uma série temporal, mas de várias, correlacionadas entre si no espaço. Ou seja, o método consiste na geração de um número razoável de séries temporais da parcela flutuante da velocidade do vento compostas pela superposição de componentes harmônicos de fases escolhidas aleatoriamente.

Como o foco deste estudo são os cabos de LT's, optou-se por correlacionar as séries temporais da velocidade do vento apenas na direção longitudinal da linha (eixo x), uma vez que, as LT's são obras de grande extensão linear, e a flecha dos vãos (eixo z) é pouco expressiva quando comparada ao comprimento linear dos cabos. A Figura 3-7 apresenta um

exemplo da divisão espacial de um trecho de uma LT, considerando as faixas de atuação de cada função aleatória $v_n(t)$.

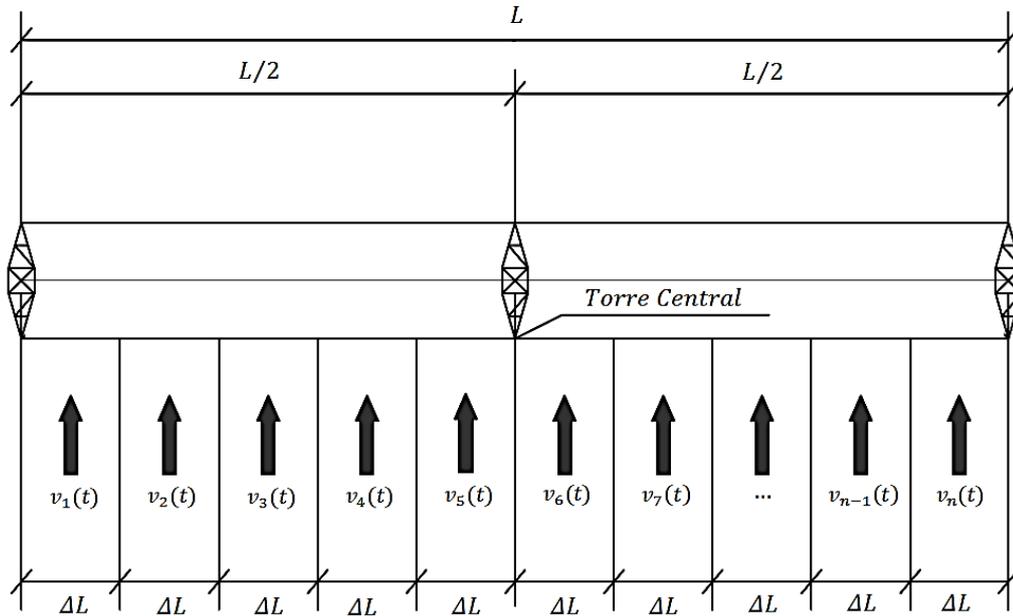


Figura 3-7. Esquema de distribuição das séries temporais da parcela flutuante da velocidade do vento.

Assim, para o cálculo das séries temporais, primeiramente determina-se o valor da faixa de atuação (ΔL), o qual é utilizado para calcular o valor da correlação cruzada correspondente (C_C). Para que as funções geradas para dois diferentes pontos ($v_1(t)$ e $v_2(t)$) estejam correlacionadas no espaço, a função de correlação cruzada deve ser calculada para τ nulo ($\tau = 0$), conforme a Equação (3.46). Essa consideração assume, portanto, que os eventos são simultâneos, ou seja, os processos ($v_1(t)$ e $v_2(t)$) ocorrem no mesmo instante de tempo. Conhecendo-se a função de autocorrelação dos processos (Equação (3.31)) é possível determinar um intervalo tempo τ_1 para o qual o valor da autocorrelação se iguale à correlação cruzada calculada considerando τ nulo. Assim, as funções temporais nos pontos 1 e 2, correlacionadas espacialmente, podem ser expressas através de uma mesma série temporal, com defasagem de um intervalo de tempo igual a τ_1 .

A Equação (3.47) pode ser reescrita da seguinte forma:

$$v_n(t) = \sqrt{2} \sum_{i=1}^N \sqrt{S^v(f_i) \Delta f} \cos(2\pi f_i(t + \tau_n) + \theta_i) \quad (3.48)$$

sendo,

n o número de séries temporais a ser gerado em função faixa de atuação (ΔL);

τ_n um múltiplo do intervalo de tempo τ_1 .

A seguir é apresentado um resumo das etapas necessárias para a obtenção das séries temporais da parcela flutuante da velocidade do vento:

- a) definição da faixa de atuação ΔL das séries temporais;
- b) determinação do valor da correlação cruzada C_c pela Equação (3.46);
- c) determinação do intervalo de tempo τ_1 pela Equação (3.31);
- d) geração das “ n ” séries temporais conforme a Equação (3.48), defasadas entre si de um intervalo de tempo igual a τ_1 .

3.6 Amortecimento Aerodinâmico

O amortecimento aerodinâmico é um parâmetro decisivo na avaliação da resposta dinâmica de cabos de LT's. Este pode ser definido como uma força dissipadora de energia derivada do movimento relativo entre o ar e a estrutura (Davenport, 1988).

Segundo Loredou-Souza (1996), o movimento de cabos é dominado pelo amortecimento aerodinâmico, sendo o amortecimento mecânico ($\zeta_c = 0,05\%$) pouco expressivo, principalmente para ventos fortes. Já para o movimento da torre, tanto o amortecimento mecânico quanto amortecimento aerodinâmico são de igual importância. A título de exemplo, em LT's de alta voltagem, em que, normalmente, as frequências naturais ficam abaixo de 1 Hz, o amortecimento aerodinâmico é em torno de 25% do crítico (Holmes, 2015).

A seguir são apresentadas duas formulações para consideração do amortecimento aerodinâmico em cabos, uma proposta por Davenport (1988), que é amplamente conhecida e trata-se uma abordagem linear do amortecimento aerodinâmico, e outra mais recente, proposta por Stengel *et al.* (2017), que faz uma abordagem linear modificada do amortecimento aerodinâmico.

Carvalho (2015) apresenta em seu trabalho um procedimento que consiste em calcular as pressões aerodinâmicas a partir de velocidades relativas entre o cabo e o vento. Dessa forma,

considera-se automaticamente o amortecimento aerodinâmico. Entretanto, esse procedimento é muito dispendioso e, portanto, não será avaliado neste trabalho.

3.6.1 Formulação proposta por Davenport (1988)

De acordo com Davenport (1988), o cálculo do amortecimento aerodinâmico, no caso de estruturas prismáticas tais como cabos, em escoamento uniforme e movimento na direção do vento (arrasto), pode ser realizado através da Equação (3.49).

$$\zeta_{aj} = \left(\frac{C_a}{4\pi}\right) \left(\frac{\rho d^2}{m}\right) \left(\frac{\bar{V}_z}{f_j d}\right) \quad (3.49)$$

Sendo,

ζ_{aj} o amortecimento aerodinâmico do j-ésimo modo;

C_a o coeficiente de arrasto;

ρ a densidade do ar (kg/m³);

m a massa por unidade de comprimento do cabo (kg/m);

d o diâmetro do cabo (m);

\bar{V}_z a velocidade média do vento (m/s), na altura z;

f_j a j-ésima frequência natural do cabo em Hz.

Assim, o amortecimento aerodinâmico é apresentado como uma fração do crítico, para cada modo de vibração j . Como cabos de linhas de transmissão em geral apresentam baixos valores de massa por unidade de comprimento ($m \leq 2$ kg/m), o amortecimento aerodinâmico pode chegar a 60% do crítico para valores extremos de velocidade do vento (Cappellari, 2005).

3.6.2 Formulação proposta por Stengel *et al.* (2017)

De acordo com Stengel *et al.* (2017) a abordagem linear do amortecimento aerodinâmico proposta por Davenport (1988) é mais apropriada para baixas velocidades do vento e, conseqüentemente, pequenos ângulos de balanço da cadeia de isoladores. O autor destaca que para altas velocidades do vento e grandes ângulos de balanço, chegando a posições paralelas

ao fluxo de vento, o amortecimento aerodinâmico deve diminuir, em contraste com o aumento apresentado pela abordagem linear proposta por Davenport.

Para propor uma expressão mais adequada, os autores inicialmente realizaram testes em túnel de vento os quais foram utilizados para validar um modelo numérico simples. Através dos resultados ficou evidente que, para maiores velocidades e maiores ângulos de balanço das cadeias de isoladores, ocorre um desvio na abordagem linear. Foi proposta, então, uma abordagem linear modificada (Equação (3.50)), na qual assume-se um movimento linear em torno de uma posição de trabalho média. Esta abordagem é validada por meio de simulações numéricas e medições em escala real de uma LT existente.

Na Figura 3-8(a) são mostrados os valores do decremento do amortecimento aerodinâmico (δ_a), em função da velocidade de vento obtidos através de simulações numéricas e da teoria linear do amortecimento. Na Figura 3-8 (b) é apresentada uma comparação entre os valores do amortecimento aerodinâmico para a simulação numérica e para teoria linear modificada em função do ângulo médio de balanço ($\bar{\phi}$), exposta a seguir:

$$\delta_{a,mod,j} = \frac{\rho C_a d \bar{V}_z}{2m f_j} \cos^2(\bar{\phi}) \quad (3.50)$$

sendo,

$\delta_{a,mod,j}$ é o decremento do amortecimento aerodinâmico do j-ésimo modo;

$\bar{\phi}$ é o ângulo de balanço médio da cadeia de isoladores (°);

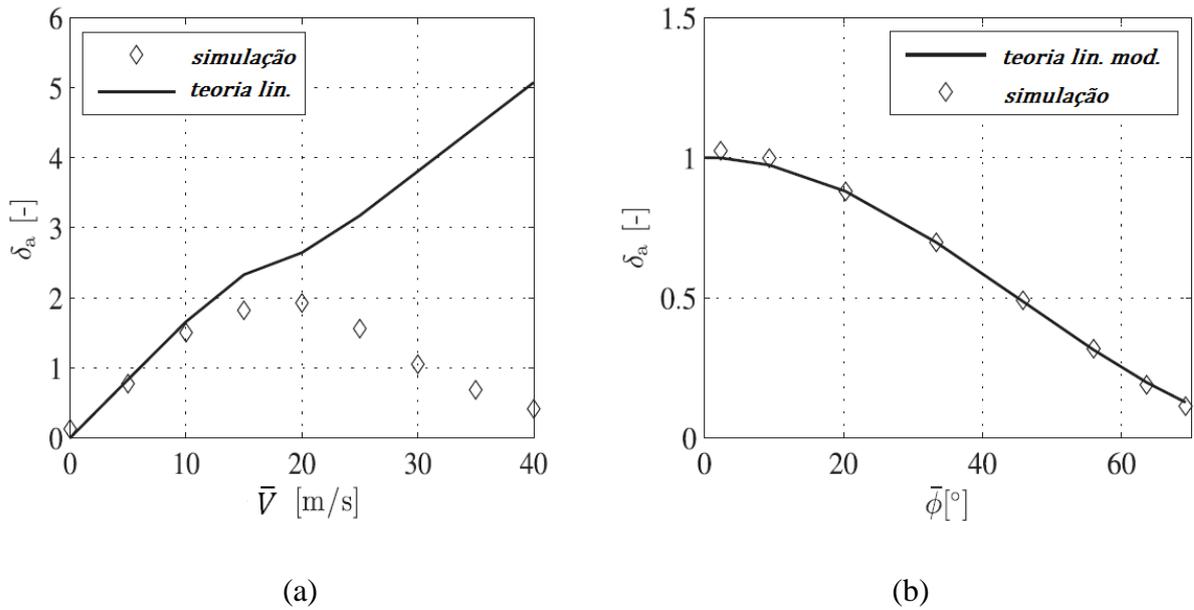


Figura 3-8. (a) Decremento do amortecimento aerodinâmico para simulações numéricas e para teoria linear do amortecimento. (b) Comparação entre os valores do amortecimento aerodinâmico para simulações numéricas e para a teoria linear modificada (Adaptado de Stengel *et al.*, 2017).

A relação entre o decremento logarítmico do amortecimento (δ_a) e o fator de amortecimento (ζ_a) é dada por:

$$\zeta_a = \frac{\delta_a}{\sqrt{\delta_a^2 + (2\pi)^2}} \quad (3.51)$$

3.7 Ângulo de Balanço da Cadeia de Isoladores

Na expressão proposta por Stengel *et al.* (2017) para o cálculo amortecimento aerodinâmico, o valor do amortecimento aerodinâmico varia em função do ângulo médio de balanço da cadeia de isoladores ($\bar{\phi}$). Assim, para determinar o valor amortecimento aerodinâmico através da abordagem linear modificada, primeiramente, é necessário calcular o ângulo médio de balanço da cadeia de isoladores.

Segundo Kiessling *et al.* (2003) somente os valores de velocidade do vento que tiverem uma média sobre longo período de tempo afetam o ângulo de balanço. Durante fortes tempestades com rajadas intensas, os isoladores resistem em uma posição oscilante estável, sem reagir claramente às rajadas. Assim, o ângulo de balanço da cadeia de isoladores devido à ação do vento (ver Figura 3-9) sobre os cabos pode ser calculado a partir da seguinte expressão:

$$\bar{\phi} = \tan^{-1} \left[\frac{(\rho/2) C_a \bar{V}_z^2 G_L d L_v + F_{vi}/2}{P_c + (P_i/2)} \right] \quad (3.52)$$

sendo,

- ρ a densidade do ar (kg/m³);
- C_a o coeficiente de arrasto para cabos, tomado igual a 1;
- G_L o fator relacionado ao comprimento do vão, determinado de acordo com a Figura 3-4;
- L_v o comprimento de influência dos cabos sujeitos ao vento, igual à metade da soma dos comprimentos dos vãos adjacentes ao suporte (m);
- d o diâmetro do cabo (m);
- F_{vi} a força do vento no isolador (N);
- P_c o peso do condutor (N), levando em conta a diferença de nível dos suportes;
- P_i o peso do isolador (N).



Figura 3-9. Balanço da cadeia de isoladores devido à ação do vento.

A força F_{vi} devida à ação do vento sobre a cadeia de isoladores é dada por:

$$F_{vi} = \frac{1}{2} \rho \bar{V}_z^2 C_{ai} A_i \quad (3.53)$$

sendo,

C_{ai} o coeficiente de arrasto para isoladores, tomado igual a 1,2;

A_i a área da cadeia de isoladores, projetada ortogonalmente sobre um plano vertical (m²).

4 METODOLOGIA

4.1 Generalidades

No presente capítulo apresenta-se o desenvolvimento dos modelos numéricos em elementos finitos utilizados neste trabalho. Apresenta-se de forma detalhada: a descrição da geometria, os elementos utilizados, as condições de contorno e o carregamento. Os modelos em estudo foram elaborados no software comercial de elementos finitos ANSYS® v.18.2 na linguagem de programação *APDL (ANSYS Programming Design Language)*.

Foram elaborados quatro modelos para a avaliação da ação vento em cabos de LT's:

1. Cabo isolado: inclui somente um vão de cabos;
2. Cabos acoplados: inclui dois vãos de cabos, a cadeia de isoladores e molas para a representação da continuidade da LT;
3. Torre Isolada: o modelo inclui apenas uma torre treliçada, denominada torre 50;
4. Modelo completo: sistema estrutural completo de um trecho de uma LT, incluindo a torre 50, os vãos de cabos adjacentes à torre, cadeias de isoladores e molas para a representação da continuidade da LT.

O modelo de cabo isolado foi utilizado para um estudo paramétrico de vãos isolados de cabos de LT sendo o comprimento do vão variado entre 200 e 900 metros. Os demais modelos foram construídos conforme um trecho real de uma LT localizada no município de Rio Acima – MG.

A Figura 4-1 apresenta um esquema com as principais dimensões do trecho da LT, indicando a torre 50 (no centro), os vãos dos cabos e as torres adjacentes (torre 49 à esquerda e torre 51 à direita).

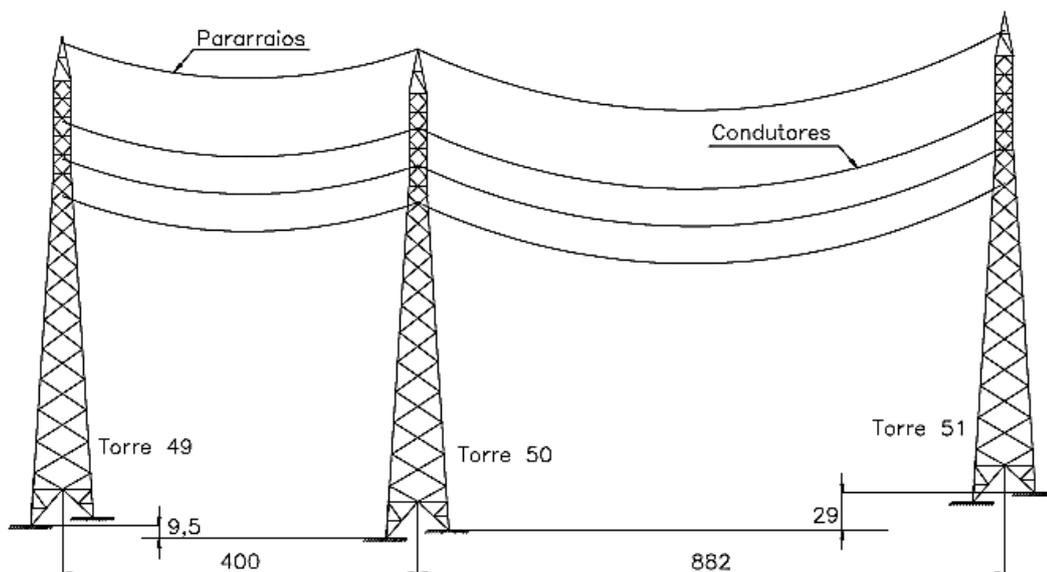


Figura 4-1. Esquema do trecho da linha de transmissão analisado (sem escala).

A linha de transmissão avaliada neste estudo é de propriedade da Companhia Energética de Minas Gerais (CEMIG), fase/fase, com potência de 138 kV, denominada LT Taquaril – Alegria. A torre 50 na qual o estudo se concentra é do tipo suspensão, com 28 metros de altura. Essa torre foi escolhida para estudo devido à disponibilidade de informações relativas ao seu projeto estrutural, facilitando a elaboração do modelo numérico.

O trecho da linha de transmissão analisada encontra-se em alinhamento reto e as torres são compostas por perfis cantoneira de aço carbono ASTM-A36, com ligações parafusadas entre os perfis metálicos. A torre pertence a um sistema composto por três condutores elétricos, em disposição triangular do tipo Linnet 336,4 MCM e um cabo para-raios HS 5/16 in. Os vãos adjacentes à torre analisada são de 400 e 882 metros, respectivamente, sendo as cadeias de isoladores compostas por discos com corpo isolante de vidro temperado (254x146 mm) e comprimento igual a 1,42 metros.

4.2 Elementos Utilizados

Para a modelagem dos cabos e cadeias de isoladores utilizou-se o elemento finito de treliça não linear *LINK180* (Figura 4-2). Este elemento possui dois nós, com três graus de liberdade por nó, referentes às translações nas direções do eixo cartesiano (U_x , U_y e U_z). Na modelagem dos cabos utilizou-se o comando “*keyoption 3*” igual a 0, o que implica na possibilidade de existirem somente forças axiais de tração.

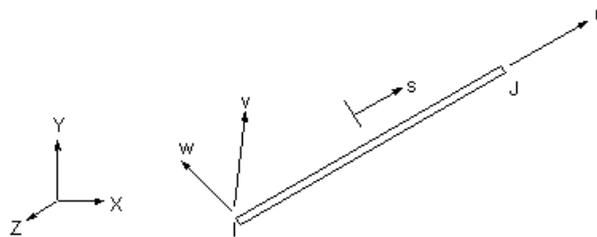


Figura 4-2. Elemento *LINK180* (ANSYS Inc, 2017).

Para o modelo da torre utilizou-se o elemento de pórtico espacial *BEAM188* (Figura 4-3) para representação das colunas e dos montantes das mísulas. Este elemento possui dois nós com seis graus de liberdade por nó (translações e rotações nos três eixos). Para as estruturas de contraventamento da torre foram utilizados elementos de treliça não linear *LINK180*.

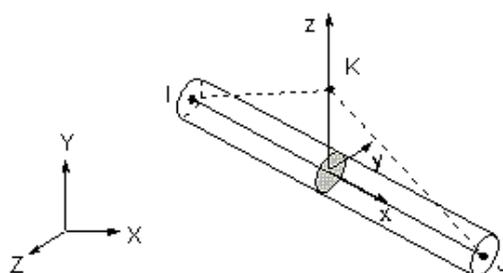


Figura 4-3. Elemento *BEAM188* (ANSYS Inc, 2017).

A continuidade da linha foi representada por meio de elementos de mola. O elemento adotado para esta finalidade foi o *COMBIN14*, mostrado na Figura 4-4. Cada um dos nós de extremidade dos cabos teve um elemento de mola adicionado de forma que o deslocamento do cabo na direção axial da LT fosse parcialmente impedido.

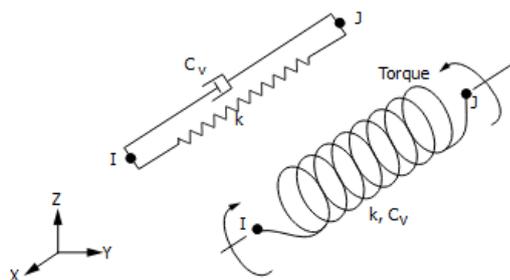


Figura 4-4. Elemento *COMBIN14* (ANSYS Inc, 2017).

4.3 Descrição da Geometria e Condições de Contorno

4.3.1 Modelo de Cabo Isolado

Para avaliar os efeitos da ação do vento em cabos foi desenvolvido um modelo numérico tridimensional de um vão isolado de uma linha de transmissão, cuja geometria é apresentada na Figura 4-5. O modelo é composto por um cabo condutor simples do tipo Linnet 336,4 MCM, apoios nivelados e demais características conforme descrito na Tabela 4-1. Variou-se o comprimento do vão entre suportes (L) de 200 a 900 metros (de 100 em 100 m). O fator de amortecimento aerodinâmico dos cabos foi calculado conforme a seção 3.6.1, para cada um dos vão em estudo.

