

Universidade Federal do Rio Grande do Sul  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

**Simulação do Comportamento Dinâmico de Torres de Linhas de  
Transmissão sob Ação de Ventos Originados de *Downburst***

**Abel Carrasco Luzardo**

Porto Alegre  
2016

Abel Carrasco Luzardo

**SIMULAÇÃO DO COMPORTAMENTO DINÂMICO DE  
TORRES DE LINHAS DE TRANSMISSÃO SOB AÇÃO DE  
VENTOS ORIGINADOS DE *DOWNBURST***

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia na modalidade Acadêmica.

Porto Alegre  
2016

## CIP - Catalogação na Publicação

Carrasco, Abel

Simulação do comportamento dinâmico de torres de linhas de transmissão sob ação de ventos originados de downburst. / Abel Carrasco. -- 2016.  
179 f.

Orientador: Marcelo Maia.

Coorientador: Acir Mércio Loredou-Souza.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Porto Alegre, BR-RS, 2016.

1. downburst. 2. torres de transmissão. 3. comportamento dinâmico. 4. simulação numérica e computacional. I. Maia, Marcelo , orient. II. Loredou-Souza, Acir Mércio, coorient. III. Título.

**ABEL CARRASCO LUZARDO**

**SIMULAÇÃO DO COMPORTAMENTO DINÂMICO DE  
TORRES DE LINHAS DE TRANSMISSÃO SOB AÇÃO DE  
VENTOS ORIGINADOS DE *DOWNBURST***

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA, na Área de Concentração de Estruturas, e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 17 de fevereiro de 2016

Prof. Marcelo Maia Rocha  
Dr. techn., Universität Innsbruck, Áustria  
Orientador

Prof. Acir Mércio Loredou-Souza  
Ph.D., University of Western Ontario, Canadá  
Co-orientador

Prof. Carlos Torres Formoso  
PhD pela University of Salford, Grã Bretanha  
Coordenador do PPGEC/UFRGS

**BANCA EXAMINADORA**

**Prof. Ruy Carlos Ramos de Menezes (UFRGS)**  
Dr. techn., pela Universität Innsbruck, Institut fuer Mechanik, Áustria

**Prof. Adrian Roberto Wittwer (UNNE)**  
Dr., pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

**Prof. Gustavo Javier Zani Núñez (UFRGS)**  
Dr., pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

**Eng. Mario Gustavo Klaus Oliveira (Vento-S)**  
Dr., pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil



*A todo aquele que tenha sentido internamente  
a necessidade de fazer algo útil  
para o benefício de todos.*

*Y todo, como el diamante, antes de luz es carbón.  
José Martí*

## **AGRADECIMENTOS**

Muitas pessoas têm contribuído a este trabalho de forma direta ou indireta, mas quero aproveitar esta oportunidade para agradecer a algumas pessoas que têm contribuído especialmente a esta investigação.

Gostaria de expressar o meu mais sincero agradecimento ao meu orientador, o Prof. Marcelo Maia Rocha, por sua orientação constante e pelo forte apoio recebido em todas as fases desta pesquisa. Seu conhecimento, paciência e visão proporcionaram-me benefícios que vou levar sempre comigo. Obrigado pelos valiosos comentários e críticas construtivas.

Ao meu coorientador o Prof. Acir Mércio Loredou-Souza pela valiosa colaboração e comentários que ajudaram-me a aperfeiçoar esta pesquisa em todos os sentidos.

Ao corpo docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil pelos conhecimentos adquiridos durante esta etapa de minha vida. Obrigado mesmo.

Aos meus colegas de Cuba, Brasil, Peru, Bolívia e Colômbia. É maravilhoso conviver com vocês.

A Alina, minha querida esposa, obrigado pelo amor e pela força que você me dá cada dia desta vida.

À minha família toda, pelo apoio incondicional e pelo amor, especialmente quando a distância começa a ficar pesada.

Agradeço a CAPES e ao CNPQ pela bolsa de estudos que possibilitou a minha total dedicação aos meus estudos para alcançar o grau de Mestre em Engenharia na Área de Estruturas.

Finalmente ao Brasil e a Porto Alegre por acolher-me de maneira tão especial.

## RESUMO

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.