Tabela 4-1. Propriedades do cabo.

Propriedades	Valores
Área (mm ²)	198,38
Diâmetro (mm)	18,31
Material	Alumínio com alma de aço
Módulo de Elasticidade (GPa)	74,49
Carga de Ruptura (kgf)	6393,00
Massa Linear (kg/m)	0,6899
“Every Day Stress” (EDS)	18,5%

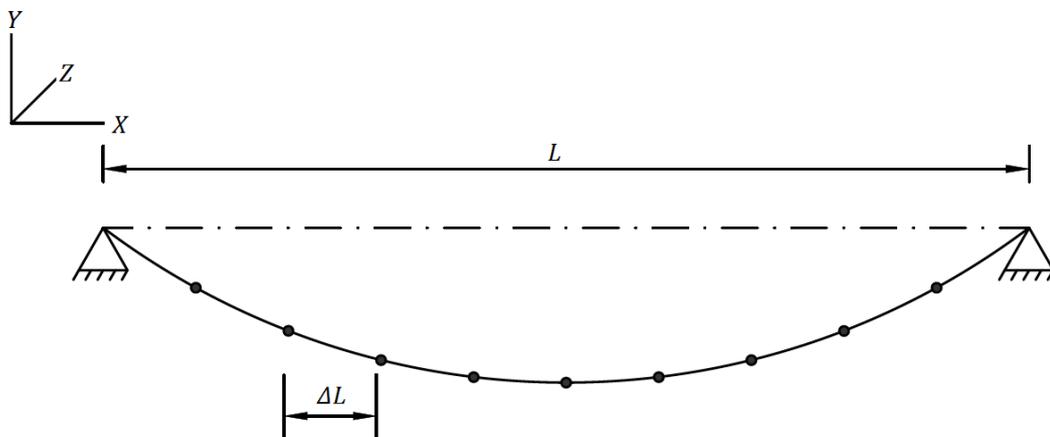


Figura 4-5. Geometria do modelo de cabo isolado.

Como descrito na seção 2.3, na condição inicial, o cabo está submetido somente à ação do seu peso próprio, apresentado assim uma forma de catenária. Para essa condição, os modelos são elaborados com uma componente horizontal de tração equivalente a 18,5% da carga de ruptura do cabo (condição de tração *EDS*). Deste modo, a geometria inicial do cabo (catenária inicial) foi determinada de forma que, após a atuação do peso próprio, a forma final desejada apresente a flecha de projeto requerida.

Portanto, duas catenárias são calculadas: uma catenária inicial (sem atuação do peso próprio) e outra denominada catenária final (com a atuação do peso próprio), como mostra a Figura 4-6 para o vão de 400 metros. A catenária inicial é obtida de forma iterativa, uma vez que só é conhecida a forma final requerida, função do valor da força de tração no cabo.

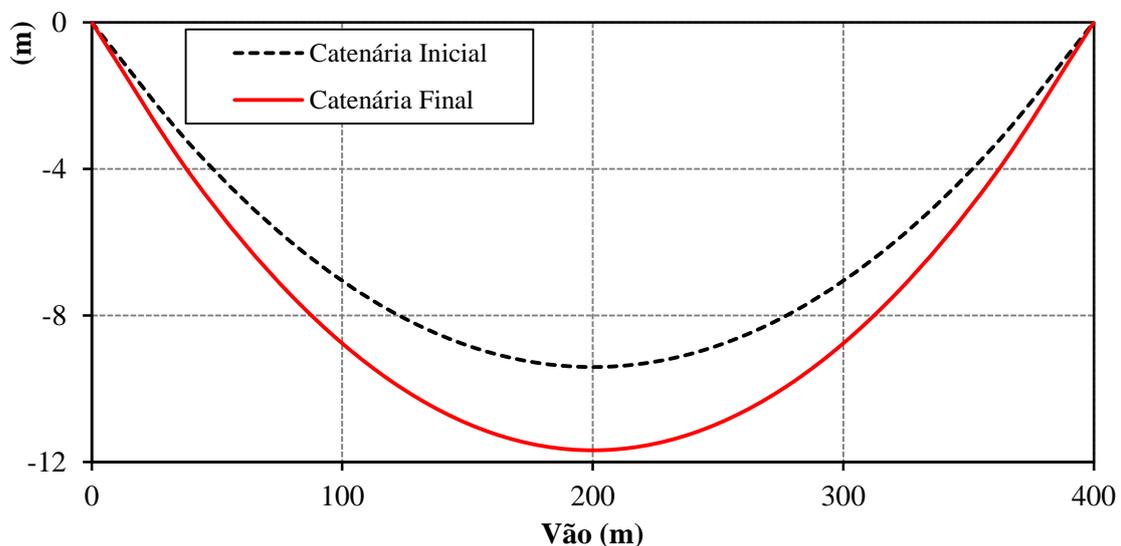


Figura 4-6. Catenárias (inicial e final) do vão de 400 metros e $T_o = 11602$ (N).

Foram utilizadas malhas com 10 elementos finitos para os vãos de 200 a 400 metros. E, para os vãos de 500, 600, 700, 800 e 900 metros, utilizaram-se malhas com 12, 14, 16, 18 e 20 elementos, respectivamente. Apoios fixos foram considerados em ambas as extremidades. Foi imposta uma pequena deformação inicial nos elementos de treliça visando a estabilidade numérica do modelo, igual a $1,0 \times 10^{-10}$.

4.3.2 Modelo de Cabos Acoplados

Na modelagem dos cabos isolados apresentada no item anterior utilizaram-se apoios fixos em ambas as extremidades. Entretanto, ao adotar apoios fixos (ver Figura 4-7 (a)), assume-se que

os vãos adjacentes ao vão em estudo estão submetidos às mesmas ações (peso e vento) e com igual comportamento, o que é uma hipótese pouco realista. Portanto, para a modelagem de vãos acoplados, optou-se pela adoção de apoios móveis restritos por elementos de molas, juntamente com a aplicação de uma resultante de tração nestes apoios, conforme mostra a Figura 4-7 (b).

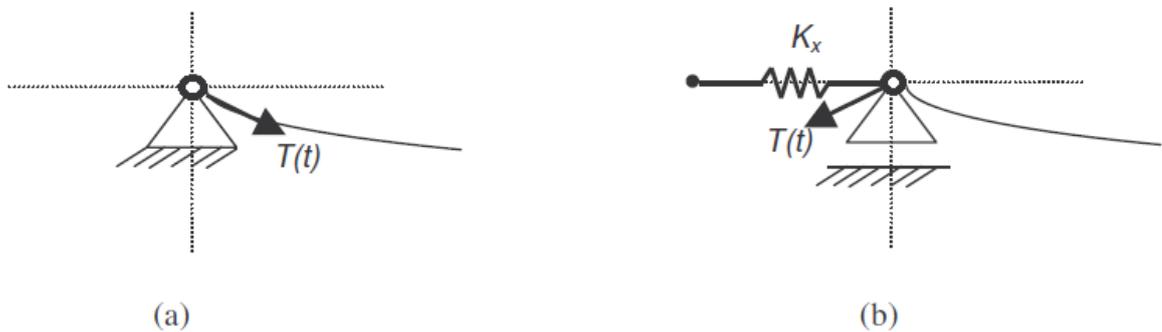


Figura 4-7. Diferentes condições para os apoios de extremidade de um vão de LT (Cappellari, 2005).

A resultante de tração é obtida a partir da simulação de cabos isolados com apoios fixos. Ou seja, os vãos adjacentes ao vão de interesse são simulados com apoios fixos, obtêm-se as componentes resultantes de tração em função do tempo nos elementos da extremidade do cabo e, por fim, as componentes de tração são aplicadas nos apoios dos vãos de interesse com direção e sentido contrários aos obtidos.

Na Figura 4-8 é apresentada a geometria do modelo de cabos acoplados que inclui os dois vãos de cabos adjacentes à torre 50, a cadeia de isoladores e elementos de mola linear para a representação da continuidade da linha de transmissão. As propriedades do cabo condutor utilizado foram as mesmas apresentadas na Tabela 4-1.

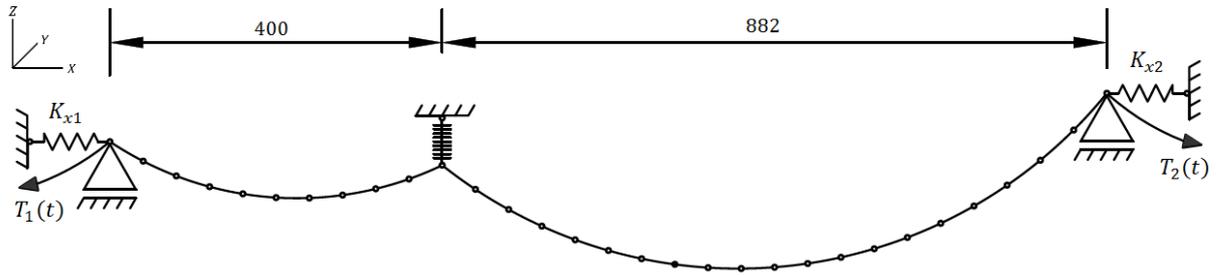


Figura 4-8. Geometria do modelo de cabos acoplados (sem escala).

A rigidez axial atribuída aos elementos de mola foi calculada de conforme a Equação (4.1) (Zhang *et al*, 2000):

$$K_x = \left(\frac{12(AE)H^3}{12lH^3 + (AE)p^2L^3} + \frac{pl}{L_i} + \frac{P_i}{2L_i} \right) \quad (4.1)$$

sendo,

- p o peso por unidade de comprimento do cabo (N/m);
- A a área da seção transversal do cabo (m²);
- E o módulo de elasticidade do cabo (N/m²);
- H a componente horizontal de tração do cabo (N);
- L o comprimento do vão horizontal entre os suportes (m);
- l o comprimento total desenvolvido pelo cabo (m);
- L_i o comprimento da cadeia de isoladores (m);
- P_i o peso da cadeia de isoladores (N);

O cálculo dos valores da rigidez axial (K_{x1} e K_{x2}) e das resultantes de tração ($T_1(t)$ e $T_2(t)$) foi realizado considerando a geometria dos vãos adjacentes (L_1 e L_2) aos vãos de interesse, como mostra a Figura 4-9.

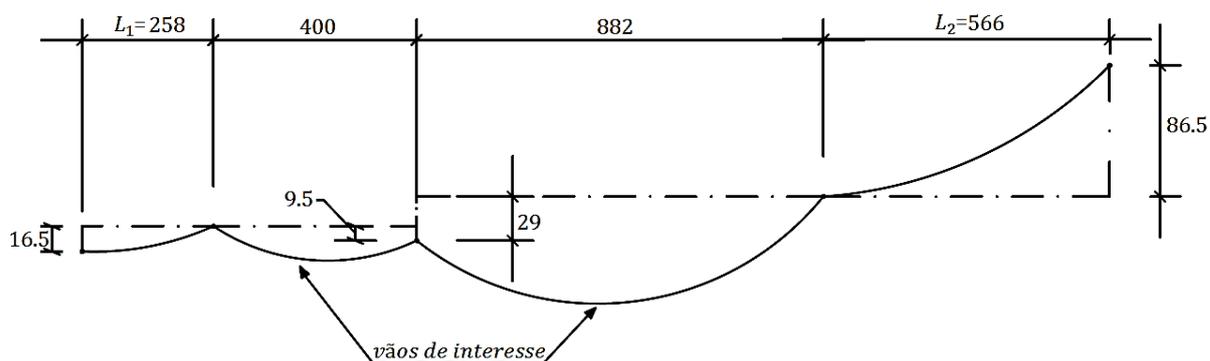


Figura 4-9. Geometria do trecho da LT em estudo.

Na discretização do modelo de cabos acoplados, utilizou-se o elemento finito *LINK180*, tanto para os cabos como para a cadeia de isoladores. Para os cabos foram utilizadas malhas com 10 elementos finitos para os vãos de 258 e 400 metros. E, para os vãos de 566 e 882 metros utilizaram-se malhas com 14 e 20 elementos, respectivamente. A cadeia de isoladores foi considerada como um único elemento rígido.

4.3.3 Modelo da Torre Isolada

Para a realização da análise estática não linear geométrica considerando a aplicação das forças de vento estáticas equivalentes conforme as prescrições normativas foi elaborado o modelo numérico da torre 50. Este modelo também foi utilizado para a análise modal da torre, que é fundamental para determinação do amortecimento estrutural através coeficientes Rayleigh. A Figura 4-10 apresenta o modelo da torre e o respectivo sistema de coordenadas utilizado.

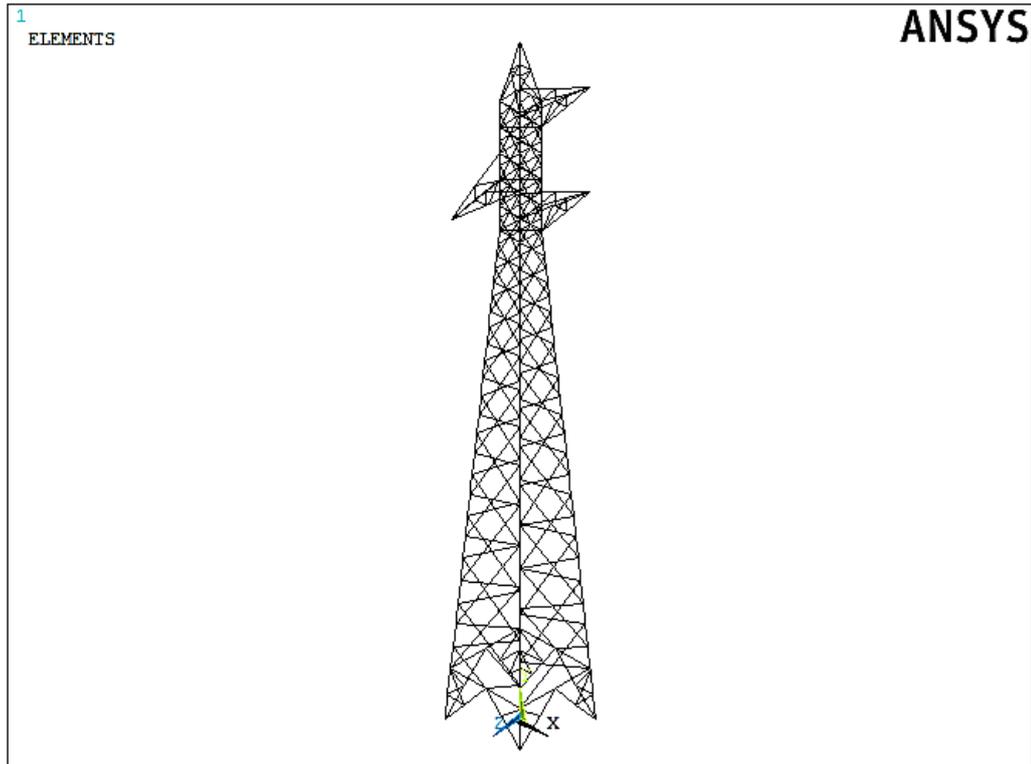


Figura 4-10. Modelo da torre 50.

O tipo de aço empregado na modelagem da torre é o ASTM A36, com módulo de elasticidade igual a 200 GPa, coeficiente de Poisson igual a 0,26 e densidade de 7850 kg/m³. A razão de amortecimento estrutural considerada foi de $\zeta_T = 0,5\%$. A Figura 4-11 apresenta a geometria e as principais dimensões da estrutura da torre analisada.

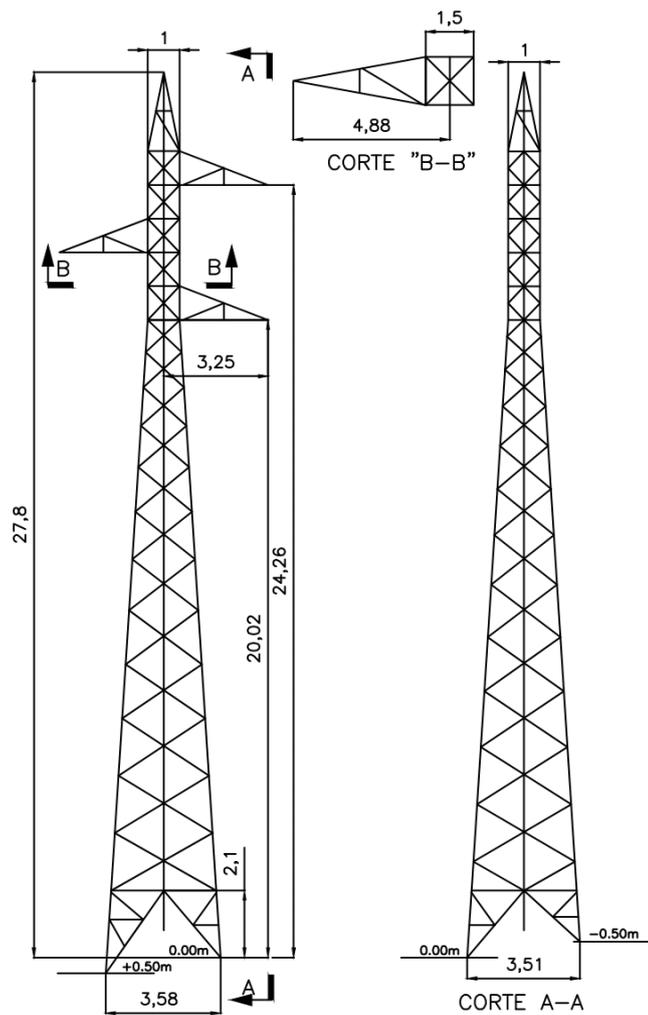


Figura 4-11. Geometria e dimensões gerais da torre 50 (m).

Quanto às condições de contorno, nos nós referentes ao apoio da torre, os graus de liberdade de translação nas três direções do eixo cartesiano (UX, UY e UZ) foram restritos.

4.3.4 Modelo Completo

O modelo estrutural completo do trecho da LT inclui a torre 50, os cabos (condutores e para-raios) e as cadeias de isoladores. A Figura 4-12 apresenta uma vista isométrica do modelo numérico completo e o sistema de coordenadas utilizado.

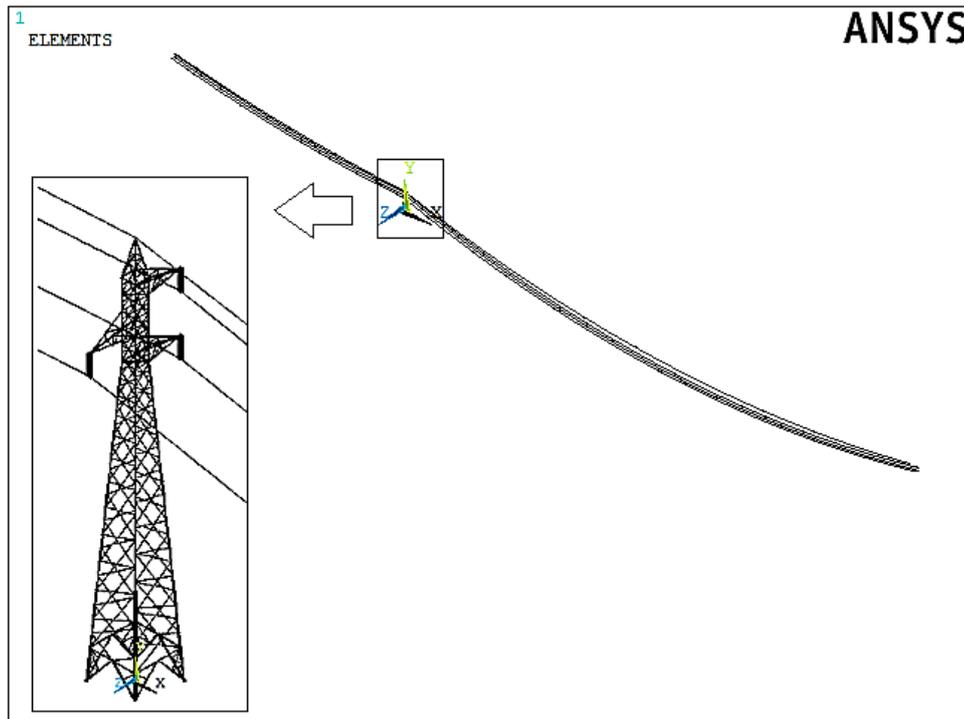


Figura 4-12. Modelo tridimensional completo da LT.

A modelagem dos cabos condutores foi realizada conforme a metodologia apresentada no item anterior, ou seja, nas três mísulas da torre foram conectados o modelo de cabos acoplados (cadeia de isoladores e os dois vãos de cabos condutores). Já o cabo para-raio foi conectado diretamente a estrutura da torre, uma vez que a ligação deste cabo com a torre  realizada através de um elemento fixo (grampo), e não de um elemento deslocável (cadeia de isoladores) como no caso dos cabos condutores.

As propriedades geométricas e o material dos cabos (condutores e para-raios) utilizados na modelagem da linha de transmissão são apresentados na Tabela 4-2.

Tabela 4-2. Propriedades dos cabos presentes na linha de transmissão.

Propriedades	Cabo Condutor – Linnet 336,4 MCM	Cabo Pararraios – HS 5/16 in
rea (mm ²)	198,38	38,32
Diâmetro (mm)	18,31	7,94
Material	Alumínio com alma de aço	Aço
Módulo de Elasticidade (GPa)	74,49	200
Carga de Ruptura (kgf)	6393	3630
Massa Linear (kg/m)	0,6899	0,305
“Every Day Stress” (EDS)	18,50%	16%

4.4 Aplicação das Forças Devidas ao Vento

4.4.1 Modelo do Cabo Isolado

A força de arrasto ($F_v(t)$) devida à ação dinâmica do vento sobre cabos foi aplicada em cada nó do modelo do cabo isolado, exceto nos nós dos apoios. Assim, para um modelo com “ n ” nós, foram geradas “ $n-2$ ” séries temporais da velocidade do vento. A metodologia utilizada para o cálculo das séries temporais foi apresentada na seção 3.5.

Na Figura 4-13 é apresentado o modelo numérico desenvolvido para o cabo isolado e o respectivo sistema de coordenadas utilizado. A força do vento é considerada positiva quanto atua na direção positiva do eixo Z.

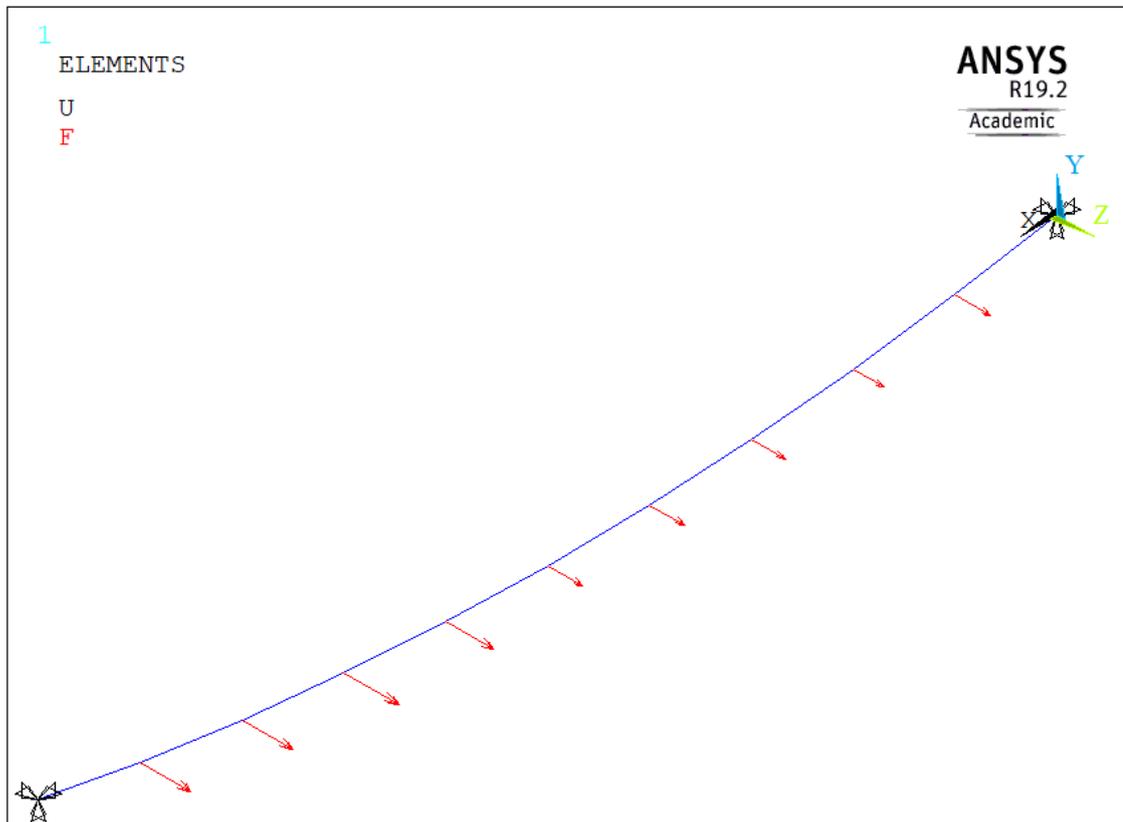


Figura 4-13. Modelo numérico do cabo isolado com a força do vento atuando na direção positiva do eixo Z.

Para a construção das séries temporais do vento para o modelo de cabo isolado foram utilizadas as seguintes variáveis:

- Velocidade básica do vento (V_0): 20, 30, 40 e 50 m/s.

- Altura em relação ao solo: $z = 23$ metros;
- Comprimento de rugosidade: $z_0 = 0,07$ metros;
- Coeficiente exponencial: $p = 0,15$;
- Largura de faixa (ΔL): variável conforme o vão considerado.

Cada um dos vãos considerados foi avaliado para as quatro velocidades básicas do vento (V_0) de 20, 30, 40 e 50 m/s, totalizando 32 análises dinâmicas. O amortecimento aerodinâmico foi calculado conforme a formulação proposta por Davenport (1988).

4.4.2 Modelo dos Cabos Acoplados

Para o modelo dos cabos acoplados, as séries temporais da velocidade do vento foram geradas considerando os dois vãos de interesse, ou seja, o número de séries geradas é dado pela soma dos nós internos dos dois vãos, garantindo assim a correlação espacial da velocidade do vento para todo o trecho em estudo.

A seguir são apresentadas as variáveis utilizadas para a construção das séries temporais do vento para o modelo de cabos acoplados:

- Velocidade básica do vento (V_0): 30 e 40 m/s.
- Altura em relação ao solo: $z = 23$ metros;
- Comprimento de rugosidade: $z_0 = 0,07$ metros;
- Coeficiente exponencial: $p = 0,15$;
- Largura de faixa (ΔL): 42 metros.

O amortecimento aerodinâmico foi calculado considerando a formulação proposta por Davenport (1988) e a formulação proposta por Stengel (2017). Para determinar o amortecimento de acordo com a formulação proposta por Stengel foi necessário calcular o ângulo médio de balanço da cadeia de isoladores.

4.4.3 Modelo da Torre Isolada

A análise estática não linear geométrica da torre isolada foi utilizada para avaliação das respostas da estrutura quando submetida às forças estáticas equivalentes devidas a ação do vento sobre os cabos. Tais forças foram calculadas de acordo com as metodologias apresentadas pelas normas de referência, para uma velocidade básica do vento igual a 30 m/s, os valores obtidos são apresentados na Tabela 4-3.

Tabela 4-3. Forças estáticas equivalentes devidas à ação do vento sobre cabos conforme prescrições normativas.

Cabos	Força do vento (N)		
	NBR 5422	NBR 6123	IEC 60826
Condutores	4297	5497	5762
Para-raios	1863	2549	2499

Além do carregamento correspondente à ação do vento sobre os cabos, também foram consideradas as ações referentes ao peso dos cabos adjacentes à torre. As forças devidas ao vento foram aplicadas sobre os pontos de fixação dos cabos (mísulas) na direção transversal ao eixo da LT (eixo Z) e, as forças referentes ao peso dos cabos, aplicadas na direção vertical (eixo Y), conforme a Figura 4-14.

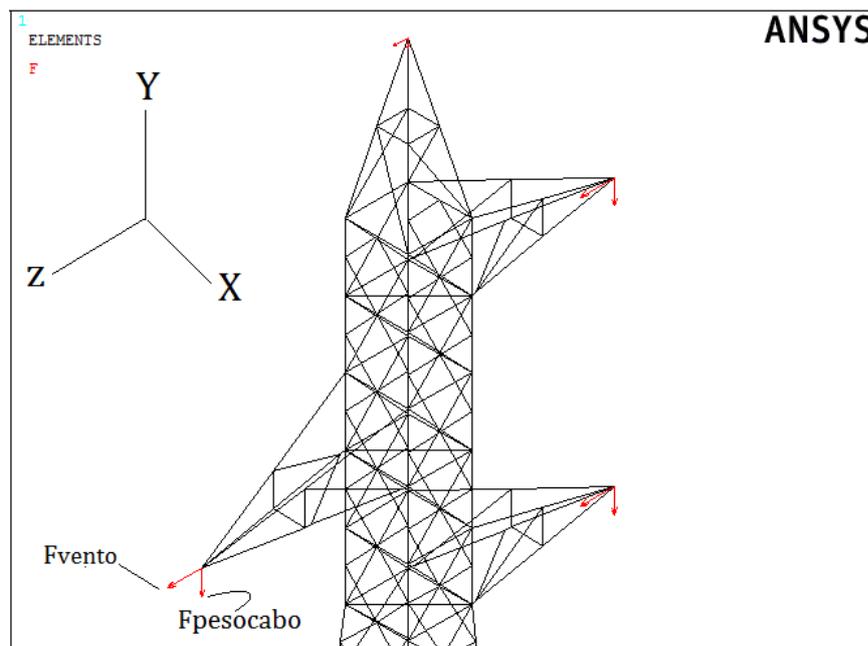


Figura 4-14. Aplicação das forças de vento estáticas equivalentes e da força peso dos cabos.

O peso próprio da estrutura metálica da torre foi considerado por meio da densidade dos elementos, calculado automaticamente pelo programa.

4.4.4 Modelo Completo

Por fim, no modelo completo, realizou-se uma análise dinâmica transiente para a avaliação das respostas da estrutura quando submetida à ação dinâmica não determinística do vento sobre os cabos. As séries temporais da velocidade do vento foram geradas utilizando a mesma

metodologia aplicada ao modelo de cabos acoplados, porém somente para a velocidade básica de 30 m/s. O amortecimento aerodinâmico foi calculado considerando as formulações propostas por Davenport (1988) e por Stengel (2017).

Para este modelo é importante verificar o equilíbrio entre os dois vãos dos cabos condutores ao final da aplicação do peso próprio, uma vez que a componente horizontal da tração nos dois vãos é idêntica (condição de tração *EDS*). Deste modo, as cadeias de isoladores, após a atuação peso próprio dos cabos, devem ficar na posição vertical. A Figura 4-15 apresenta os deslocamentos (na direção do eixo X) do modelo completo após a aplicação do peso próprio dos cabos, confirmando o equilíbrio dos vãos.

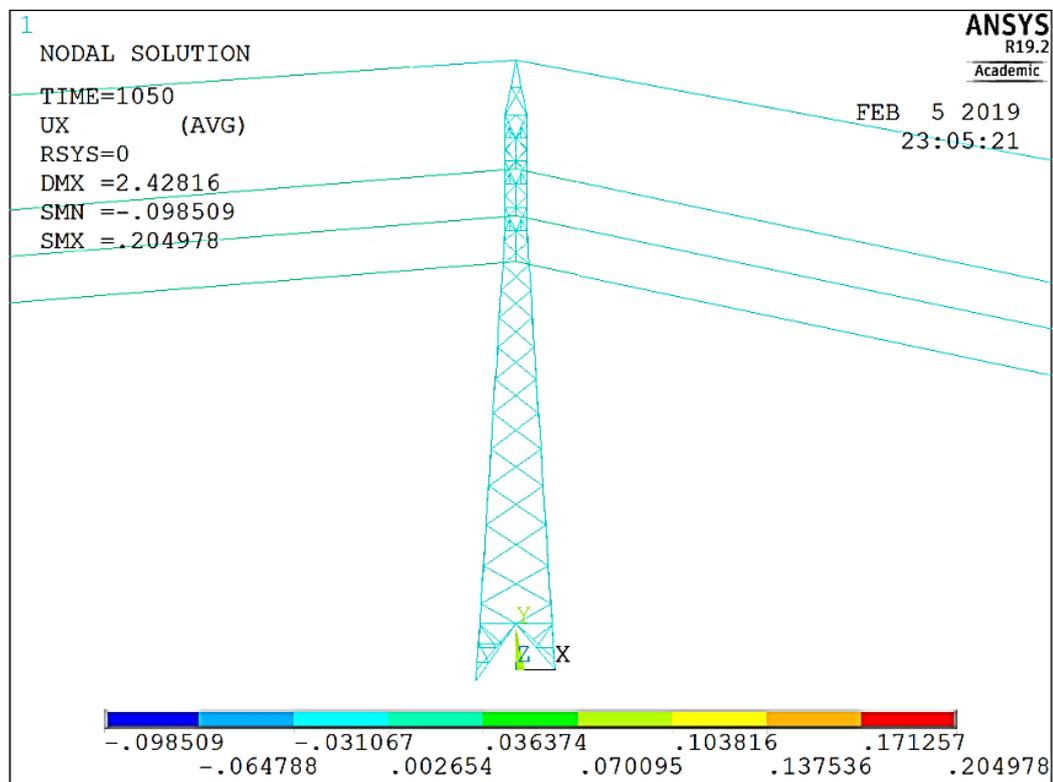


Figura 4-15. Deslocamentos nodais (UX) do modelo completo após a aplicação do peso próprio dos cabos.

4.5 Análise Modal

Para a determinação dos modos de vibração e frequências naturais do cabo isolado, realizou-se uma análise modal com perturbação linear no programa ANSYS® v.18.2. Para esta análise

considerou-se apenas a atuação da tração devida ao peso próprio. A definição da geometria inicial do cabo foi considerada conforme a seção 4.3.

Sobre a análise modal com perturbação linear desenvolvida, destaca-se:

- a) Primeiramente é necessário realizar uma análise preliminar que será utilizada como base para a análise de perturbação linear. Para o caso em estudo, realizou-se uma análise estática, incluindo os efeitos da não linearidade geométrica.
- b) A análise com perturbação linear pode ser dividida em duas fases. A primeira fase consiste em um reinício da análise preliminar, tendo como finalidade recuperar a matriz de rigidez total (elástica + geométrica). A segunda fase consiste na execução da análise modal em si. Nesta etapa, as coordenadas nodais são atualizadas automaticamente, e o programa calcula a solução de um problema de autovalor e autovetor (ANSYS Inc, 2017).

A formulação analítica para o cálculo das frequências naturais e dos modos de vibração para um cabo suspenso é apresentada na seção 2.5.2, e foi tomada como referência para a validação do procedimento proposto. Toda programação desta análise foi desenvolvida na linguagem *APDL* e é apresentada no Apêndice A deste trabalho.

A análise modal da torre isolada pode ser realizada de maneira mais simples, uma vez que os efeitos da não linearidade geométrica não são determinantes para esta estrutura. Deste modo, inicialmente realiza-se uma análise estática linear e, posteriormente, a análise modal, não sendo necessária a análise de perturbação linear.

4.6 Análise Estática Não Linear

Para a avaliação das respostas da estrutura submetida às forças estáticas equivalentes do vento, realizou-se uma análise estática não linear no modelo da torre isolada. Para a solução do problema não linear foi empregado o método de Newton-Raphson.

4.7 Análise Dinâmica Não Linear

Para obter as respostas dos modelos em estudo submetidos à ação dinâmica não determinística do vento realizou-se uma análise dinâmica em regime transiente, incluindo os efeitos da não

linearidade geométrica. A equação de movimento foi integrada utilizando o método de Newmark.

O amortecimento aerodinâmico dos cabos e o amortecimento estrutural da torre foram considerados na análise dinâmica através dos coeficientes de Rayleigh (α e β), conforme descrito na seção 2.6.1. Esses coeficientes foram inseridos no programa como uma propriedade do material através dos comandos “MP, ALPD” e “MP, BETD”. Tanto o amortecimento aerodinâmico dos cabos, quanto o amortecimento estrutural da torre foram calculados a partir dos dois primeiros valores das frequências naturais obtidos previamente na análise modal de cada um dos modelos.

Para uma análise dinâmica não linear o programa recomenda que o coeficiente β , que multiplica a matriz de rigidez, seja tomado igual à zero, uma vez que a matriz de rigidez é alterada a cada incremento de tempo (ANSYS Inc, 2017). Além disso, o coeficiente de amortecimento proporcional à rigidez (β) é pouco relevante para baixas frequências, como ocorre para os cabos, por isso neste caso é possível adotar $\beta = 0$.

A aplicação das forças (peso e vento) na análise dinâmica dos modelos, apresentada na Figura 4-16, foi realizada de acordo com as seguintes etapas:

1ª Etapa: As forças gravitacionais são aplicadas gradualmente, sendo a configuração final dos cabos obtida a partir de uma análise não linear estática (os efeitos dinâmicos são desativados).

2ª Etapa: As forças correspondentes à parcela média da velocidade do vento são aplicadas aos cabos como forças nodais. Nesta etapa a análise já é dinâmica, o que implica alguns cuidados. As ações devem ser introduzidas lentamente, de forma que as velocidades assumidas pelo cabo, nessa etapa, não sejam expressivas.

3ª Etapa: As forças de vento, compostas pela parcela média e pela parcela flutuante, são incluídas, como uma função arbitrária do tempo, para cada nó dos cabos. É processada, então, a análise dinâmica em regime transiente.

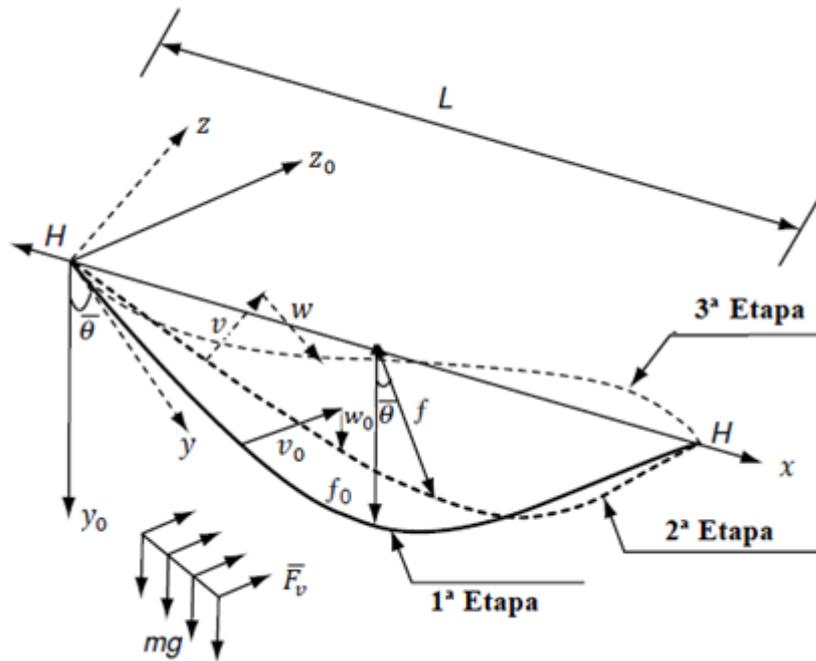


Figura 4-16. Etapas da aplicação das forças (peso próprio e vento) para os cabos (Adaptado de Wang *et al.*, 2017).

Toda programação desta análise foi desenvolvida na linguagem *APDL* e é apresentada no Apêndice B deste trabalho. No fluxograma da Figura 4-17 é apresentado um resumo de todos os passos a serem executados para a realização da análise dinâmica da ação do vento em cabos de LT's.

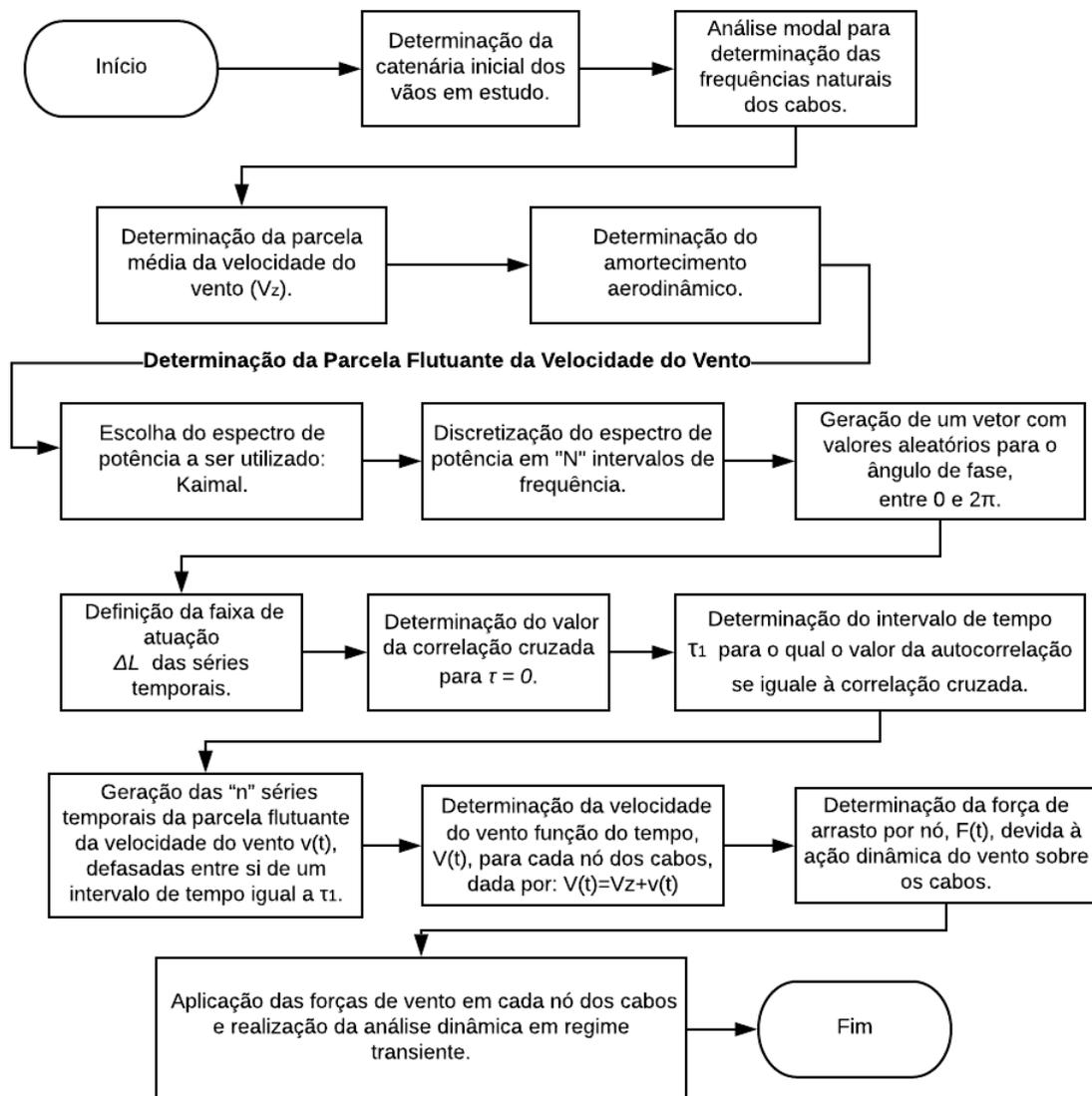


Figura 4-17. Fluxograma da metodologia utilizada para análise dinâmica dos cabos.