Na sociedade atual as estruturas de linhas de transmissão são consideradas componentes essenciais do sistema de infraestrutura urbana. Sua função é a de transmitir a eletricidade gerada nas fontes de produção até o consumidor através de uma rede de distribuição. Este tipo de estruturas por sua extensão, exposição e variações topográficas, se mostram vulneráveis ao carregamento dinâmico de ventos originados a partir tormentas elétricas, tais como *downbursts* e tornados. No Brasil tem-se observado nos últimos tempos um aumento de acidentes neste tipo de estrutura, principalmente devido à incidência de fortes ventos. No presente trabalho estuda-se o comportamento dinâmico de um trecho de linha de transmissão da empresa Eletrobrás FURNAS quando submetido à ação de ventos provenientes de *downburst*. Na pesquisa foram identificados os principais modelos analíticos disponíveis na literatura que oferecem o campo de velocidades horizontais e verticais médias e a componente flutuante. Com base e alguns dos modelos identificados na revisão bibliográfica, implementou-se um programa computacional capaz de simular todas as componentes do campo de velocidades de um *downburst* em movimento. A partir do programa implementado foi realizado um estudo paramétrico onde identificou-se a combinação de variáveis do evento que provoca a maior energia cinética armazenada. Finalmente é apresentada uma revisão estrutural dos montantes da torre central da linha modelada, através da análise da relação demanda/capacidade na altura da coluna. Dos resultados obtidos, pode-se concluir que a combinação de variáveis que provoca os resultados de forças internas mais críticos varia em relação a cada componente da linha considerado. O estudo de sensibilidade das variáveis envolvidas nos modelos implementados revelou que existe um incremento monotônico crescente da energia cinética armazenada com o aumento dos parâmetros  $r_p$  e  $T_t$  para a maioria dos casos, exceto quando  $T_m = 500$  s. Da flutuação e sua influência no comportamento dinâmico na linha analisada, conclui-se que a consideração das flutuações na resposta dinâmica dos cabos condutores e para-raios pode ser desprezada, fato que foi comprovado através dos valores obtidos na inclinação das linhas de tendência realizadas

Palavras-chave: *downburst*, torres de transmissão, comportamento dinâmico, simulação numérica e computacional.

## ABSTRACT

Luzardo, A.C. Simulation of the dynamic behavior of transmission line towers subjected to the action of downburst winds.2015. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

Transmission Lines (TL) are considered one of the essential components of the urban infrastructure. Their role is to transmit electricity from sources of production to the distribution system and then to consumers. This type of structure for its length, exposure and topographical variations, show themselves vulnerable to dynamic loading winds originated from electrical storms such as tornadoes and downbursts. In Brazil, it has been observed recently, an increase in the accidents of this type of structure, primarily due to incidence of strong winds. In the present research, is analyzed the dynamic behavior of a transmission line system of Eletrobras Furnas Company when subjected to downburst. In the investigation, the main analytical models available in the literature that offer the wind field of horizontal and vertical speeds and the fluctuating component were identified. Based on some of the models identified in the literature review, was implemented a computer program capable of simulating all components of the velocity of a moving downburst. Based on the implemented program was conducted a parametric study in order to identify the combination of variables that causes the greatest kinetic stored energy. Finally is presented a structural review of the columns of the central tower of the system, by examining the demand/capacity relationship. Regarding to the parametric study, it was found that the combination of variables which causes the most critical internal forces varies for each component of the line considered. The sensibility study of the variables involved the models used in this study revealed that there is a growing monotonic increase in the stored energy with the accretion of  $r_m$  and  $t_1$ .parameters for most of the cases, except when  $t_0 = 500$  s. Analyses conducted using the fluctuations in the mean wind field reveal that the resonant response of the conductor and ground wire cables can be neglected, a fact that was confirmed by the values obtained from the slope of the trend lines held.

Key-words: downburst, transmission line, dynamic behavior, numerical simulation.

## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO</b> .....	27
<b>1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO</b> .....	27
<b>1.2 MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVA DA PESQUISA</b> .....	34
<b>1.3 OBJETIVOS</b> .....	42
1.3.1 Objetivos principais .....	42
1.3.2 Objetivos parciais .....	43
<b>1.4 APRESENTAÇÃO DO TRABALHO</b> .....	43
<b>2 ESTADO DA ARTE</b> .....	45
<b>2.1 A DESCOBERTA DO <i>DOWNBURST</i></b> .....	45
<b>2.2 FORMAÇÃO E CLASIFICAÇÃO DOS <i>DOWNBURST</i></b> .....	49
2.2.1 Classificação dos <i>downburst</i> .....	51
<b>2.3 CARACTERÍSTICAS DO ESCOAMENTO PROVENIENTE DE UM <i>DOWNBURST</i></b> .....	52
<b>2.4 MODELOS ANALÍTICOS PARA A SIMULAÇÃO DO CAMPO DE VELOCIDADES DO VENTO DURANTE UM <i>DOWNBURST</i></b> .....	57
2.4.1 Modelo de Zhu e Etkin (1985) .....	57
2.4.2 Modelo de Oseguera e Bowles (1988) .....	60
2.4.3 Modelo de Vicroy (1992) .....	63
2.4.4 Modelo de Riera e Rocha (1998) .....	65
2.4.5 Modelo de Wood e Kwok (1998) .....	68
2.4.6 Modelo de Holmes e Oliver (2000) .....	69
2.4.7 Modelo de Ponte Júnior (2005) .....	73
2.4.8 Modelo de Chay et al. (2006) .....	77
2.4.9 Modelo de Chen e Letchford (2007) .....	82
2.4.10 Modelo de Qu e Ji (2009) .....	87
2.4.11 Modelo de Abdelaal et al. (2012) .....	90
<b>2.5 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS ANALÍTICOS CONSIDERADOS NA INVESTIGAÇÃO</b> .....	93
<b>3 CONSIDERAÇÕES SOBRE A MODELAGEM NUMÉRICA DA LINHA DE TRANSMISSÃO</b> .....	98
<b>3.1 DESCRIÇÃO DO MODELO DA LINHA DE TRANSMISSÃO</b> .....	98
3.1.1 Considerações sobre a modelagem das torres .....	98
3.1.2 Considerações sobre os cabos .....	101
3.1.3 Considerações sobre a cadeia de isoladores .....	109
3.1.4 Representação da continuidade da linha de transmissão .....	110
<b>3.2 ANÁLISE MODAL</b> .....	114

<b>3.3 COEFICIENTES AERODINÂMICOS DA TORRE.....</b>	<b>116</b>
<b>4 IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL.....</b>	<b>121</b>
<b>4.1 PROGRAMA COMPUTACIONAL TLT_SIMULATION .....</b>	<b>121</b>
<b>4.2 SOLUÇÃO DAS EQUAÇÕES DE EQUILÍBRIO ATRAVÉS DO MÉTODO DE SUPERPOSIÇÃO MODAL .....</b>	<b>135</b>
<b>5 ESTUDO PARAMÉTRICO E ANÁLISE DOS RESULTADOS .....</b>	<b>137</b>
<b>5.1 DEFINIÇÃO E ESTIMATIVA DA FAIXA DE VARIAÇÃO DOS PARÂMETROS ENVOLVIDOS NO ESTUDO .....</b>	<b>137</b>
<b>5.2 CRITÉRIO PARA A DETERMINAÇÃO DA CONDIÇÃO MAIS CRÍTICA DE CARGA NA LINHA DE TRANSMISSÃO.....</b>	<b>141</b>
<b>5.3 INFLUÊNCIA DAS FLUTUAÇÕES NA RESPOSTA RESONANTE DA LINHA DE TRANSMISSÃO.....</b>	<b>148</b>
<b>5.4 CÁLCULO DA CARGA ESTÁTICA EQUIVALENTE.....</b>	<b>153</b>
<b>5.5 REVISÃO ESTRUTURAL DA TORRE CENTRAL .....</b>	<b>155</b>
<b>6 CONCLUSÃO.....</b>	<b>166</b>
<b>6.1 COMENTÁRIOS FINAIS E CONCLUSÕES.....</b>	<b>166</b>
<b>6.2 SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS .....</b>	<b>168</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>169</b>
<b>APÊNDICE A VISTA ISOLADA DOS MÓDULOS DA TORRE A-33.....</b>	<b>178</b>