5 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO DE UM CABO ISOLADO SUBMETIDO AO VENTO

5.1 Generalidades

Apresenta-se neste capítulo uma comparação entre os resultados obtidos através do modelo numérico (cabo isolado) com os resultados obtidos através de ensaios em túnel de vento realizados por Loredou-Souza (1996). O objetivo é avaliar a adequabilidade do modelo numérico proposto e da metodologia adotada para simulação da ação dinâmica não determinística do vento em cabos.

5.2 Resultados experimentais obtidos por Loredou-Souza (1996)

Loredou-Souza (1996) avaliou experimentalmente modelos reduzidos de linhas de transmissão em túnel de vento. Foram avaliados experimentalmente quatro modelos, sendo dois modelos de cabos isolados e dois modelos de cabos paralelos. Devido à dificuldade de construção do modelo em escala reduzida e de manter o comportamento aeroelástico dos cabos, foram utilizadas abordagens sofisticadas.

Assim, para cada par de modelos (cabo isolado e duplo), foram avaliados dois modelos distintos, sendo o primeiro denominado “normal”, respeitando os adimensionais da teoria de semelhança com a estrutura em escala real. O segundo modelo apresentou distorções de algumas relações, motivo pelo qual foi denominado modelo “distorcido”. Na Tabela 5-1 são apresentadas as características gerais dos modelos ensaiados e a Figura 5-1 apresenta o modelo com um cabo isolado submetido ao escoamento do vento.

Tabela 5-1. Características gerais dos modelos ensaiados (Loredo-Souza, 1996).

	L(m)	S(m)	l(m)	m(kg/m)	V(m/s)	CDd(m)	f ₁ (Hz)
Protótipo	150,0	7,50	151,00	1,0000	45,00	0,0300	0,20
Modelo Normal	3,0	0,15	3,02	0,0004	6,40	0,0006	1,44
Modelo Distorcido	1,5	0,15	1,54	0,0008	6,40	0,0012	1,48

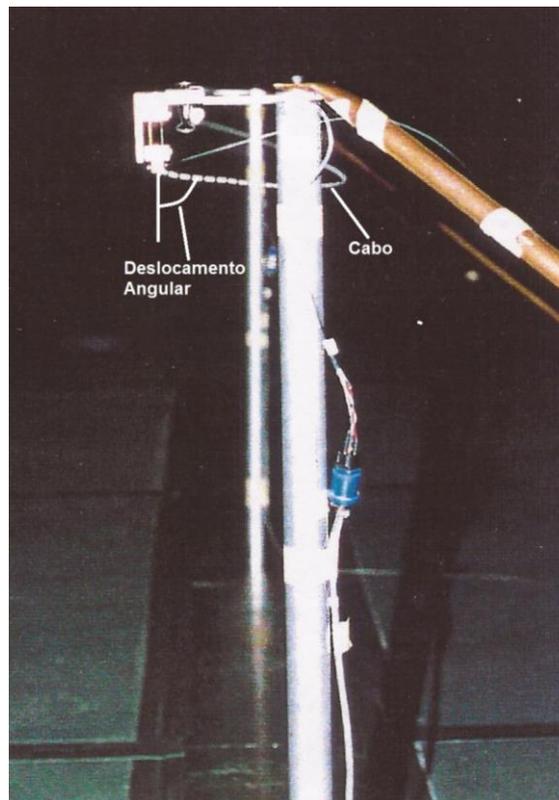


Figura 5-1. Deslocamento angular do modelo de cabo sob a ação de ventos fortes (Loredo-Souza, 1996).

Durante os ensaios foram realizadas medições da força de arrasto ao longo do tempo, sendo o tempo total de ensaio igual a 500 segundos, correspondendo a aproximadamente 60 minutos em escala real para a velocidade do vento em estudo. A partir destes, foram obtidos os valores de variância, desvio padrão, médios, máximos e mínimos da resposta, bem como os espectros de força. A direção do vento adotada foi perpendicular aos cabos. Duas intensidades de turbulência foram avaliadas de 0,11 e 0,14.

A partir dos resultados obtidos nos ensaios, o autor observou que os valores médios do modelo normal coincidem razoavelmente com os valores médios do modelo distorcido e, em geral, são ligeiramente menores para o vento mais turbulento. Os valores obtidos para a variância do modelo normal foram aproximadamente metade do valor correspondente do

modelo distorcido. Os valores máximos seguiram a mesma tendência e, portanto, foram maiores para o modelo distorcido. Os valores mínimos, no entanto, foram quase todos menores para o modelo distorcido.

De acordo com Loredo-Souza (1996) os resultados obtidos demonstram o efeito da turbulência na resposta dinâmica. Segundo o autor a teoria diz que a variância é diretamente proporcional à razão entre a escala do comprimento de turbulência e o vão da estrutura, o que foi demonstrado através dos experimentos alterando as características da estrutura e considerando as do fluxo de vento constantes. Como a finalidade do modelo distorcido foi apenas avaliar o efeito da turbulência, para este trabalho utilizaram-se os resultados obtidos para o modelo normal, com intensidade de turbulência de 0,14, a qual foi inserida no modelo numérico através do comprimento de rugosidade (z_0).

5.3 Comparação entre resultados numéricos e os resultados experimentais obtidos por Loredo-Souza (1996).

O modelo numérico foi elaborado com as características do protótipo ensaiado em túnel de vento por Loredo-Souza (1996), conforme a Tabela 5-2.

Tabela 5-2. Características do modelo em escala real ensaiado por Loredo-Souza (1996).

Propriedades	Valores
Diâmetro (mm)	30,00
Módulo de Elasticidade (Gpa)	70,00 (Estimado)
Coefficiente de Arrasto	1,00
Massa Linear (kg/m)	1,00
Vão (m)	150,00
Flecha Vertical (m)	7,50
Velocidade média do vento (m/s)	45,00

Para a construção das séries temporais do vento, a partir da metodologia apresentada, foram utilizadas as seguintes variáveis:

- Altura em relação ao solo: $z = 27$ metros;
- Comprimento de rugosidade: $z_0 = 0,025$ metros;
- Coeficiente exponencial: $p = 0,15$;

Para o modelo, adotou-se o menor número de elementos capaz de representar adequadamente comportamento mecânico do cabo. Deste modo, para o caso em estudo, adotou-se 12 elementos, e, conseqüentemente uma largura de faixa de 12,5 metros.

Na Tabela 5-3 são apresentados os valores dos 8 primeiros modos de vibração obtidos através da análise numérica e da teoria linear de vibração livre para cabos suspensos, descrita na seção 2.5.2. Os valores numéricos foram obtidos através da análise de perturbação linear descrita na seção 4.5, considerando-se apenas a atuação do peso próprio.

Tabela 5-3. Frequências naturais (Hz) dos primeiros modos de vibração do cabo.

Forma Modal	Numérico	Analítico	Erro Relativo (%)
1º Pêndulo	0,20	0,20	1,38
1º Antissimétrico	0,40	0,41	1,39
2º Pêndulo	0,41	0,41	0,39
1º Simétrico	0,59	0,58	1,78
3º Pêndulo	0,62	0,61	1,82
2º Antissimétrico	0,84	0,82	2,71
4º Pêndulo	0,84	0,82	2,98
2º Simétrico	1,06	1,00	6,13

O amortecimento aerodinâmico foi calculado por meio da formulação proposta por Davenport e incorporado na análise transiente através dos coeficientes ($\alpha = 1,65$ e $\beta = 0,00$) do amortecimento de Rayleigh. A formulação proposta por Stengel (2017) não foi aplicada neste modelo porque o mesmo não inclui a cadeia de isoladores.

A Figura 5-2 apresenta a evolução temporal das reações transversais ao cabo (F_z), obtidas através da análise dinâmica. Os valores iniciais das respostas foram desprezados por estarem compreendidos no período transiente de introdução das forças correspondentes à parcela média da velocidade do vento.

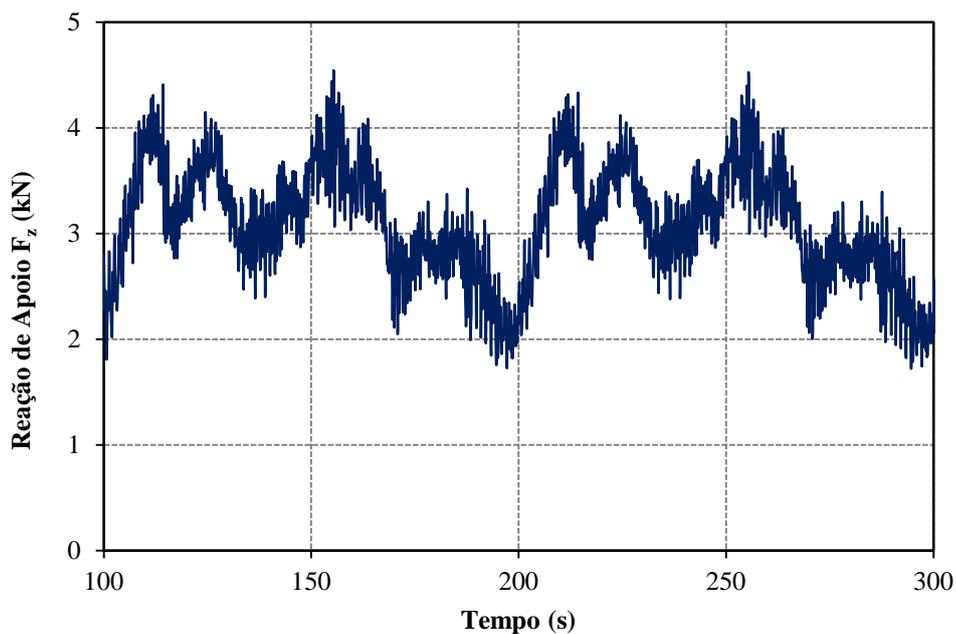


Figura 5-2. Evolução temporal da reação de apoio F_z (kN).

A Tabela 5-4 apresenta os valores mínimos, médios e máximos obtidos na simulação numérica para reações transversais ao cabo (F_z). Também é apresentado o erro percentual observado entre os valores obtidos através da simulação numérica com os obtidos nos ensaios de túnel de vento.

Tabela 5-4. Comparação dos resultados obtidos na simulação numérica com os obtidos nos ensaios de túnel de vento.

F_z (kN)	Valores experimentais obtidos por Loredo-Souza (1996)	Modelo Numérico	Erro (%)
Mínima	1,75	1,72	1,71
Média	2,95	3,09	4,75
Máxima	4,52	4,53	0,22

Tanto a análise modal quanto a análise dinâmica do modelo numérico apresentaram boa concordância com os resultados analíticos e experimentais, respectivamente. O erro médio observado foi em torno de 3%. Considerou-se, portanto, o modelo numérico proposto adequado para a análise dinâmica de cabos sujeitos a ação não determinística do vento.

6 RESULTADOS

6.1 Generalidades

Neste capítulo são apresentados os resultados das análises numéricas dos diferentes modelos desenvolvidos. Esses resultados são comparados com os resultados obtidos através das prescrições normativas, buscando destacar as principais características de cada metodologia.

6.2 Modelo de Cabo Isolado

Para a avaliação e comparação dos resultados obtidos através das análises dinâmicas (numéricas) e das análises estáticas equivalentes, determinaram-se as reações de apoio máximas (F_z) oriundas das 32 análises dinâmicas realizadas e calcularam-se as ações do vento nos cabos, conforme as prescrições normativas.

Para que a análise estática equivalente calculada através das normas avaliadas fosse coerente, foram adotadas categorias de terreno com características similares. Deste modo, para a ABNT NBR 6123:1988 foi adotado um terreno de categoria II, para a ABNT NBR 5422:1985 - terreno de categoria B e para a IEC 60826:2003 - terreno de categoria B.

A Figura 6-1 apresenta os valores das reações de apoio máximas (F_z) em função do comprimento do vão, para a velocidade básica do vento (V_0) igual a 20 m/s, obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas.

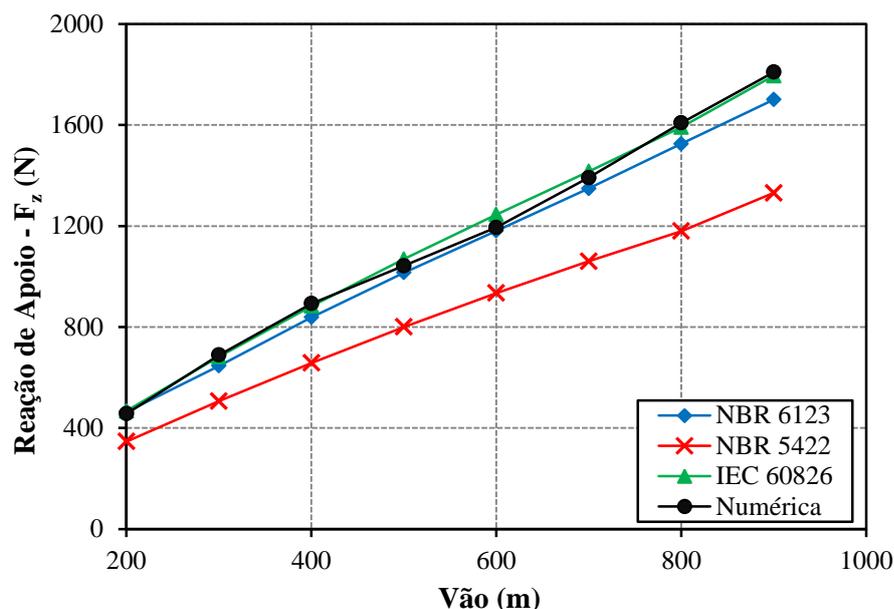


Figura 6-1. Comparação entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para $V_0 = 20\text{m/s}$.

Apresenta-se na Tabela 6-1 a diferença relativa entre os valores das reações de apoio (F_z) máximas obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas, para os diferentes vãos e velocidade básica do vento igual a 20 m/s.

Tabela 6-1. Diferenças percentuais entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para $V_0 = 20\text{m/s}$.

Vão (m)	NBR 6123	NBR 5422	IEC 60826
	x Numérica	x Numérica	x Numérica
200	1,62	24,14	2,31
300	6,27	26,55	1,04
400	6,07	26,31	1,11
500	2,61	23,23	2,54
600	1,14	21,74	4,25
700	3,08	23,80	1,75
800	5,14	26,63	1,04
900	6,01	26,46	0,81

Nas Figuras 6-2, 6-3 e 6-4 são apresentadas as reações de apoio em função do comprimento do vão, para as velocidades básicas do vento iguais a 30, 40 e 50 m/s, respectivamente.

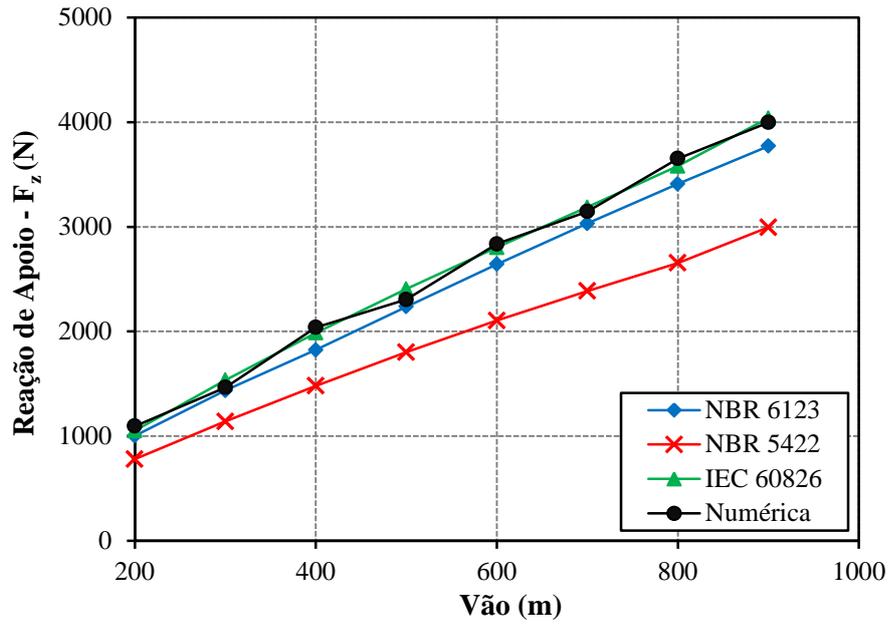


Figura 6-2. Comparação entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para $V_0 = 30$ m/s.

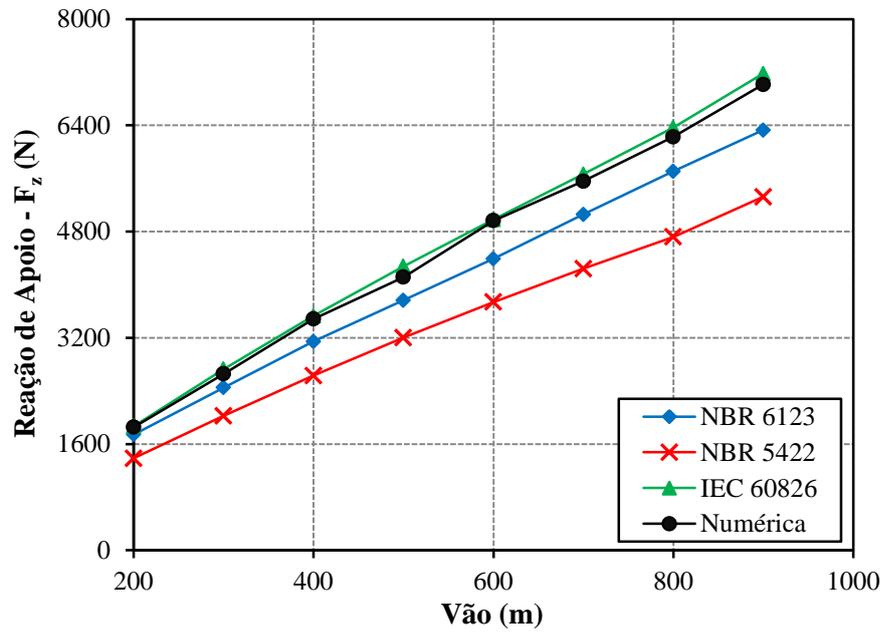


Figura 6-3. Comparação entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para $V_0 = 40$ m/s.

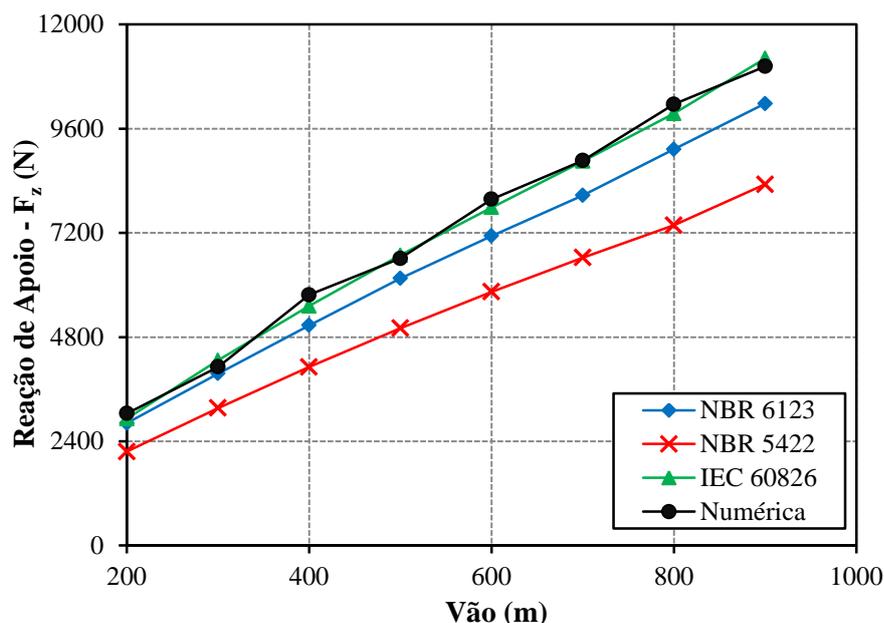


Figura 6-4. Comparação entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para $V_0 = 50\text{m/s}$.

Na Tabela 6-2 são apresentadas as diferenças máximas encontradas entre as reações de apoio (F_z) obtidas através das metodologias avaliadas, para as velocidades de 20, 30, 40 e 50 m/s. Consideram-se como referência os valores obtidos nas análises numéricas.

Tabela 6-2. Diferenças percentuais máximas entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes, conforme as normas avaliadas.

V_0 (m/s)	NBR 6123	NBR 5422	IEC 60826
	x	x	x
	Numérica	Numérica	Numérica
20	6,27	26,63	4,25
30	10,59	28,90	4,84
40	11,59	25,28	3,99
50	12,12	28,86	4,40

Da Tabela 6-2 é possível observar que, para todas as velocidades básicas analisadas, os resultados obtidos com norma IEC 60826:2003 foram os que apresentaram diferenças menores quando comparados com os resultados da análise dinâmica (simulação numérica) e, dentre as normas avaliadas, foi a que apresentou os maiores valores de reação de apoio (F_z). Para essa norma, o fator de correção G_C é preponderante na determinação dos valores da ação do vento sobre os cabos. Esse fator é definido conforme as características do terreno e a altura considerada acima do solo, assumindo o valor de 2,14 para os casos em estudo.

Além disso, o coeficiente G_L presente na formulação da IEC 60826:2003, responsável por ponderar a ação do vento em função da variação do comprimento do vão (coeficiente de efetividade), apresenta valores mais elevados quando comparado ao respectivo coeficiente de correção presente na norma ABNT NBR 5422:1985, como mostra a Figura 6-5.