## LISTA DE FIGURAS

### CAPÍTULO 1

Figura 1. 1 – Linha de transmissão conformada por torres autoportantes. Fonte (ABOSHOSHA, 2014).....	27
Figura 1. 2 – Exemplo de uma das torres colapsadas . Fonte (KAŇÁK et al., 2007).....	28
Figura 1. 3 – Caso crítico do downburst. a) Configuração crítica, b) Carga aplicada nos condutores normalizada pela carga aplicada no ponto p. ....	30
Figura 1. 4 – Braço de uma torre estaiada colapsada produto da diferença de tensões causada por ventos de downburst.....	31
Figura 1. 5 – Casos considerados na pesquisa de Rodolfo (2013). ....	34
Figura 1. 6 – Quantidade de fenômenos de origem natural ocorridos no período de 1950-2012 a nível mundial. Fonte (LEANING; GUHA-SAPIR, 2013). ....	35
Figura 1. 7 – Tipos de desastres naturais mais frequentes no Brasil. Fonte (MARCELINO, 2008).....	35
Figura 1. 8 – Distribuição dos desastres naturais no Brasil (1900-2006). Fonte (MARCELINO, 2008).....	36
Figura 1. 9 – Mapa de distribuição de descargas elétricas por Km <sup>2</sup> por ano. Fonte (NASA, 2006).....	37
Figura 1. 10 – Profundidade e localização de núcleos convectivos identificados por Romatschke e Houze. Fonte (ROMATSCHKE; HOUZE JR, 2010).....	38
Figura 1. 11 – Casos de downburst observados no Brasil. Fonte (LIMA, 2014).....	39
Figura 1. 12 – Distribuição geográfica das quedas de torres no Sistema de Transmissão de Itaipu. Fonte (OLIVEIRA, 2007) .....	41
Figura 1. 13 – Campo de velocidade: a) Vento típico da camada limite b) Downburst.....	42

### CAPÍTULO 2

Figura 2. 1 – Padrão de ventos divergentes observado por Fujita durante sua pesquisa aérea. Fonte (FUJITA, 1985). ....	45
Figura 2. 2 –a) Análise de Fujita dos eventos de ventos intensos e as rotas de voos das 14 aeronaves no aeroporto JFK o dia 24 de junho de 1975 logo antes do acidente do voo Eastern 66. b) Trajetória do voo de Eastern 902 (aproximação abortada) e a hipóteses de fluxo de ar. c)	

mesmo que [b] Trajetória do voo Eastern 66, voo envolvido no acidente. Fonte (WILSON; WAKIMOTO, 2001) .....	47
Figura 2. 3 – Padrões de vento provenientes de downburst detectados na pesquisa de Fujita. Fonte (FUJITA, 1985) .....	48
Figura 2. 4 – Sequência de fotos de um microburst ocorrido em julho de 1978 no estado de Kansas nos Estados Unidos de América. Fonte (FUJITA, 1985). .....	48
Figura 2. 5 – Projetos NIMROD e JAWS. Fonte (NGUYEN, 2012). .....	49
Figura 2. 6 – Representação de um downburst. Fonte (CONCEIÇÃO, 2013).....	50
Figura 2. 7 – Estágios de uma tempestade elétrica. Fonte (NOAA, 2003). .....	50
Figura 2. 8 – Esquema de um downburst estacionário e não estacionário. Adaptado de (FUJITA, 1981).....	51
Figura 2. 9 – Comparação da velocidade do vento normalizada para um vento característico da camada limite modelado através de uma lei exponencial e um microburst estacionário simulado utilizando técnicas experimentais e CFD. Fonte (KIM; HANGAN, 2007) .....	53
Figura 2. 10 – $\Delta V$ e D em função do tempo. a) $\Delta V$ , normalizado pelo valor máximo $\Delta V_{max}$ para cada microburst versus tempo. b) Diâmetro D versus tempo. Fonte (HJELMFELT, 1988)....	53
Figura 2. 11 – Perfis verticais de: a) Velocidade radial no instante onde ocorre a $V_{max}$ , a linha solida respresenta a média dos valores. b) Diâmetro. Fonte (HJELMFELT, 1988). .....	54
Figura 2. 12 – Simulação numérica do jato de ar sobre uma superfície plana (impinging jet). Adaptado de (KIM; HANGAN, 2007). .....	55
Figura 2. 13 – Comparação dos perfis verticais normalizados da velocidade radial máxima registrados durante o projeto JAWS com aquele obtido a partir de experimentos numéricos nas investigações de Poreh et al. (1967). Fonte (HJELMFELT, 1988).....	55
Figura 2. 14 – a) Evolução do ciclo de vida médio dos downburst registrados durante o projeto JAWS. b) Características médias dos microburst observados durante o projeto JAWS. Adaptado de (HJELMFELT, 1988). .....	56
Figura 2. 15 – Representação do modelo dupla folha. Adaptado de (ZHU; ETKIN, 1985). ...	58
Figura 2. 16 – Perfis verticais utilizados como base nas investigações de Oseguera e Bowles. Fonte (OSEGUERA; BOWLES, 1988). .....	61
Figura 2. 17 – Comparação do perfil vertical de vento para diferentes modelos incluindo o de Oseguera e Bowles. Fonte (OSEGUERA; BOWLES, 1988).....	62
Figura 2. 18 – Novas funções de forma propostas por Vicroy. Adaptado de (VICROY, 1991). .....	64



Figura 2. 19 – Comparação dos perfis de vento horizontais normalizados ao longo do raio incluindo o modelo de Vicroy com $\alpha = 2$ . Adaptado de (VICROY, 1991). .....	64
Figura 2. 20 – Comparação do modelo de Zhu e Etkin com a aproximação da distribuição de Rayleigh. Fonte (RIERA; ROCHA, 1998).....	66
Figura 2. 21 – Características do modelo de Riera e Rocha. Adaptado (RIERA; ROCHA, 1998) .....	67
Figura 2. 22 – Histograma de velocidades. Fonte (RIERA; ROCHA, 1998).....	67
Figura 2. 23 – Representação esquemática do túnel de vento utilizado por Wood e Kwok. Adaptado de (WOOD et al., 2001). .....	68
Figura 2. 24 – Perfil de velocidade média normalizada para uma distância de 2D a partir da saída do jato de ar. Adaptado de (WOOD et al., 2001). .....	69
Figura 2. 25 – Exemplo da soma vetorial do vento ambiental com o vento radial do downburst. Adaptado de (CHEN; LETCHFORD, 2004). .....	70
Figura 2. 26 – Perfil radial sugerido por Holmes e Oliver. Adaptado de (HOLMES; OLIVER, 2000). .....	71
Figura 2. 27 – Combinação vetorial da velocidade radial e de translação. Adaptado de (HOLMES; OLIVER, 2000). .....	72
Figura 2. 28 – Comparação entre a simulação realizada por Holmes e Oliver e o registro de vento da base aérea Andrews. Adaptado de (HOLMES; OLIVER, 2000) .....	73
Figura 2. 29 – Esquema da tormenta elétrica. Fonte (PONTE JR, 2005). .....	74
Figura 2. 30 – Linha de corrente genérica com as componentes radial e axial da velocidade tangencial. Fonte (RIERA; PONTE JR, 2012). .....	75
Figura 2. 31 – Altura normalizada versus raio normalizado. Adaptado de (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006). .....	79
Figura 2. 32 – Exemplos de perfis verticais a diferentes raios medidos desde o centro do downburst para $\alpha = 2$ , $r_p = 1500\text{ m}$ , $z_m = 80\text{ m}$ , $c_1 = -0,15$ , $c_2 = -3,2174$ e $\lambda = 0,0595$ . Adaptado de (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006). .....	79
Figura 2. 33 – Registro de velocidade simulado a partir do modelo OBV modificado. a) Cenário I e b) Cenário II. Adaptado de (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006). .....	81
Figura 2. 34 – Registro de velocidade simulado utilizando CFD. Adaptado de (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006). .....	82
Figura 2. 35 – Comparação do histórico no tempo da velocidade simulada e registrada. Adaptado de (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006). .....	82