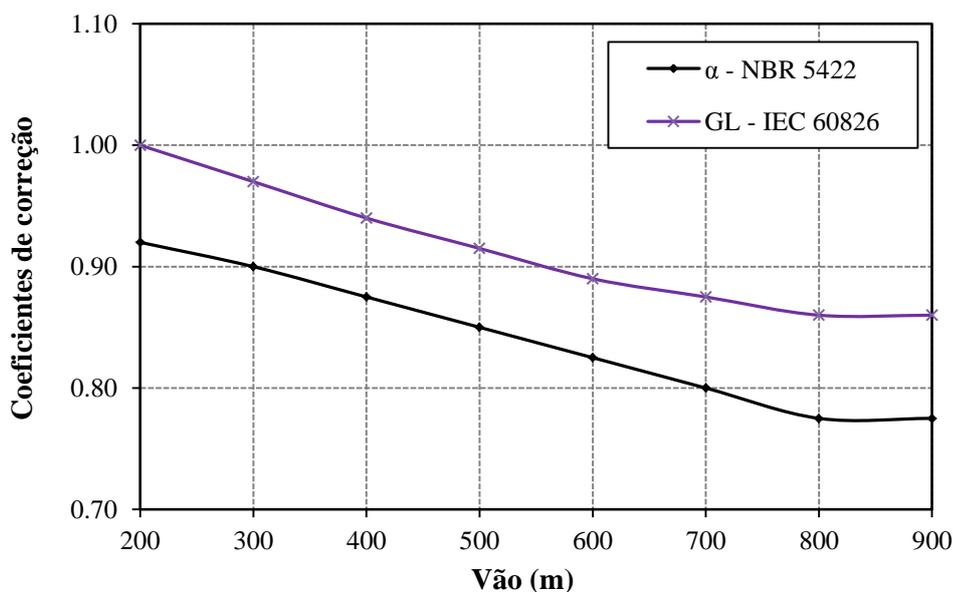


Figura 6-5. Coeficientes α_L e G_L .

Os coeficientes de efetividade, α_L e G_L , permitem reduzir o pico da pressão dinâmica do vento devido à ação não simultânea das rajadas de vento em todo o comprimento, ou seja, consideram a falta de correlação da velocidade do vento devido ao aumento do vão. Esse coeficiente é função apenas do comprimento do condutor.

Avaliando somente as normas brasileiras, é possível observar que a norma ABNT NBR 6123:1988 apresentou valores de reação de apoio (F_z) mais elevados. Tal fato justifica-se, principalmente, pelos maiores coeficientes de arrasto adotados e pelos menores tempos de integração sugeridos pela norma. Destaca-se, por exemplo, o coeficiente de arrasto indicado para a velocidade básica de 20 m/s, igual a 1,30 na ABNT NBR 6123:1988 e 1,0 na ABNT NBR 5422:1985. Quando comparada com os resultados numéricos, a norma ABNT NBR 6123:1988 apresentou uma diferença máxima de até 12%, mas sempre com valores inferiores. Já a norma ABNT NBR 5422:1985, apresentou uma diferença máxima da ordem de 25 a 30%, indicando valores muito inferiores aos resultados da análise dinâmica.

Com o intuito de observar a tendência das reações de apoio quanto à variação das velocidades básicas, foram plotados os valores das reações para um mesmo comprimento de vão igual a 400 metros.

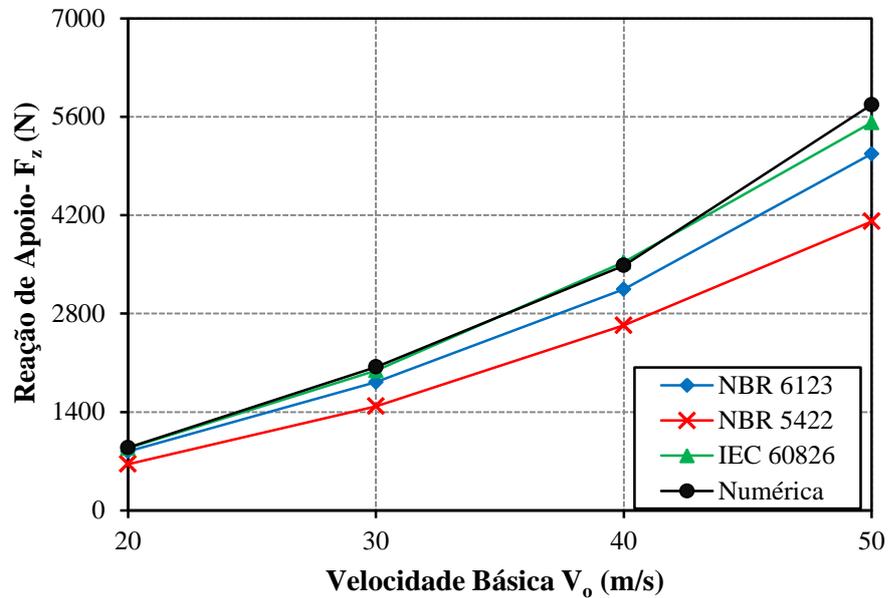


Figura 6-6. Comparação entre as reações de apoio (F_z) obtidas através da análise dinâmica e das análises estáticas equivalentes conforme as normas avaliadas para o vão de 400 metros.

A mesma tendência observada nos valores apresentados anteriormente é observada na análise de um vão para diferentes velocidades de vento. Para velocidades de vento maiores, as diferenças são mais pronunciadas devido à amplificação dos efeitos dinâmicos nos cabos. Mesmo assim, a norma europeia IEC 60826:2003 apresentou diferenças pequenas, na ordem de 4%.

6.3 Modelo de Cabos Acoplados

Como descrito na metodologia, a análise dinâmica do modelo de cabos acoplados foi realizada utilizando duas diferentes formulações para o amortecimento aerodinâmico. A primeira leva em conta o amortecimento aerodinâmico conforme a formulação proposta por Davenport (1988) e a segunda conforme a formulação proposta por Stengel (2017).

Cada uma dessas formulações foi avaliada para as velocidades básicas de 30 e 40 m/s, resultando em um total de quatro análises dinâmicas. Os resultados dessas análises foram comparados com os resultados obtidos nas análises estáticas equivalentes, realizadas conforme as normas avaliadas.

Na Figura 6-7 é apresentado o modelo numérico de cabos acoplados e o respectivo sistema de coordenadas utilizado.

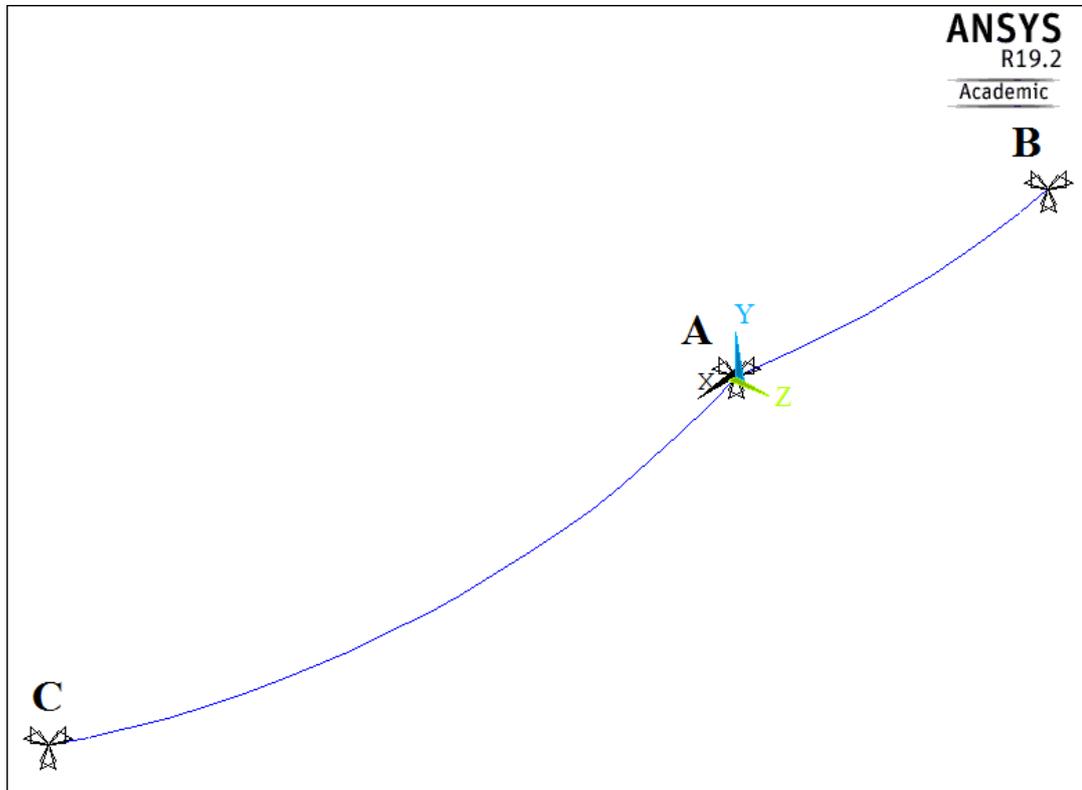


Figura 6-7. Modelo numérico de cabos acoplados.

A Tabela 6-3 apresenta as reações máximas na direção do vento, (F_y), para os três apoios indicados na Figura 6-7.

Tabela 6-3. Reações de apoio (N) obtidas através obtidas através das análises dinâmicas e das análises estáticas equivalentes para o modelo de cabos acoplados ($V_0=30$ m/s).

Apoio	Análise Estática Equivalente			Análise Numérica	
	NBR 6123	NBR 5422	IEC 60826	Davenport	Stengel
A	5497	4297	5762	5651	6136
B	3079	2475	3266	3130	3280
C	6168	4812	6426	6315	6475

Tabela 6-4. Diferenças relativas (%) entre os resultados obtidos através das análises dinâmicas e das análises estáticas equivalentes para o modelo de cabos acoplados ($V_0=30$ m/s).

Apoio	Análise Numérica (Davenport)			Análise Numérica (Stengel)		
	x			x		
	NBR 6123	NBR 5422	IEC 60826	NBR 6123	NBR 5422	IEC 60826
A	2,74	23,97	1,95	10,41	29,97	6,09
B	1,64	20,94	4,35	6,11	24,53	0,40
C	2,33	23,81	1,76	4,74	25,68	0,75

A análise numérica utilizando o amortecimento aerodinâmico proposto por Stengel (2017) foi, dentre as metodologias avaliadas, a que apresentou maiores resultados. O fator de amortecimento calculado através dessa formulação, leva em conta o ângulo de balanço da cadeia de isoladores, que varia de acordo com a velocidade do vento. Assim, quanto maior a velocidade do vento e, conseqüentemente, maior o ângulo de balanço, menor é o fator de amortecimento.

Em todos os apoios os resultados obtidos conforme a IEC 60826 foram superiores que aqueles obtidos através da análise dinâmica com o amortecimento de Davenport (1988). Além disso, observou-se que os resultados dessa norma ficaram sempre menores que os valores obtidos através análise dinâmica com o amortecimento proposto por Stengel (2017), sendo a diferença relativa máxima igual a 6%.

Novamente a ABNT NBR 5422:1985 apresentou os menores valores de reação de apoio (F_z), chegando a diferenças da ordem de 24% e de 30% quando comparada as análises dinâmicas com o amortecimento proposto por Davenport (1988) e por Stengel (2017), respectivamente.

A ABNT NBR 6123:1988 apresentou valores sistematicamente menores que os obtidos através das análises dinâmicas (Davenport e Stengel). Quando comparada a análise dinâmica com o amortecimento proposto por Davenport (1988), a NBR 6123:1988 apresentou uma diferença máxima igual a 3%, inferior à apresentada para a mesma comparação no estudo de cabos isolados. Essa diferença é justificada, principalmente, pela inclusão da cadeia de isoladores no modelo de cabos acoplados, provocando diferenças de comportamento entre os modelos.

Com o intuito de avaliar a diferença entre as formulações propostas por Davenport (1988) e Stengel (2017) para o amortecimento aerodinâmico, realizou-se a análise dinâmica de cabos acoplados para a velocidade básica do vento de 40 m/s.

Tabela 6-5. Reações de apoio (N) obtidas através obtidas através das análises dinâmicas e das análises estáticas equivalentes para o modelo de cabos acoplados ($V_0=40\text{m/s}$).

Apoio	Análise Estática Equivalente			Análise Numérica	
	NBR 6123	NBR 5422	IEC 60826	Davenport	Stengel
A	9101	7639	10243	9794	13084
B	5049	4400	5808	5488	6383
C	10134	8554	11422	10638	11485

Tabela 6-6. Diferenças relativas (%) entre os resultados obtidos através das análises dinâmicas e das análises estáticas equivalentes para o modelo de cabos acoplados ($V_0= 40 \text{ m/s}$).

Apoio	Análise Numérica (Davenport)			Análise Numérica (Stengel)		
	x			x		
	NBR 6123	NBR 5422	IEC 60826	NBR 6123	NBR 5422	IEC 60826
A	7,08	22,00	4,58	30,44	41,62	21,71
B	8,00	19,83	5,83	20,90	31,06	9,00
C	4,74	19,59	7,37	11,76	25,52	0,54

Como pode ser observado, para maiores velocidades do vento, a diferença entre resultados obtidos com as formulações de Davenport (1988) e Stengel (2017) é ainda maior. Isso ocorre porque amortecimento proposto por Davenport (1988) tende a aumentar com o aumento da velocidade e, em contrapartida, o amortecimento proposto por Stengel (2017) tende a diminuir. Tal tendência pode ser observada na Figura 6-8, a qual apresenta o fator de amortecimento aerodinâmico calculado de acordo com as formulações de Davenport (1988) e Stengel (2017), para o vão de 400 metros.

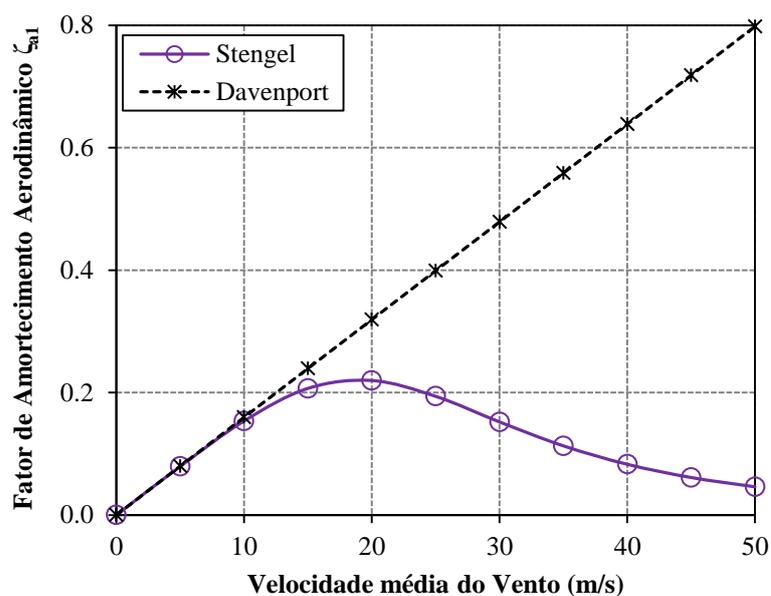


Figura 6-8. Amortecimento aerodinâmico conforme as formulações propostas por Davenport (1988) e Stengel (2017).

6.4 Análise Estática da Torre Isolada Versus Análise Dinâmica do Modelo Completo

Nesse item são apresentados os resultados obtidos através da análise estática não linear do modelo da torre isolada, com a aplicação das forças estáticas equivalentes nas mísulas, conforme prescrições normativas. Também são apresentados os resultados da análise dinâmica não linear do modelo completo, com amortecimento aerodinâmico calculado conforme as formulações de Davenport (1988) e Stengel (2017).

A comparação dos resultados das análises desenvolvidas foi realizada através da avaliação dos esforços normais nos elementos e das reações de apoio da base da torre. Os elementos que compõem as colunas e os contraventamentos foram analisados separadamente, de modo que, para cada grupo de elementos, determinaram-se os valores máximo e mínimo de esforço normal.

As Figuras 6-9, 6-10 e 6-11 apresentam os esforços normais nos elementos da torre, considerando as forças de vento estáticas equivalentes, conforme as normas NBR 5422:1985, NBR 6123:1988 e IEC 60826:203, respectivamente. As Figuras 6-12 e 6-13 apresentam os esforços normais nos elementos da torre obtidos através dinâmica não linear do modelo completo, com amortecimento aerodinâmico calculado conforme as formulações de Davenport (1988) e Stengel (2017).

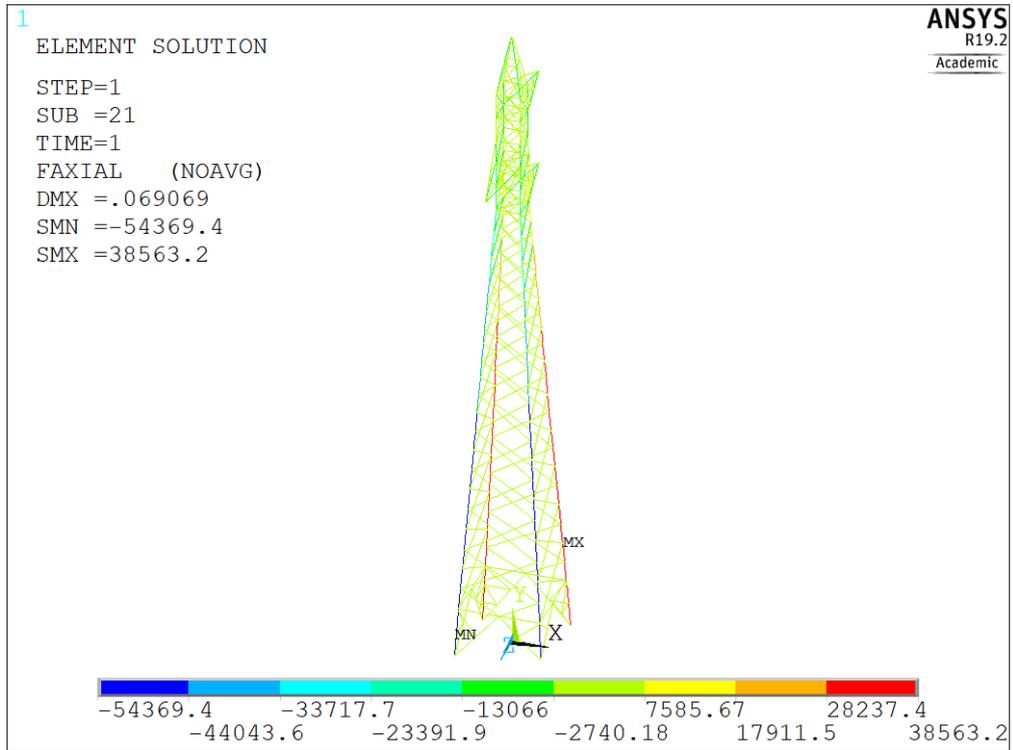


Figura 6-9. Forças normais na torre devidas à ação do vento sobre os cabos, determinados conforme a ABNT NBR 5422:1985(N) – Modelo torre isolada.

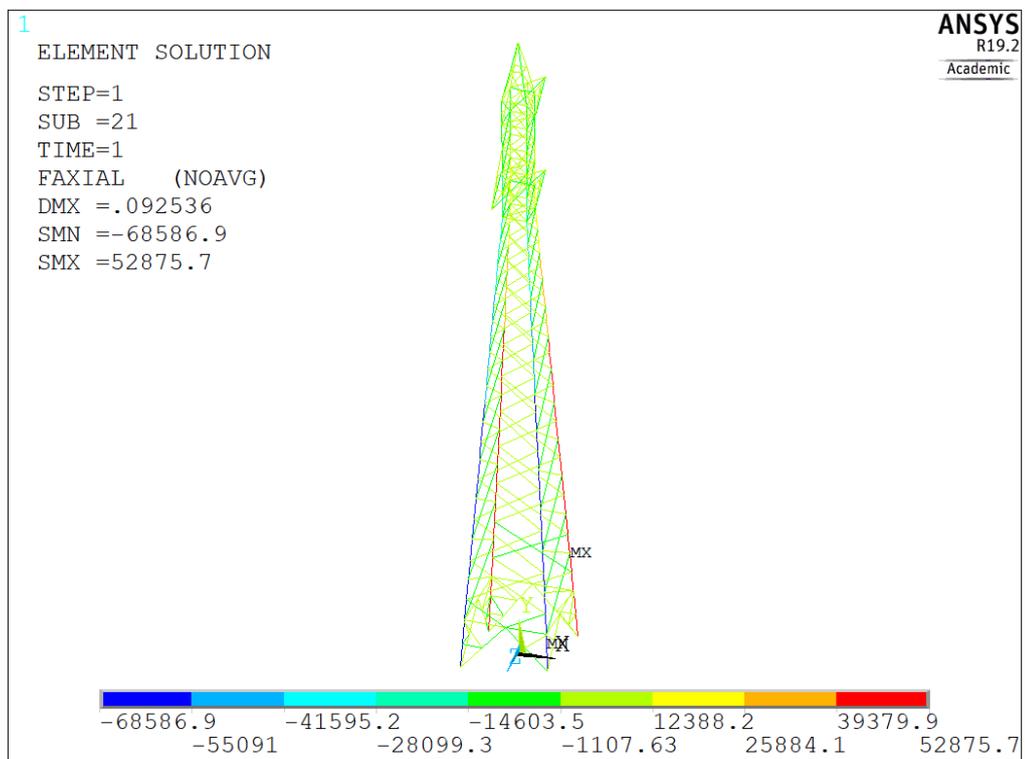


Figura 6-10. Forças normais na torre devidas à ação do vento sobre os cabos, determinados conforme a ABNT NBR 6123:1988 (N) – Modelo torre isolada.