Figura 2. 36 – Torres e pontos de observação instrumentados por Chen e Letchford. Adaptado de (CHEN; LETCHFORD, 2006). .....	84
Figura 2. 37 – PSDs da flutuação normalizada para RFD e The Derecho em conjunto com o PSD de von Karman-Harris com $\sigma u = 1$ e $IuU = 3.5$ . Adaptado de (CHEN; LETCHFORD, 2005). .....	85
Figura 2. 38 – Velocidade de vento simulada e observada a 10 metros de altura do downburst RFD. Adaptado de (CHEN; LETCHFORD, 2007). .....	86
Figura 2. 39 – Comparação dos resultados obtidos através da aplicação da equação 2.56 com os dados observados na pesquisa de Hjelmfelt. Adaptado de (HJELMFELT, 1988). .....	87
Figura 2. 40 – Comparação dos resultados da simulação da velocidade média do vento: a) Modelo de Chen e Letchford (2004) b) Modelo Qu e Ji (2009). .....	88
Figura 2. 41 – Comparação das simulações realizadas através do modelo OBV com os registros reais do anemômetro localizado na AAFB. Adaptado de (QU; JI, 2009) .....	90
Figura 2. 42 – Comparação dos modelos de Chay et al. e Abdelaal et al. [a] Distribuição vertical do perfil de velocidade horizontal, [b] Distribuição horizontal do perfil de velocidade horizontal. Adaptado de (ABD-ELAAL; MA; MILLS, 2012). .....	93
Figura 2. 43 – Projeção horizontal da linha de transmissão com as coordenadas do downburst. Adaptado de (ABD-ELAAL; MA; MILLS, 2012). .....	93
Figura 2. 44 – Comparação dos perfis de vento horizontais normalizados ao longo do raio de vários modelos. ....	95
Figura 2. 45 – Comparação entre três modelos de perfil vertical com aquele obtido no projeto JAWS. ....	96
Figura 2. 46 – Comparação entre os registros obtidos na pesquisa de Chen (2005) com os perfis utilizados na figura 2.44. ....	96

### **CAPÍTULO 3**

Figura 3. 1 – Silhueta da torre de seção quadrada autoportante A33. Dimensões em metros. .	99
Figura 3. 2 – Tipologia de seções transversais disponíveis para o elemento Frame. ....	100
Figura 3. 3 – Representação do modelo 3D da torre A33, com detalhe do primeiro trecho. .	101
Figura 3. 4 – Características do cabo inclinado considerado na pesquisa de (GREY, 2006). .	102
Figura 3. 5 – Relação força-deslocamento de um cabo inclinado para diferentes modelos. Adaptado de (GREY, 2006). ....	102

Figura 3. 6 – Cabo inclinado entre os suportes 1 e 2 com alturas diferentes. Adaptado de (KAMINSKI, 2007). .....	104
Figura 3. 7 – Arranjo dos cabos condutores CAA 636MCM-26/7. ....	106
Figura 3. 8 – Deslocamento do cabo para-raios para diferentes valores de tração inicial.....	107
Figura 3. 9 – Comparação entre os resultados da deformada dos cabos a) pesquisa de Kaminski (2007), b) presente investigação.....	108
Figura 3. 10 – Comparação entre os resultados da equação 3.6 e os resultados numéricos pelo SAP. a) Cabo condutor, b) Cabo para-raio.....	109
Figura 3. 11 – Detalhe da cadeia de isoladores. ....	110
Figura 3. 12 – Primeiro modo de oscilação da linha de transmissão a) Presente trabalho b) Modelo utilizado por (BATTISTA; RODRIGUES; PFEIL, 2003).....	113
Figura 3. 13 – Representação das formas modais 1, 3 e 4 respetivamente do sistema composto por cabos e torres [esquerda presente investigação e direita estudo de (OLIVEIRA, 2006). ....	114
Figura 3. 14 – Representação das formas modais 1, 2 e 3 da torre isolada. ....	115
Figura 3. 15 – Módulos da torre, para as medições em túnel de vento. Adaptado de (RIPPEL, 2005).....	117
Figura 3. 16 – Referência para ângulo de incidência do vento. Adaptado de (RIPPEL, 2005). ....	117

## **CAPÍTULO 4**

Figura 4. 1 – Etapas de trabalho do programa TLT_Simulation. ....	121
Figura 4. 2 – Representação dos modos de oscilação 1 e 4 através do programa SAPReading (esquerda) e SAP 2000 (direita). ....	122
Figura 4. 3 – Representação da rigidez considerada no processo de linearização realizado..	123
Figura 4. 4 – Ponto de aplicação da carga de 100 kN na torre central. ....	124
Figura 4. 5 – Convergência da solução versus quantidade de modos superpostos. a) nó central de um dos cabos condutores e b) nó onde a carga de 100 kN foi aplicada. ....	125
Figura 4. 6 – Comparação dos resultados entre a análise não-linear utilizando o SAP 2000 e os resultados utilizando superposição modal para a carga de 100 kN. Esquerda (deslocamento na direção Y) e direita (Deslocamentos da direção Z). ....	125
Figura 4. 7 – Esquema do trabalho do programa TLT_Simulation.....	126
Figura 4. 8 – Esquema do caminho percorrido pelo downburst até o ponto de análise. ....	127