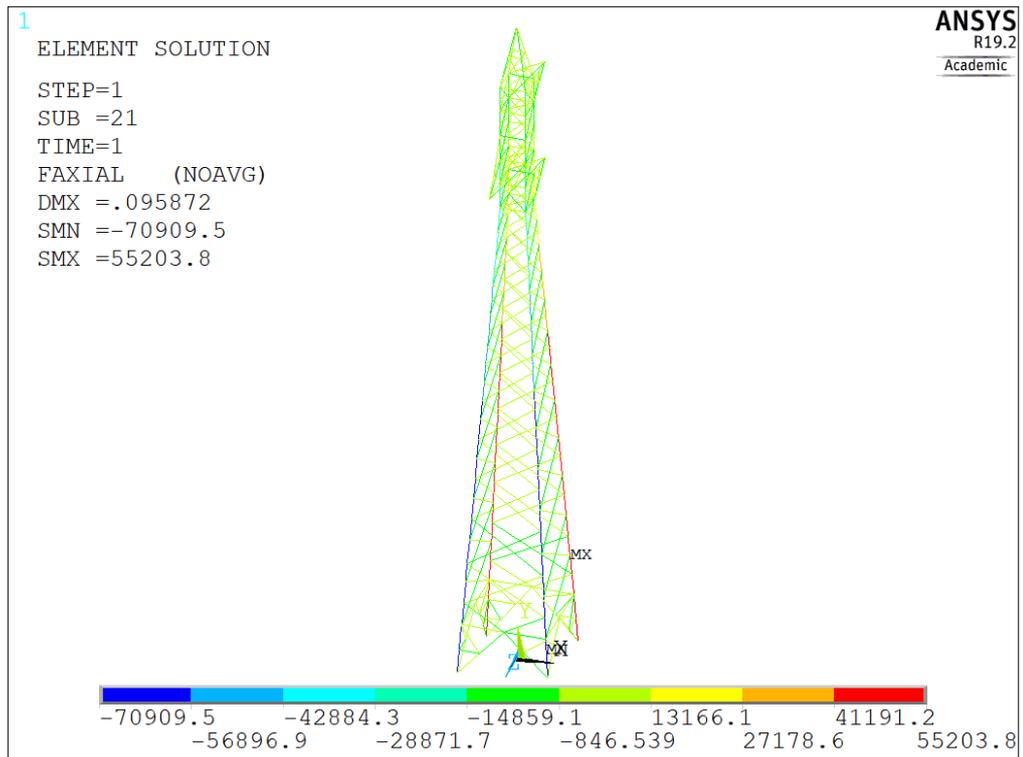


Figura 6-11. Forças normais na torre devidas à ação do vento sobre os cabos, determinadas conforme a IEC 60826 (N) – Modelo torre isolada.

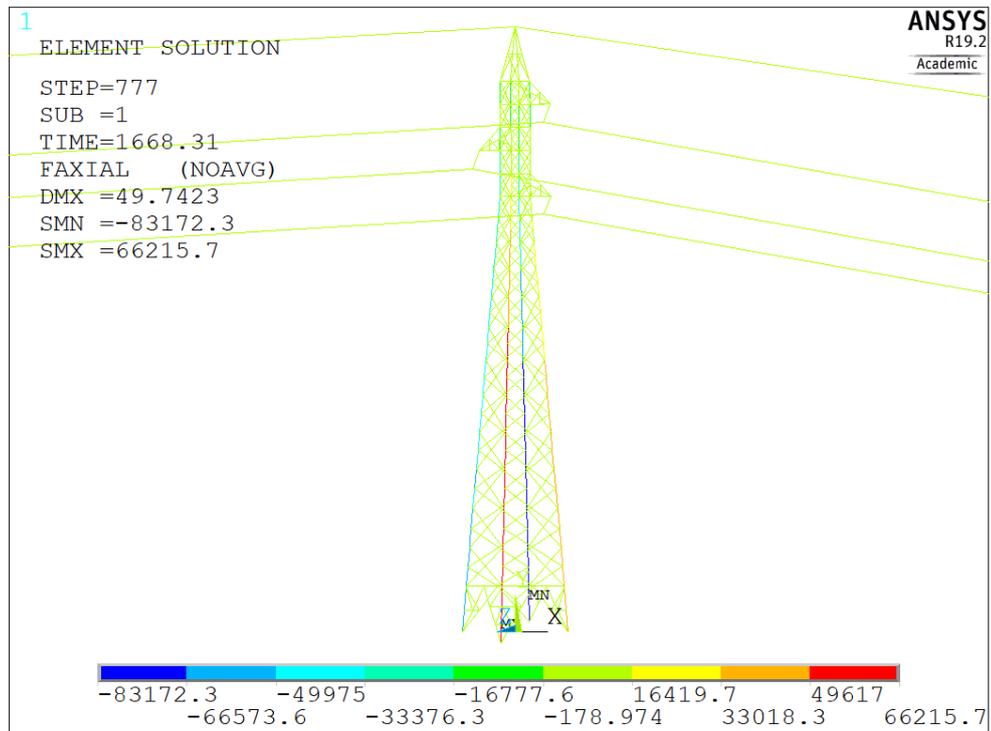


Figura 6-12. Forças normais na torre devidas à ação dinâmica do vento sobre os cabos, considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Davenport (1988) – Modelo completo.

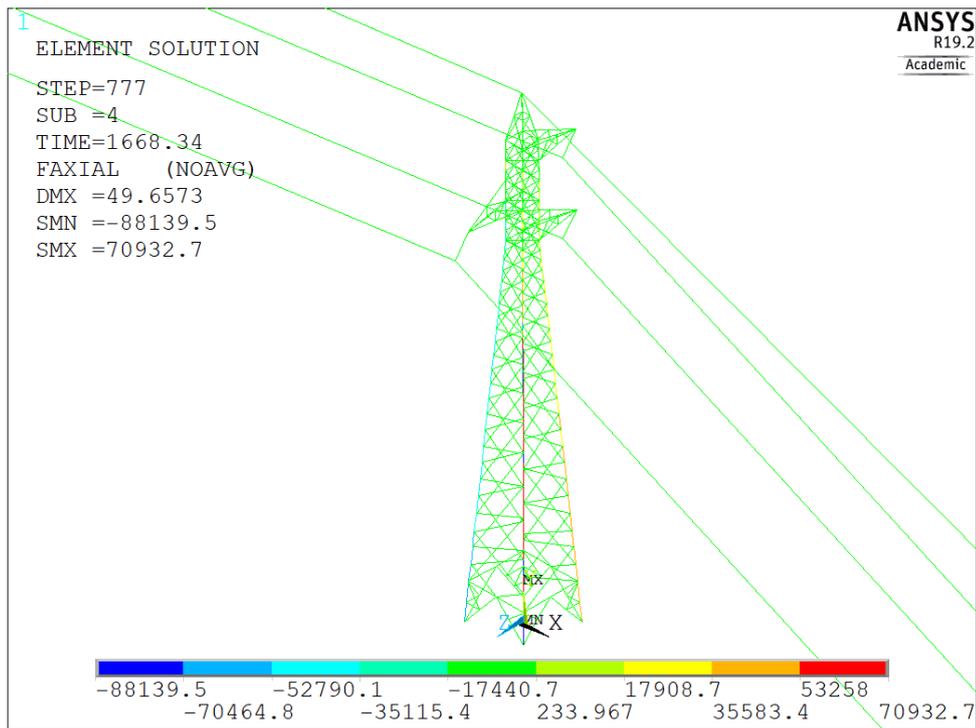


Figura 6-13. Forças normais na torre devidas à ação dinâmica do vento sobre os cabos, considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Stengel (2017) – Modelo completo.

Na Tabela 6-7 são apresentados os esforços normais máximos (tração e compressão) atuantes nos elementos da torre 50, obtidos através da análise estática não linear do modelo da torre isolada e da análise dinâmica não linear do modelo completo.

Tabela 6-7. Esforços normais máximos atuantes nos elementos da torre obtidos conforme as análises estáticas (normas) e as análises dinâmicas (Davenport e Stengel) ($V_0 = 30$ m/s).

Metodologia	Esforços Internos Máximos (N)			
	Contraventamentos		Colunas	
	Tração	Compressão	Tração	Compressão
NBR 5422	6186	6906	38650	54369
NBR 6123	6935	7561	52963	68587
IEC 60823	7023	7632	55291	70910
Davenport	7506	9114	66310	83172
Stengel	8265	9680	72165	88577

As análises estáticas do modelo da torre isolada apresentaram sempre valores de esforços axiais inferiores aos obtidos através das análises dinâmicas do modelo completo. Observa-se que, mesmo para a norma IEC 60820:2003 na qual as forças estáticas equivalentes de vento

têm valores superiores aos obtidos na análise dinâmica de cabos isolados, os esforços axiais nos elementos foram inferiores aos obtidos através da análise dinâmica do modelo completo.

Nas Tabelas 6-8 e 6-9 são apresentadas as diferenças relativas (%) entre esforços axiais máximos obtidos através das diferentes metodologias para os contraventamentos e para as colunas da torre, respectivamente.

Tabela 6-8. Diferenças relativas (%) entre esforços normais máximos nos contraventamentos, obtidos conforme análises estáticas (normas) e análises dinâmicas (Davenport e Stengel).

Metodologias		Tração	Compressão
Davenport x	NBR 5422	17,58	24,23
	NBR 6123	7,62	17,03
	IEC 60823	6,43	16,26
Stengel x	NBR 5422	25,15	28,66
	NBR 6123	16,10	21,88
	IEC 60823	15,03	21,16
Davenport x Stengel		10,11	6,21

Tabela 6-9. Diferenças relativas (%) entre esforços axiais máximos nas colunas da torre, obtidos conforme análises estáticas (normas) e análises dinâmicas (Davenport e Stengel).

Metodologias		Tração	Compressão
Davenport x	NBR 5422	41,71	34,63
	NBR 6123	20,13	17,54
	IEC 60823	16,62	14,74
Stengel x	NBR 5422	46,44	38,62
	NBR 6123	26,61	22,57
	IEC 60823	23,38	19,95
Davenport x Stengel		8,83	6,50

Dentre as análises estáticas realizadas com a ação do vento determinada conforme as prescrições normativas, a ABNT NBR 5422:1985 apresentou os menores valores de esforços axiais. Já as normas ABNT NBR 6123:1988 e IEC 60826:2003 apresentaram resultados bem semelhantes, sendo a diferença relativa próxima a 3%. De forma geral, os resultados obtidos para as normas seguiram o mesmo padrão observado nos modelos de cabos isolados e acoplados.

A análise dinâmica do modelo completo, com o amortecimento proposto por Stengel (2017), apresentou uma diferença máxima da ordem de 10% quando comparada a análise dinâmica

com o amortecimento proposto por Davenport (1988). Tal fato é justificado pelos menores valores de amortecimento aerodinâmico resultantes da formulação proposta por Stengel (2017).

Destaca-se que a diferença entre as formulações propostas por Davenport (1988) e Stengel (2017), não é tão expressiva nos resultados apresentados, pois a velocidade do vento analisada foi de 30 m/s. Para maiores velocidades do vento, essa diferença tende a aumentar, como já observado no modelo de cabos acoplados.

Comparada às análises dinâmicas (Davenport e Stengel), a diferença dos valores obtidos através da NBR 5422:1985 fica ainda mais evidente, chegando a 46%. A NBR 6123:1988 e o IEC 60826 também apresentam valores inferiores às análises dinâmicas, entretanto, as diferenças máximas encontradas foram de 26% e 23%, respectivamente.

Outro aspecto importante a ser evidenciado é a diferença entre as respostas de modelos mais simplificados (cabos isolados e acoplados) sem a modelagem da torre e de modelos que contemplam a modelagem da torre. Os modelos de cabos isolados permitiram identificar as diferenças entre normas e a análise dinâmica, contudo, não foi possível quantificar através desses modelos o quanto os esforços nos elementos da torre serão afetados por cada metodologia. Por exemplo, a diferença máxima entre reações obtidas através da NBR 6123:1988 e da análise dinâmica (Davenport) para o modelo de cabos acoplados foi em torno 3%, sendo que a mesma comparação realizada agora entre os modelos que contemplam a modelagem da torre apresentam uma diferença média de 15%.

Verificou-se ainda que, embora a torre apresente um comportamento rígido, as diferenças entre as análises dinâmicas do modelo completo e do modelo da torre isolada são superiores às diferenças encontradas para os modelos simplificados (cabo isolado e cabos acoplados). Tal fato evidencia a influência de efeitos não lineares geométricos no comportamento do sistema estrutural.

Na Figura 6-14 estão ilustradas as identificações das bases da torre e o desnível das mesmas em relação ao eixo Y. Nas Tabelas 6-10 e 6-11 são apresentadas as reações máximas nas bases da torre obtidas para as análises realizadas.

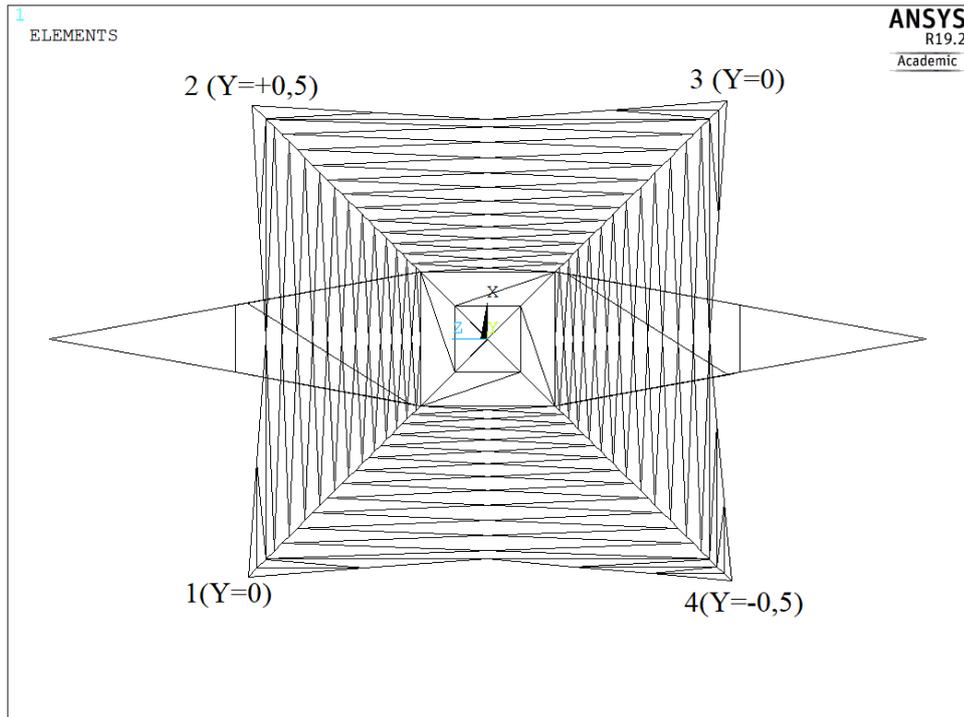


Figura 6-14. Identificação das bases da torre.

Tabela 6-10. Reações das bases obtidas conforme as análises estáticas (normas) e as análises dinâmicas (Davenport e Stengel) ($V_0=30$ m/s).

Metodologia		Reações nas Bases (N)			
		1	2	3	4
NBR 5422	F_x	5114	-5239	3356	-3231
	F_y	53893	54630	-37537	-36289
	F_z	-4420	-4636	-2857	-2840
NBR 6123	F_x	6390	-6551	4663	-4502
	F_y	67730	68758	-51667	-50123
	F_z	-5493	-5767	-3903	-3877
IEC 60823	F_x	6598	-6765	4878	-4711
	F_y	70004	71074	-53984	-52397
	F_z	-5681	-5964	-4083	-4056
Davenport	F_x	6437	-7325	4829	-5926
	F_y	69697	83046	-54085	-64266
	F_z	-5696	-7291	-4109	-4722
Stengel	F_x	6721	-7872	5044	-6426
	F_y	72317	88410	-56120	-69953
	F_z	-5968	-7796	-4353	-5140

Tabela 6-11. Resultante das reações das bases obtidas conforme as análises estáticas (normas) e as análises dinâmicas (Davenport e Stengel) ($V_0 = 30$ m/s).

Somatório das Reações nas Bases (N)					
	NBR 5422	NBR 6123	IEC 60823	Davenport	Stengel
F_x	0	0	0	-1985	-2533
F_y	34698	34698	34698	34392	34654
F_z	-14754	-19039	-19785	-21817	-23257

A comparação dos valores das reações de apoio indicou maiores resultantes na direção do escoamento do vento (z) para a análise dinâmica (Stengel). Maiores valores de forças horizontais ocasionaram, conseqüentemente, maiores momentos na base da torre, aumentando assim as reações verticais nas bases.

O somatório das reações na direção do eixo x (longitudinal) foi nulo para as análises estáticas realizadas conforme as normas, o mesmo não ocorre para as análises dinâmicas. O desequilíbrio observado nas análises dinâmicas é provocado pela diferença de comprimento entre os vãos adjacentes a torre. Os cabos presentes no vão de 882 metros recebem maiores valores de forças de vento do que os localizados no vão de 400 metros, acarretando em forças de tração diferentes nos cabos. Essa diferença de tração não é considerada nas análises da torre isolada, e tende a se pronunciar com a utilização de vãos adjacentes com grandes diferenças de comprimento.

Diante das diferenças encontradas entre os resultados obtidos através do modelo da torre isolada e do modelo completo, tanto para os esforços axiais quanto para as reações nas bases, fica evidente a importância da realização de uma análise dinâmica considerando o modelo do sistema estrutural completo. Esses resultados impactam diretamente no dimensionamento das fundações e dos elementos que compõem a estrutura da torre.

A simulação do sistema estrutural completo (torres, cabos e cadeias de isoladores) permite ainda que sejam determinadas as forças normais de tração máximas nos cabos, as deflexões, os deslocamentos laterais dos cabos e ângulo de balanço das cadeias de isoladores. Tais variáveis são necessárias na fase de projeto para a verificação do dimensionamento da estrutura.

Nas Figuras 6-15 e 6-16 são apresentadas as forças de tração máximas nos cabos (condutores e para-raios), determinadas através das análises dinâmicas do modelo completo.

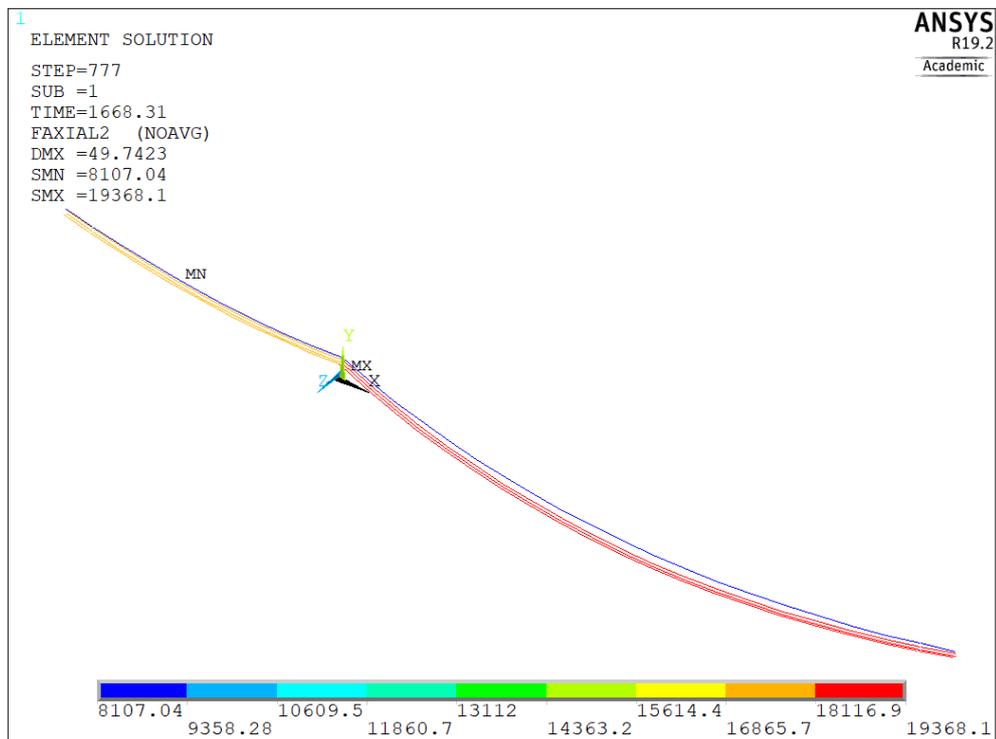


Figura 6-15. Forças de tração máximas nos cabos (N), considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Davenport (1988).

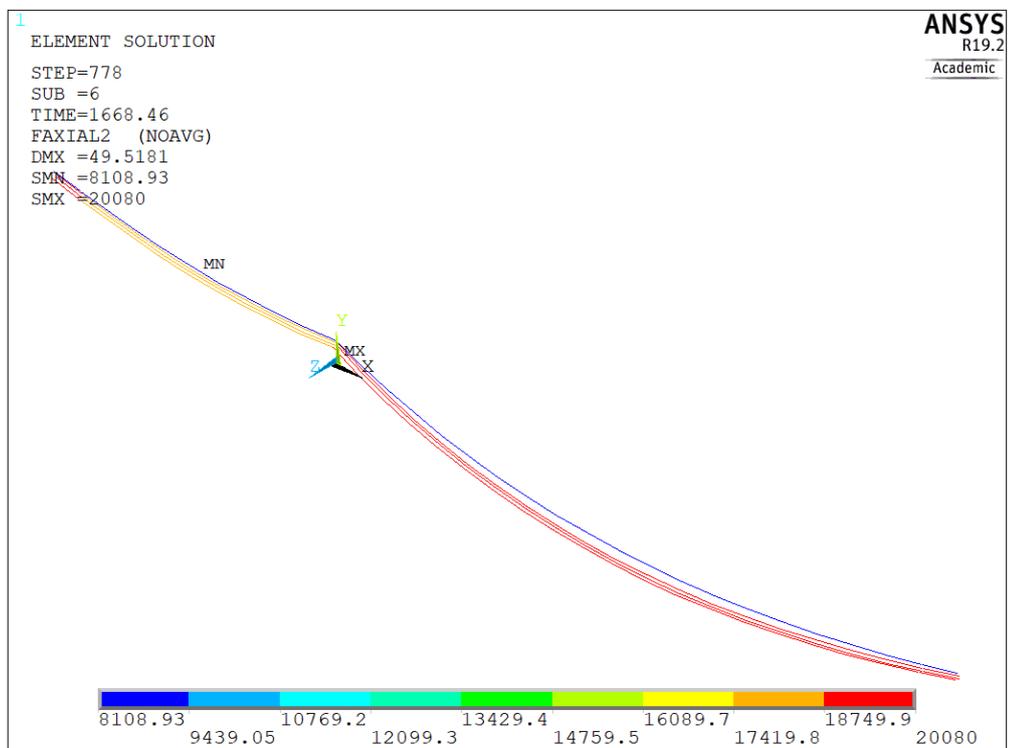


Figura 6-16. Forças de tração máximas nos cabos (N), considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Stengel (2017).