Figura 4. 9 – Validação da função Holmes do programa TLT_Simulation através da reprodução da componente média do registro da BFAA. [a] Simulação realizada por Holmes e Oliver (2000), [b] Simulação realizada com o programa TLT_Simulation. ....	127
Figura 4. 10 – Esquema do caminho recorrido pelo downburst até o ponto de análise. ....	128
Figura 4. 11 – Comparação dos resultados obtidos na pesquisa de Qu e Ji (2009) (esquerda) e nesta investigação utilizando o programa TLT_Simulation (direita). ....	129
Figura 4. 12 – Representação do campo de velocidades não turbulento do downburst para diferentes instantes de tempo utilizando o programa TLT_Simulation. ....	129
Figura 4. 13 – Representação do campo de velocidades turbulento (direita) e não turbulento (esquerda) do downburst simulado na pesquisa de LI et al. (2009). Fonte (LI et al., 2009)..	130
Figura 4. 14 – Representação do campo de velocidades vertical não turbulento de um downburst. [a] Simulação por CFD realizada na pesquisa de Kim e Hangan (2007). [b] Perfil vertical de velocidades simulado através do programa TLT_Simulation. ....	130
Figura 4. 15 – Configuração considerada no exemplo. ....	131
Figura 4. 16 – Velocidade nos condutores normalizada pela velocidade no ponto P. [a] presente investigação. [b] resultados da pesquisa de Shehata e El Damatty (2008). ....	132
Figura 4. 17 – Variação da área fictícia projetada no eixo no tempo para o nó 1088. ....	133
Figura 4. 18 – Esquema com a representação da componente da área fictícia considerada no caso dos cabos. ....	134

## CAPÍTULO 5

Figura 5. 1– Histórico no tempo da velocidade média no topo da estrutura calculada apartir do programa Static. ....	138
Figura 5. 2– Histórico no tempo da velocidade média no topo da estrutura simulada utilizando os modelos de Holmes e Vicroy. ....	139
Figura 5. 3– Posições dos eventos consideradas na pesquisa atual. ....	140
Figura 5. 4– Comparação da equação 2.28 com os perfis observados por Hjelmfelt (1988). Adaptado de Holmes e Oliver (2001). ....	141
Figura 5. 5– Combinação de variáveis que geram o evento mais crítico para o sistema analisado. ....	143
Figura 5. 6– Campo de velocidades horizontal para 10 metros de altura no instante de tempo onde ocorrem os máximos valores de energia elástica armazenada. a) $rp = 1000 m$ , b) $rp = 1500 m$ , c) $rp = 2000 m$ . ....	144

Figura 5. 7– Variação da energia elástica no tempo para a combinação crítica de variáveis. a) Modelo de Holmes, b) Modelo de Vicroy.....	145
Figura 5. 8– Comparação entre os registros obtidos na pesquisa de Chen (2005) para diferentes perfis verticais. Fonte (CHEN, 2005).....	145
Figura 5. 9– Comportamento da energia elástica máxima nos cabos condutores com a variação dos parâmetros $Tt$ e $rp$ fixando $X0$ e $Tm$ . a) Modelo de Vicroy, b) Modelo de Holmes.....	147
Figura 5. 10– Comportamento da energia elástica máxima nos cabos condutores com a variação dos parâmetros $X0$ e $Tm$ ., fixando as variáveis $Tt$ e $rp$ . a) Modelo de Vicroy, b) Modelo de Holmes.....	148
Figura 5. 11– Densidade espectral de potencia (DSP) das flutuações modelada através de equação 2.65. ....	150
Figura 5. 12– Variação da intensidade de turbulência com tempo via espectro da equação 2.65. ....	150
Figura 5. 13– Campo de velocidade simulado segundo o modelo: a) Holmes, b) Vicroy (esquerda vento médio e direita vento médio + flutuações). ....	151
Figura 5. 14– Variação da energia potencial do cabo condutor no tempo com e sem a consideração das flutuações.....	151
Figura 5. 15– Comparação entre os resultados da máxima energia armazenada nos elementos da linha de transmissão contemplando as flutuações no campo de velocidades média: a) Modelo de Vicroy, b) Modelo de Holmes. ....	153
Figura 5. 16– Soma algébrica das forças estáticas equivalentes: a) eixo x, b) eixo y, c) eixo z. ....	155
Figura 5. 17– Cenários considerados para a realização da revisão estrutural das columnas..	156
Figura 5. 18– Campo de velocidades de vento gerado a 10 metros de altura para diferentes valores de $X0$ . a) $X0 = 0$ m, b) $X0 = 400$ m, c) $X0 = 800$ m.....	157
Figura 5. 19– Denominação dos montantes segundo os vértices correspondentes. ....	158
Figura 5. 20– Distribuição da força axial na altura da torre para os modelos considerados (Vicroy e Holmes). a) Montante mais solicitado a compressão, b) Montante mais solicitado a tração. ....	159
Figura 5. 21– Distribuição da relação demanda/capacidade ( $R$ ) na altura da torre. a) Montante mais comprimido, b) Montante mais tracionado. ....	160
Figura 5. 22– Representação espacial da treliça da torre central da linha modelada . ....	161
Figura 5. 23– Distribuição do momento fletor no montante mais comprimido da torre central. ....	161