Segundo a ABNT NBR 5422:1985, as forças normais de tração nos cabos para a condição de vento máximo não devem exceder 50% da resistência máxima à tração dos cabos. Já a norma IEC 60826:2003 determina que as forças de tração nos cabos não devem exceder 75% do valor da resistência nominal à tração.

Tabela 6-12. Comparação entre as forças de tração máximas nos cabos, determinadas conforme as prescrições normativas e as análises dinâmicas do modelo completo.

Tipo de Cabo	Resistência a Tração	Tração máxima permissível (N)		Tração máxima obtida no modelo completo	
		NBR 5422	IEC 60826	Davenport	Stengel
Condutor	62715	31358	47036	19368	20080
Para-raio	35610	17805	26708	8107	8108

Observa-se que, mesmo realizando uma análise dinâmica do modelo completo, os valores de tração permitidos por norma são superiores aos determinados através do modelo completo. A diferença de tração nos cabos entre as análises dinâmicas do modelo completo foi pequena, em torno de 4% para os condutores. Para as normas avaliadas, a ABNT NBR 5422:1985 determina valores mais conservadores para a força de tração máxima nos cabos.

Através dos deslocamentos das extremidades das cadeias de isoladores é possível calcular o valor do ângulo de balanço das cadeias de isoladores. Esse ângulo influencia no valor da largura da faixa de segurança da LT. Nas Figuras 6-17 e 6-18 são apresentados os deslocamentos máximos da cadeia de isoladores, na direção do vento.

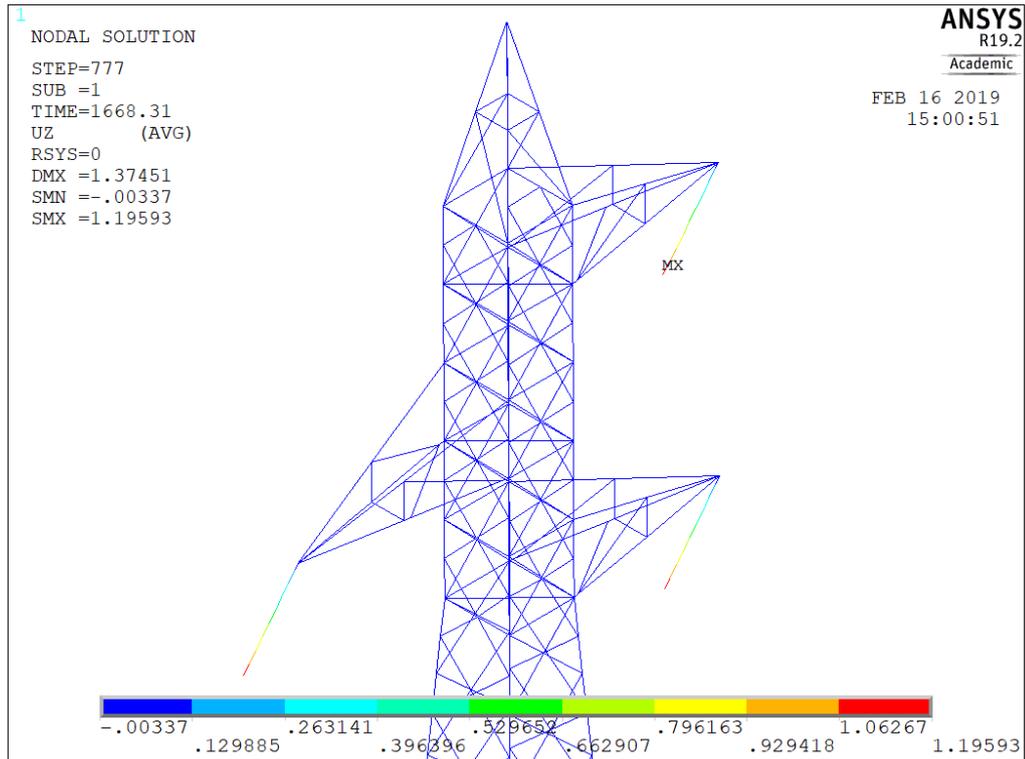


Figura 6-17. Deslocamentos máximos da cadeia de isoladores na direção z, considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Davenport (1988).

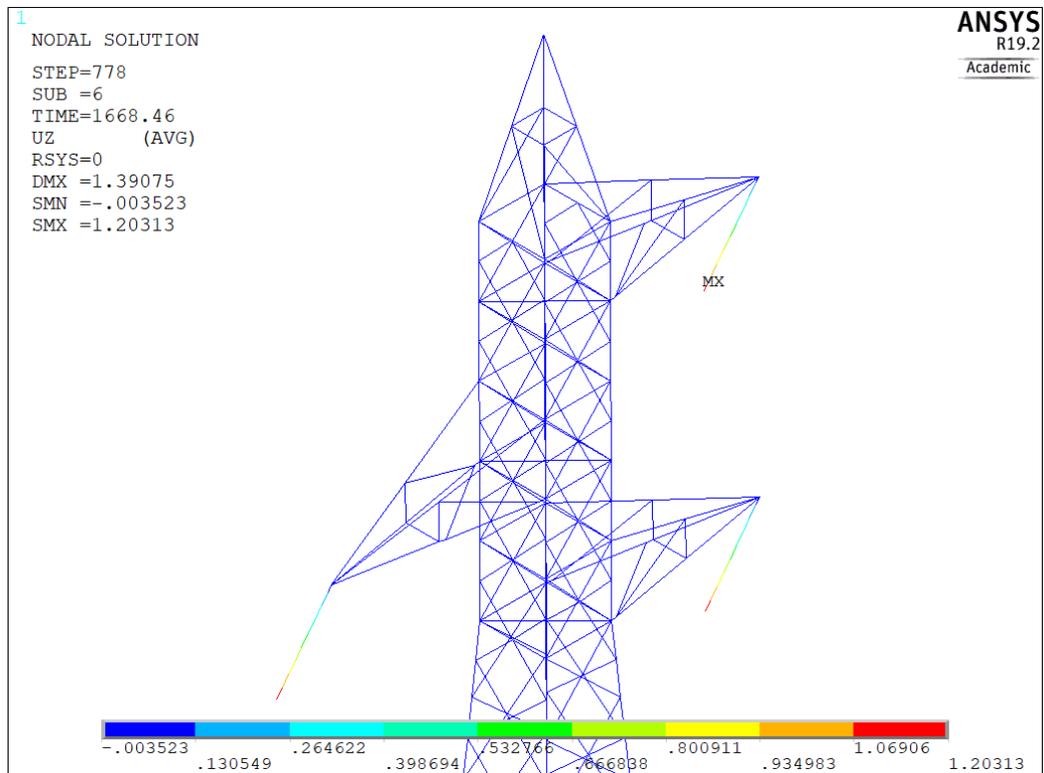


Figura 6-18. Deslocamentos máximos da cadeia de isoladores na direção z, considerando o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Stengel (2017).

As análises dinâmicas com o amortecimento aerodinâmico determinado conforme Davenport (1988) e Stengel (2017) indicaram ângulos de balanço iguais a 48° e 49°, respectivamente. No cálculo analítico conforme a ABNT NBR 5422:1985, o valor encontrado foi igual a 32°.

7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

7.1 Conclusões

No presente trabalho foi desenvolvido um estudo numérico para a avaliação do comportamento estrutural de sistemas de LT's submetidas ação dinâmica não determinística do vento sobre os cabos, considerando o amortecimento aerodinâmico e a não linearidade geométrica. Foram elaborados diferentes modelos numéricos para o estudo, sendo estes: modelo do cabo isolado, cabos acoplados, torre isolada e o modelo estrutural completo do trecho de uma LT. A metodologia numérica foi desenvolvida no programa de elementos finitos ANSYS® v. 18.2 na linguagem de programação *APDL*.

A velocidade do vento foi expressa como uma função do tempo, composta por uma componente média sobreposta a uma componente flutuante. O valor médio foi obtido de acordo com ABNT NBR 6123:1988 e a parcela flutuante foi modelada através de um processo aleatório a partir das suas propriedades estatísticas. O método utilizado para a geração das funções temporais da parcela flutuante da velocidade do vento foi o da série de Fourier, com base no espectro de potência do vento proposto por Kaimal.

A validação do modelo numérico desenvolvido e da metodologia utilizada para a consideração da ação dinâmica do vento foi realizada por meio da comparação com resultados obtidos em túnel de vento por Loredou-Souza (1996). Os resultados da análise dinâmica do modelo numérico apresentaram boa concordância com os resultados experimentais. O erro médio observado foi de 3%. Considerou-se, portanto, o modelo numérico proposto adequado para a análise dinâmica de cabos sujeitos a ação não determinística do vento.

As respostas máximas obtidas nas análises dinâmicas foram comparadas com os resultados provenientes de análises estáticas equivalentes, conforme os procedimentos dispostos nas normas ABNT NBR 6123:1988, ABNT NBR 5422:1985 e IEC 60826:2003.

O modelo de cabo isolado foi utilizado para um estudo paramétrico de vãos isolados de cabos de LT's, variando o comprimento do vão entre os suportes e a velocidade básica do vento. Os demais modelos foram construídos conforme um trecho real de uma LT localizada no município de Rio Acima – MG.

A seguir, apresentam-se as principais conclusões obtidas das comparações realizadas entre as análises dinâmicas dos modelos numéricos e as análises estáticas equivalentes, conforme prescrições normativas:

- Modelo de cabo isolado:

No que diz respeito aos resultados da análise dinâmica do modelo de cabo isolado, observou-se que grande parte dos modelos numéricos investigados apresentou valores de reação de apoio (F_z) superiores aos determinados através das análises estáticas equivalentes. A norma que mais se aproximou dos valores numéricos foi a IEC 60826:2003, com uma diferença máxima igual a 4%. Já a norma ABNT NBR 5422:1985 apresentou as menores forças de vento resultantes, com diferenças máximas de até 28%, o que cria um alerta quanto à sua utilização.

- Modelo de cabos acoplados:

O modelo de cabos acoplados foi avaliado utilizando duas diferentes formulações para o amortecimento aerodinâmico. A primeira leva em conta o amortecimento aerodinâmico conforme a formulação proposta por Davenport (1988) e a segunda conforme a formulação proposta por Stengel (2017). Cada uma dessas formulações foi avaliada para as velocidades básicas do vento iguais a 30 e 40 m/s.

A análise numérica utilizando o amortecimento aerodinâmico proposto por Stengel (2017) foi, dentre as metodologias avaliadas, a que apresentou valores mais elevados. Observou-se ainda que, para a velocidade básica do vento igual a 40 m/s, a diferença entre resultados obtidos com as formulações de Davenport (1988) e Stengel (2017) foi ainda maior.

Novamente a ABNT NBR 5422:1985 apresentou os menores valores de reação de apoio (F_z), chegando a diferenças máximas de 24% e 40%, quando comparada às análises dinâmicas com o amortecimento proposto por Davenport (1988) e por Stengel (2017), respectivamente.

Quando comparados os resultados da análise dinâmica com o amortecimento proposto por Davenport (1988) e velocidade básica do vento igual a 30m/s, a NBR 6123:1988 apresentou uma diferença máxima inferior à apresentada para a mesma comparação no estudo de cabos isolados. Essa diferença é justificada, principalmente, pela inclusão da cadeia de isoladores e de molas representando a continuidade da linha.

- Torre isolada e modelo completo:

Os resultados da análise estática do modelo da torre isolada, com a aplicação das forças de vento estáticas equivalentes, foram comparados com os resultados da análise dinâmica do modelo completo. Esses modelos foram avaliados apenas para a velocidade básica do vento igual a 30 m/s.

As análises estáticas do modelo da torre isolada apresentaram sempre valores de esforços axiais inferiores aos obtidos através das análises dinâmicas do modelo completo. Dentre as normas avaliadas, a ABNT NBR 5422:1985 apresentou os menores valores de esforços axiais. Já as normas ABNT NBR 6123:1988 e IEC 60826:2003 apresentaram resultados semelhantes. De forma geral, os resultados obtidos, considerando somente as normas, seguiram o mesmo padrão observado nos modelos de cabos isolados e acoplados.

A análise dinâmica do modelo completo, com o amortecimento proposto por Stengel (2017), apresentou valores de esforços normais nos elementos superiores aos obtidos através da análise dinâmica com o amortecimento proposto por Davenport (1988). Tal fato é justificado pelos menores valores de amortecimento aerodinâmico resultantes da formulação proposta por Stengel (2017).

Comparada às análises dinâmicas (Davenport e Stengel), a diferença dos valores obtidos através da ABNT NBR 5422:1985 ficou ainda mais evidente, chegando a 46%. A ABNT NBR 6123:1988 e o IEC 60826:2003 também apresentaram valores inferiores às análises dinâmicas, entretanto, as diferenças máximas encontradas foram de 26% e 23%, respectivamente.

Do exposto é possível observar que a ABNT NBR 5422:1985 apresentou resultados consideravelmente inferiores aos obtidos nas análises dinâmicas, devendo assim ser utilizada com cautela no projeto de LT's. Já a ABNT NBR 6123:1988 apresentou resultados mais próximos aos das análises dinâmicas, embora sempre com valores inferiores e, na falta de

uma recomendação brasileira com maior confiabilidade para projetos de LT's, pode ser utilizada como referência. Tal recomendação já fora destacada por Blessmann (2001) e Carvalho (2015) em seus trabalhos. Os resultados indicaram o procedimento de cálculo proposto pelo IEC 60826:2003 como o mais apropriado para a determinação das forças devidas ao vento em cabos de LT's.

As diferenças entre os valores de amortecimento aerodinâmico calculados conforme a formulações propostas por Davenport (1988) e Stengel (2017) são crescentes à medida que se aumenta a velocidade do vento. Esse efeito foi observado claramente no modelo de cabos acoplados. Como o amortecimento aerodinâmico é um parâmetro decisivo na resposta dinâmica dos cabos e as formulações apresentadas diferem significativamente, é necessário que mais estudos sejam realizados.

Outro aspecto importante a ser evidenciado é a diferença entre as respostas de modelos mais simplificados (cabos isolados e acoplados), sem a torre, e de modelos que contemplam a torre. Os modelos de cabos isolados permitiram identificar as diferenças entre as normas e a análise dinâmica, contudo, não é possível quantificar através desses modelos o quanto os esforços nos elementos da torre serão afetados por cada metodologia.

Verificou-se ainda que, embora a torre apresente um comportamento rígido, as diferenças entre as análises dinâmicas do modelo completo e do modelo da torre isolada são superiores às diferenças encontradas para os modelos simplificados (cabo isolado e cabos acoplados). Tal fato evidencia o efeito da não linearidade geométrica no comportamento do sistema estrutural.

Portanto, no projeto de LT's, é fundamental a realização de uma análise dinâmica não linear considerando o modelo do sistema estrutural completo com a representação adequada do amortecimento aerodinâmico. Além disso, a simulação do sistema estrutural completo permite ainda que sejam determinadas uma série de variáveis são necessárias à fase de projeto da estrutura.

É importante observar que os resultados apresentados são válidos para o tipo de torre avaliada (autoportante). Outros tipos de torres podem apresentar comportamentos distintos. Também deve se ter em conta que uma série de simplificações são consideradas nos modelos e que as respostas numéricas são aproximadas. Esse tema apresenta diversas variáveis a serem investigadas, sendo de grande importância que novos estudos sejam realizados.

7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

- a) Monitoramento de linhas de transmissão submetidas ao vento, tendo como objetivo a avaliação do amortecimento aerodinâmico dos cabos;
- b) Inclusão da interação solo-estrutura;
- c) Avaliação de outros modelos matemáticos para a ação do vento.

8 REFERÊNCIAS

- ABOSHOSHA, H., ELAWADY, A., EL ANSARY, A., EL DAMATTY, A. *Review on dynamic and quasi-static buffeting response of transmission lines under synoptic and non-synoptic winds*. Engineering Structures, v. 112, p.23-46, abr. 2016.
- ANSYS INC. *Release 18.2 – Documentation for ANSYS*. Canonsburg, Estados Unidos, 2017.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. NBR 6123: *Forças devidas ao Vento em Edificações*. Rio de Janeiro, 1988.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. NBR 5422: *Projeto de Linhas Aéreas de Transmissão de Energia Elétrica*. Rio de Janeiro, 1985.
- BATHE, K.J. *Finite Element Procedures*. 2nd edition. Prentice Hall, Person Education, Inc, 2014.
- BENTES, J.L. *Análise dinâmica da ruptura de cabos em torres autoportantes e estaiadas de linhas de transmissão*. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil – Estruturas) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre, 2013.
- BLESSMANN, J. *Acidentes causados pelo Vento*. 4^a edição. Porto Alegre, RS: Editora da UFRGS, 2001.
- BLESSMANN, J. *Intervalo de tempo para cálculo da velocidade básica do vento*. 3^a ed. Porto Alegre: Editora da Universidade/UFRGS, 1988.
- BLESSMANN, J. *Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento*. Porto Alegre: Editora da Universidade/UFRGS, 2005.
- BLESSMANN, J. *Aerodinâmica das Construções*. 3^a ed. Porto Alegre: Editora Universidade/UFRGS, 2011.
- CANAL ENERGIA. *Operação/Ocorrências: Queda de cinco torres de LT deixa 16 cidades do MT sem energia*. Disponível em: <<https://www.canalenergia.com.br/noticias/53037750/queda-de-cinco-torres-de-lt-deixa-16-cidades-do-mt-sem-energia>>. Data de acesso (18/11/2017).
- CAPPELLARI, T. T. DE O. *Determinação da Resposta Dinâmica de Feixes de Condutores em Linhas Aéreas de Transmissão*. 2005. Tese (Doutorado) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia. Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil. Porto Alegre, 2005.

CARLOS, T. B., KAMINSKI JR., J. Rotina numérica para análise dinâmica de torres estaiadas de linhas de transmissão submetidas à ruptura de cabo. In: CILAMCE 2015. XXXVI Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering, Rio de Janeiro, RJ, Brazil, November 22-25, 2015.

CARVALHO, H. *Efeitos do vento em linhas de transmissão*. 2015. Tese (Doutorado) - Programa de pós-graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2015.

CARVALHO, H., CORREIA, J., DE JESUS, A., CALÇADA, R. Aerodynamic damping in cables of overhead transmission lines subjected to Wind loads. *Wind Engineering*, v. 42(4), pp. 268-275. 2018.

CARVALHO, H.; QUEIROZ, G.; FAKURY, R. H. *Comportamento de sistemas estruturais de linhas de transmissão submetidos ao vento*. Revista da estrutura de Aço, v. 5, n. 1, pp. 21-38, março, 2016.

CERUTTI, R. M. B. *Estudo Comparativo de Métodos para Análise Aerodinâmica de Estruturas Submetidas ao Vento Turbulento*. 2017. Dissertação (Mestrado em Projeto de Estruturas) Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, Programa de Projeto de Estruturas, Rio de Janeiro, RJ, 216 p. 2017.

CLOUGH, R.W., PENZIEN, J. *Dynamics of Structures*. 3rd Ed. Computers & Structures, Inc., New York, USA, 1995.

CRAIG JR., R. R., KURDILA, A. J. *Fundamentals of Structures Dynamics*. 2nd Ed. Jonh Wiley & Sons, Inc., 2006.

DAVENPORT, A.G. The response of tensions structures to turbulent Wind: the role of aerodynamic damping. In: *1st International Oleg Kerensky Memorial Conference on Tension Structures*, London, june, 1988.

DAVENPORT, A.G. The Dependence of Wind Load upon Meteorological Parameters. In: *Proceedings of the International Research Seminar on Wind Effects on Buildings and Structures*, University of Toronto Press, Toronto, pp. 19-82, 1968.

FADEL, A. A. *Avaliação do Efeito de Tracionamento em Elevados Níveis de EDS Sobre a Resistência em Fadiga do Condutor IBIS (CAA 397,5 MCM)*. 2010. Tese de Doutorado em Ciências Mecânicas, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 185 p. 2010.

FOLHA DE SÃO PAULO. *Vento derruba nove torres de transmissão na divisa entre SP e MS*. Disponível em: < <http://www1.folha.uol.com.br/cotidiano/2010/10/815970-vento-derruba-nove-torres-de-transmissao-na-divisa-entre-sp-e-ms.shtml>>. Data de Acesso: 18/11/2017.

FREIRE, D. G. *Vibrações Eólicas de Condutores Singelos em Linhas Aéreas de Transmissão*. 1997. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1997.

G1. *Cabos de alta tensão provocam morte após queda de torre em MG*. Disponível em: <<http://g1.globo.com/mg/centro-oeste/noticia/2013/09/cabos-de-alta-tensao-provocam-morte-apos-queda-de-torre-em-mg.html>> Data de Acesso: 18/11/2018.

G1. *Prudente e Região*: Queda de sete torres deixa oito municípios sem energia elétrica. Disponível em: < <http://g1.globo.com/sp/presidente-prudenteregiao/noticia/2015/09/queda-de-sete-torres-deixa-oito-municipios-sem-energieletrica.html> > Data de Acesso: 18/11/2017.

HAMADA, A., KING, J.P.C., EL DAMATTY, A.A., BITSUAMLAK, G., HAMADA, M. The response of a guyed transmission line system to boundary layer Wind. *Engineering Structures*. v. 139, pp. 135–152. 2017.

HOLMES, J. D. *Wind loading of structures*. 3rd ed. Florida: CRC Press Taylor & Francis Group. 2015.

INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION – IEC 60826:2003. *Design criteria of overhead transmission lines*. 3rd ed, International standard, Geneva, Switzerland, 2003.

IRVINE, H. M. *Cable Structures*. The MIT Press Series in Structural Mechanics, 1981.

KAMINSKI JR., J. *Incertezas de Modelo na Análise de Torres Metálicas Treliçadas de Linhas de Transmissão*. 2007. Tese (Doutorado em Engenharia Civil - Estruturas) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre. 2007.

KIESSLING, E., NEFZGER, P., NOLASCO, J. E., KAJNTZYK, U. *Overhead Power Lines: Planning, Design and Construction*. 1st ed. Berlin: Springer-Verlag, 2003.

LABEGALINI, P.R., LABEGALINI, J.A., FUCHS, R.D., ALMEIDA, M.T. *Projetos Mecânicos das Linhas de Transmissão*. 2^a edição. São Paulo: Ed. Edgard Blücher, 1992.

LAZANHA, E. C. *Análise dinâmica elasto-plástica de estruturas metálicas sob excitação aleatória de vento*. 2003. 142p. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2003.

LEITE, E. B. *Análise Comparativa Entre Respostas de Torre de Transmissão Sujeita a Carregamentos Obtidos Através do Método do Vento Sintético e da Norma NBR 6123/88*. 2015. Dissertação (Mestrado) - Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Curitiba, 2015.

LOREDO-SOUZA, A. M. *The Behavior of Transmission Lines Under High Winds*. Ph.D. Thesis, University of Western Ontario, London, Ontario, Canada, 1996.

LIRA, M. A. T, NETO J. M. M., DE LOIOLA, J. V. L., SILVA, E. M., ALVES, J. M. B. Caracterização do Regime de Ventos no Piauí Para o Aproveitamento de Energia Eólica. *Revista Brasileira de Meteorologia*, v. 32, n. 1, 77-88, 2017.

LUZARDO, A.C. *Simulação do comportamento dinâmico de torres de linhas de transmissão sob ação de ventos originados de downburst*. 2015. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre. 2015.

OLIVEIRA, B. DE A. S., SILVA, J. G. S. Modelagem do Comportamento Estrutural Dinâmico de Torres de Aço de Telecomunicações Submetidas à Ação Dinâmica Não Determinística de Cargas de Vento. In: CILAMCE 2016. XXXVII Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering, Brasília, DF, Brazil, November 6-9, 2016.

OLIVEIRA, F. M. *Análise dinâmica não linear de problemas envolvendo massas móveis aplicadas em cabos e elementos de viga*. Dissertação (Mestrado) - Programa de pós-graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2012.

OLIVEIRA, M. I. R. *Análise estrutural de torres de transmissão de energia submetidas aos efeitos dinâmicos induzidos pelo vento*. 2006. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Civil, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. 2006.

PFEIL, M. S. *Comportamento aeroelástico de pontes estaiadas*. 1993. Tese (Doutorado) - Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1993.

RIPPEL, L. I. *Estudo em túnel de vento para arrasto aerodinâmico sobre torres treliçadas de linhas de transmissão*. 2005. Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós- Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2005.

RODRIGUES, R.S. *Mecânica do colapso aeroelástico do torres TEE*. 2004. Tese (Doutorado) - Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.

SACHS, P. *Wind forces in engineering*. 2nd edition. Pergamon Press, 1978.

SANTOS A. S. *Estudo de Vibrações Eólicas em Linhas de Transmissão de Energia Elétrica de Alta Tensão*. 2008. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Pará. Instituto de Tecnologia. Programa de Pós - Graduação em Engenharia Mecânica, Belém.

SIMIU, E., SCANLAN, R.H. *Wind Effects on Structures: Na Introduction to Wind Engineering*, 2nd ed. New York: John Wiley and Sons, 1986.

STENGEL, D., THIELE, K., CLOBES, M., MEHDIANPOUR, M. Aerodynamic damping of nonlinear movement of conductor cables in wind tunnel tests, numerical simulations and full scale measurements. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 169, pp.47-53. 2017.

WANG, D., CHEN, X., LI, J. Prediction of wind-induced buffeting response of overhead conductor: Comparison of linear and nonlinear analysis approaches. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*. v.167, pp. 23–40. 2017.

XIE, Q., CAI, Y., XUE, S. Wind-induced vibration of UHV transmission tower line system: Wind tunnel test on aero-elastic model. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*. v.171, pp. 219–229. 2017.

ZHANG, Q., POPPLEWELL, N., SHAH, A. Galloping of Bundle Conductor. *Journal of Sound and Vibration*. 234(1), 115-134, 2000.

APÊNDICE A

```
!*****
!* UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS*
!* PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS*
!* ANÁLISE MODAL - PERTURBAÇÃO LINEAR*
!* CABO SUBMETIDO AO PESO PRÓPRIO*
!*****
/CONFIG,NRES,50000

FINISH
/CLEAR,NOSTART
*DEL,ALL

/PSEARCH, C:\LOCAL_DOS_ARQUIVOS

/PREP7
ALLSEL,ALL
LSCLEAR,ALL

!*PARÂMETROS DE ENTRADA (DADOS DO CONDUTOR)
!Parâmetros Catenária
P_LINEAR = 9.81           !Peso Unitário do Condutor [N/M]
T_I = 3710                !Tração Inicial de Trabalho[N]
L = 150                   !Comprimento do Vão [M]
B = 0                     !Desnível Do Cabo
C1 = T_I/P_LINEAR         !Parâmetro de Caracterização Catenária [1/M]
L_E = L+((2*B*C1)/L)     !Comprimento do Vão Equivalente (Com Desnível) [M]
X_0 = (L/2)-C1*B/L       !Posição em X da Flecha Fo

NDIV_X = 12               ! N° De Divisões
N_NO = NDIV_X-1          ! N° De Nós Internos
DELT_X = L/NDIV_X        ! Comprimento das Divisões em X (M)

!Dados do Condutor
AREA = 7.06858E-04        ! Área da Seção transversal do Condutor (M)
E_EQUIV = 7.000E+10       ! Módulo de Elasticidade do Condutor (N/M²)
MASS_LIN = 1.00           ! Massa Por Unidade De Comprimento (Kg/M)
D_SECAO = 0.03            ! Diâmetro Nominal do Condutor (M)
CA_COND = 1.0             ! Coeficiente De Arrasto

!Deformação Inicial
DEF_INICIAL = 0.000000001

!*****
!* DEFINIÇÃO DOS TIPOS DE ELEMENTOS*
!* REAIS CONSTANTES *
!*****
! Elemento do Cabo - Link180
```

ET,1,180

! Define a área da seção transversal, massa, e atuação somente a tração.
R,1,AREA,MASS_LIN,1

!*****

!* DEFINIÇÃO DOS MATERIAIS *

!*****

MP, NUXY, 1, 0.3 !Coeficiente de Poisson
MP, EX, 1, E_EQUIV !Módulo de Elasticidade

!*****

!* CONSTRUÇÃO DA GEOMETRIA *

!*****

! Coordenadas Nodais da Catenária Inicial

*DIM, POS_X, ARRAY, N_NO

*DIM, POS_Z, ARRAY, N_NO

*DO, I, 1, N_NO, 1

 X = DELT_X*I

 POS_X(I) = I*DELT_X

 POS_Z(I) = C1*(COSH((X-X_0)/C1)-COSH(X_0/C1))

*ENDDO

! Criação dos Nós

N,10001,0,0,0

N,10002,L,0,B

NUMSTR, NODE, 100000

*DO, I, 1, N_NO, 1

 N, , POS_X(I), 0, POS_Z(I)

*ENDDO

! Criação dos Elementos

TYPE,1

MAT,1

REAL,1

E, 10001, 100000

E, 10002, 100000+(N_NO-1)

*DO, I, 1, N_NO-1, 1

 E, 99999+I, 100000+I

*ENDDO

!*****

!* CONDIÇÕES DE CONTORNO *

!*****

! Restrição da Translação nos Apoios (UX, UY, UZ)

D,10001,ALL

D,10002,ALL

!Deformação Inicial
INISTATE,SET,DTYP,EPEL
INISTATE,DEFI,,,,,DEF_INICIAL

!*****
!*ACELERAÇÃO*
!*****
ACEL,0,0,9.81

!*****
!* PARÂMETROS DA SOLUÇÃO *
!*****
!*ANÁLISE PRELIMINAR
/SOLU
ANTYPE,0 !Análise Estática
NLGEOM,1 !Análise Não Linear Geométrica
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
NSUBST,30,10000,30
KBC,0
SOLVE
FINISH

!*ANÁLISE DE PERTURBAÇÃO LINEAR

! Primeira fase da Perturbação Linear
! Recupera a matriz de Rigidez Total do sistema
/SOLU
ANTYPE,STATIC,RESTART,,PERTURB ! Reiniciar do último SUBSTEP
PERTURB,MODAL ! Definição da análise modal com perturbação linear
SOLVE,ELFORM

! Segunda fase da Perturbação Linear
! Realiza a análise modal
OUTRES,ALL,ALL
MODOPT,LANB,15 ! Calcula os primeiros 15 modos usando o Block Lanczos
MXPAND,15,,,YES
SOLVE
FINISH

/POST1
FILE,,RSTP !Arquivo de Resultados
SET,LIST

FINISH

APÊNDICE B

```
!*****
!* UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS*
!* PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS*
!* ANÁLISE DINÂMICA TRANSIENTE NÃO LINEAR DE UM CABO ISOLADO*
!* CABO SUBMETIDO AO PESO PRÓPRIO E A FORÇA DO VENTO*
!*****
/CONFIG,NRES,50000

FINISH
/CLEAR,NOSTART
*DEL,ALL

/PSEARCH,C:\LOCAL_DOS_ARQUIVOS

/PREP7
ALLSEL,ALL
LSCLEAR,ALL

!*PARÂMETROS DE ENTRADA (DADOS DO CONDUTOR)
!Parâmetros Catenária
P_LINEAR = 9.81           !Peso Unitário do Condutor [N/M]
T_I = 3710                !Tração Inicial de Trabalho[N]
L = 150                   !Comprimento do Vão [M]
B = 0                     !Desnível Do Cabo
C1 = T_I/P_LINEAR         !Parâmetro de Caracterização Catenária [1/M]
L_E = L+((2*B*C1)/L)     !Comprimento do Vão Equivalente (Com Desnível) [M]
X_0 = (L/2)-C1*B/L       !Posição em X da Flecha Fo

NDIV_X = 12               ! N° De Divisões
N_NO = NDIV_X-1          ! N° De Nós Internos
DELT_X = L/NDIV_X        ! Comprimento das Divisões em X (M)

!Dados do Condutor
AREA = 7.06858E-04        ! Área da Seção transversal do Condutor (M)
E_EQUIV = 7.000E+10       ! Módulo de Elasticidade do Condutor (N/M²)
MASS_LIN = 1.00           ! Massa Por Unidade De Comprimento (Kg/M)
D_SECAO = 0.03            ! Diâmetro Nominal do Condutor (M)
CA_COND = 1.0             ! Coeficiente De Arrasto

!Deformação Inicial
DEF_INICIAL = 0.0000000001

!Amortecimento Aerodinâmico
ALFA = 1.653750
BETA = 0.000000
```

```

!*****
!* DEFINIÇÃO DOS TIPOS DE ELEMENTOS*
!* REAIS CONSTANTES *
!*****
! Elemento do Cabo - Link180
ET,1,180

! Define a área da seção transversal, massa, e atuação somente a tração.
R,1,AREA,MASS_LIN,1

!*****
!* DEFINIÇÃO DOS MATERIAIS *
!*****
MP, NUXY, 1, 0.3      !Coeficiente de Poisson
MP, EX, 1, E_EQUIV   !Módulo de Elasticidade

!Amortecimento Aerodinâmico (Davenport)
MP,ALPD, 1, ALFA
MP,BETD, 1, BETA

!*****
!* CONSTRUÇÃO DA GEOMETRIA *
!*****
! Coordenadas Nodais da Catenária Inicial
*DIM, POS_X, ARRAY, N_NO
*DIM, POS_Z, ARRAY, N_NO

      *DO, I, 1, N_NO, 1
          X = DELT_X*I
          POS_X(I) = I*DELT_X
          POS_Z(I) = C1*(COSH((X-X_0)/C1)-COSH(X_0/C1))
      *ENDDO

! Criação dos Nós
N,10001,0,0,0
N,10002,L,0,B
NUMSTR, NODE, 100000

      *DO, I, 1, N_NO, 1
          N, , POS_X(I), 0, POS_Z(I)
      *ENDDO

! Criação dos Elementos
TYPE,1
MAT,1
REAL,1

E, 10001, 100000

```

E, 10002, 100000+(N_NO-1)

*DO, I, 1, N_NO-1, 1
E, 99999+I, 100000+I
*ENDDO

!*****

!* CONDIÇÕES DE CONTORNO *

!*****

! Restrição da Translação nos Apoios (UX, UY, UZ)

D,10001,ALL

D,10002,ALL

!Deformação Inicial

INISTATE,SET,DTYP,EPEL

INISTATE,DEFI,,,,DEF_INICIAL

!*****

!* ACELERAÇÃO*

!*****

ACEL,0,0,9.81

!*****

!* LEITURA DO ARQUIVO DE SÉRIES TEMPORAIS DA VELOCIDADE DE VENTO *

!*****

V_VENTO_FLUTUANTE

! Nome do Arquivo

PARRES,CHANGE,'PAR','PAR',''

!Matriz da força arrasto do vento em função do tempo.

*DIM,FVENTO, ARRAY, N_TIME_DIN+1,N_NO+1

!*****

!* PARÂMETROS DA SOLUÇÃO *

!*****

/SOLU

ANTYPE,4 !Análise Transiente

TRNOPT,FULL !Método De Análise (Default)

LUMPM,0

NLGEOM,1 !Análise Não Linear Geométrica

PSTRES,1

KBC,0 ! Especifica o Carregamento em Rampa

TIMINT,OFF ! Desliga os efeitos da integração no tempo para uma análise estática

TIME,50 ! Define o Tempo para a Etapa de Carregamento

NSUBST,30,100,30 ! Tamanho do Passo de Tempo

OUTRES,ERASE

OUTRES,ALL,ALL

LSWRITE

!*PRIMEIRA ETAPA DA FORÇA DO VENTO (VELOCIDADE MÉDIA)

J=1

*DO, I, 1, N_NO, 1

F,99999+I, FY,F_ARRASTO_NODAL_MEDIA(J,I)

*ENDDO

TIME,100

DELTIM, 0.1, 0.1, 0.1,

PSTRES,1

OUTRES,ERASE

OUTRES,ALL,ALL

LSWRITE

SAVE

LSSOLVE,1,2

!*FORÇA DO VENTO VARIANDO NO TEMPO

*DO, J, 1,N_TIME_DIN, 1

/SOLU

TIMINT,ON

*DO,I,1,N_NO,1

FVENTO(J,I)=(L/N_NO)*D_SECAO*CA_COND*0.613*
(V_MEDIA_FLUTUANTE_NODAL(J,I))**2

*ENDDO

ALLSEL,ALL

AUTOTS,0

TIME,100.1+((J-1)/10)

PSTRES,1

*DO,I,1,N_NO,1

F,I+99999,FY,FVENTO(J,I)

*ENDDO

DELTIM, 0.1, 0.1, 0.1,

LSWRITE

SOLVE

*ENDDO

```

!*****
!* UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS*
!* PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS*
!* ARQUIVO DE SÉRIES TEMPORAIS DA VELOCIDADE DE VENTO*
!* CÁLCULO DA AÇÃO DINÂMICA NÃO DETERMINÍSTICA DO VENTO*
!*****
!*PARÂMETROS DE ENTRADA

!* DADOS DE ENTRADA 1
!Velocidade Básica, Parâmetros de Rugosidade e Velocidade Média
U0 = 56.18997753      ! Velocidade Básica do Vento [M/S]
Z = 27                ! Altura em [M]
Z0 = 0.025           ! Comprimento de Rugosidade
S1 = 1.00            ! Fator Topográfico
S3 = 1.00            ! Fator Estatístico
P = 0.15             ! Expoente Relativo à Rugosidade Do Terreno

!*DADOS DE ENTRADA 2
!Considerações para a geração das funções temporais da velocidade
TIME_INF = 2.000      ! Tempo Inicial
TIME_SUP = 312.4      ! Tempo Final
TIME_INC = 0.1        ! Incremento de Tempo
N_TIME = (TIME_SUP-TIME_INF)/TIME_INC    ! Número de posições no tempo
TAU = 0.690          ! Defasagem entre as funções
TF_DIN = (TIME_SUP-(N_NO-1)*TAU)         ! Tempo final da análise dinâmica
! Número de posições no tempo depois da defasagem entre funções
N_TIME_DIN = (TF_DIN-TIME_INF)/TIME_INC

!* DADOS DE ENTRADA 3
! Espectro de Potência Do Vento de Kaimal
F_FIN = 12.0001       ! Frequência Limite Superior
F_INI = 0.0001        ! Frequência Limite Inferior
F_INC = 0.010         ! Incremento da Função
N_FREQ = (F_FIN-F_INI)/F_INC    ! Número de Posições na Frequência

!* FAIXA DE FREQUÊNCIA PARA O CÁLCULO DAS VELOCIDADES
FREQ_SUP = 12.0001    ! Frequência Superior
FREQ_INF = 0.0001     ! Frequência Inferior
FREQ_INC = 0.010      ! Incremento de Frequência
DIV_ESPECTRO = (FREQ_SUP-FREQ_INF)/FREQ_INC

!*CONSTANTES PARA O CÁLCULO DA FUNÇÃO TEMPORAL
PI = ACOS(-1)         ! Valor Preciso de Pi
R2 = SQRT( 2)         ! Raiz quadrada de 2

!*CÁLCULO DA VELOCIDADE MÉDIA DE REFERÊNCIA 10M DE ALTURA
V10 = 0.69*U0*S1*S3
!*VELOCIDADE MÉDIA NA ALTURA "Z"
VZ = V10*(Z/10)**P

```

!*VELOCIDADE DE FRICÇÃO U

$V_FRIC = 0.4 * VZ / (\text{LOG}(Z/Z0))$

!*****

!*TABELA COM OS VALORES DA FUNÇÃO DE DENSIDADE *

!*DA VELOCIDADE DO VENTO (ESPECTRO DE KAIMAL)*

!*****

*DIM, S_V, TABLE, N_FREQ+1

I = 1

*DO, F, F_INI, F_FIN, F_INC

$X = F * (Z - ZD) / VZ$

$S_V(I, 1) = 200 * X * V_FRIC ** 2 / ((1 + 50 * X) ** (5/3)) / F$

$S_V(I, 0) = F$

I = I + 1

*ENDDO

!*****

!* DETERMINAÇÃO DO HISTÓRICO DE VELOCIDADES*

!* ATRAVÉS DE SÉRIE DE FOURIER*

!*****

!*CÁLCULO DAS AMPLITUDES DOS HARMÔNICOS

*DIM, A_HARMONICO, TABLE, (DIV_ESPECTRO+1)

K = 1

*DO, F, FREQ_INF, FREQ_SUP, FREQ_INC

$A_HARMONICO(K, 1) = \text{SQRT}(S_V(F) * FREQ_INC)$

$A_HARMONICO(K, 0) = F$

K = K + 1

*ENDDO

!*ÂNGULO DE FASE ALEATÓRIO (0 A 2PI)

*DIM, TETA, ARRAY, DIV_ESPECTRO+1

*VFILL, TETA, RAND, 0, 2*PI

!*PARCELA FLUTUANTE DA VELOCIDADE DO VENTO EM FUNÇÃO DO TEMPO

!*Força de Arrasto em função da soma da velocidade média mais a parcela flutuante

*DIM, V_MEDIA_FLUTUANTE, TABLE, (N_TIME+1)

*DIM, F_ARRASTO, TABLE, (N_TIME+1)

J = 1

*DO, T, TIME_INF, TIME_SUP, TIME_INC

K = 1

SOMA = 0

*DO, F, FREQ_INF, FREQ_SUP, FREQ_INC

$SOMA = SOMA + A_HARMONICO(F) * \text{COS}(2 * \text{PI} * F * T + \text{TETA}(K))$

K = K + 1

*ENDDO

FLUTUANTE = R2 * SOMA

$V_MEDIA_FLUTUANTE(J, 0) = T$

$V_MEDIA_FLUTUANTE(J, 1) = VZ + FLUTUANTE$

$F_ARRASTO(J, 0) = T$

```

F_ARRASTO(J, 1) = 0.613*CA_COND*D_SECAO*(L/N_NO)*(VZ+FLUTUANTE)**2
J = J + 1
*ENDDO

```

```

!*FORÇA DE ARRASTO MÉDIA

```

```

F_ARRASTO(1,1) = 0.613*CA_COND*D_SECAO*(L/N_NO)*(VZ)**2

```

```

!* MATRIZ COM AS VELOCIDADES DO VENTO PARA CADA NÓ

```

```

!*Correlacionadas espacialmente, com defasagem de tempo igual a TAU entre os nós.

```

```

*DIM, V_MEDIA_FLUTUANTE_NODAL, ARRAY, N_TIME_DIN+1,N_NO+1

```

```

J=1

```

```

*DO, T, TIME_INF, TF_DIN, TIME_INC

```

```

*DO, I, 1, N_NO,1

```

```

V_MEDIA_FLUTUANTE_NODAL(J,I)=V_MEDIA_FLUTUANTE(T+(I-1)*TAU)

```

```

*ENDDO

```

```

J = J + 1

```

```

*ENDDO

```

```

!*MATRIZ COM A FORÇA ARRASTO PARA CADA NÓ

```

```

!*Correlacionadas espacialmente, com defasagem de tempo igual a TAU entre os nós.

```

```

*DIM, F_ARRASTO_NODAL, ARRAY, N_TIME_DIN+1,N_NO+1

```

```

J=1

```

```

*DO, T, TIME_INF, TF_DIN, TIME_INC

```

```

*DO, I, 1, N_NO,1

```

```

F_ARRASTO_NODAL(J,I)=F_ARRASTO(T+(I-1)*TAU)

```

```

F_ARRASTO_NODAL(1,I)=F_ARRASTO(1,1)

```

```

*ENDDO

```

```

J = J + 1

```

```

*ENDDO

```

```

PARSAV,ALL,'par','par',''

```

```

FINISH

```