Figura 5. 24– Colpasos de torres de transmissão tipo Delta resgistrados em Cândido Mota, no centro-oeste de São Paulo. Fonte: (DEOLHONOTEMPO, 2012). .....	162
Figura 5. 25– Perfil vertical de velocidades gerado no programa Static para rugosidade de terreno (II), período de recorrência (50 anos).....	163
Figura 5. 26– Distribuição na altura da relação demanda/capacidade: a) Montante mais comprimido, b) Montante mais tracionado.....	163
Figura 5. 27– Perfil vertical de velocidade gerado através dos modelos de Vicroy, Holmes e NBR 6123. ....	164
Figura 5. 28– Representação das modificações realizadas no modelo A-33 no sistema de enrijecimento horizontal. ....	165
Figura 5. 29– Distribuição na altura da relação demanda/capacidade considerando as modificações estruturais realizadas na estrutura: a) Montante mais comprimido, b) Montante mais tracionado.....	165

## **APÊNDICE A**

Figura A. 1— Vista transversal dos módulos: a) Cabeça, b) Tronco comum, c) Extensão 12 m, d) Pernas 9 m. ....	178
Figura A. 2— Vista longitudinal dos módulos: a) Cabeça, b) Tronco comum, c) Extensão 12 m, d) Pernas 9 m. ....	179

## LISTA DE TABELAS

### CAPÍTULO 1

Tabela 1. 1 – Empreendimentos em operação no Brasil segundo a fonte de energia. Fonte (ANEEL, 2015). .....	40
Tabela 1. 2 – Empreendimentos em construção e com construção não iniciada no Brasil segundo a fonte de energia. Adaptado de (ANEEL, 2015).....	40

### CAPÍTULO 2

Tabela 2. 1 Comparação das características de cada modelo. ....	94
Tabela 2. 2 Parâmetros utilizados nos modelos. Adaptado de (CHEN; LETCHFORD, 2004). .....	95
Tabela 2. 3 Modelos utilizados no programa TLT_Simulation.....	97

### CAPÍTULO 3

Tabela 3. 1 Propriedades do condutor CAA 636MCM-26/7. ....	105
Tabela 3. 2 Propriedades do cabo para-raios. ....	105
Tabela 3. 3 Características do cabo condutor utilizado por Kaminski. Fonte (KAMINSKI, 2007) .....	107
Tabela 3. 4 Primeiro modo de oscilação para os esquemas considerados.....	113
Tabela 3. 5 Frequências naturais de vibração da torre. ....	114
Tabela 3. 6 Frequências naturais de vibração do sistema estrutural completo.....	116
Tabela 3. 7 Valores das áreas fictícias para os módulos considerados.....	119
Tabela 3. 8 Ajuste da fórmula da IEC 60826 .....	119
Tabela 3. 9 Resíduos do ajuste. ....	120

### CAPÍTULO 4

Tabela 4. 1 Coeficiente de arrasto, $C_a$ para fios e cabos com $ld > 60$ .....	134
---	-----

## **CAPÍTULO 5**

Tabela 5. 1 Valores de $T_{máx}$ (s), $T_t$ (min) e $r_p$ (m) provenientes da pesquisa de Hjelmfelt. Adaptado de Hjelmfelt (1988).....	137
Tabela 5. 2 Comparação do deslocamento transversal obtido a partir da análise não-linear no SAP 2000 e o obtido mediante o uso da superposição modal no MATLAB. ....	154



## LISTA DE SÍMBOLOS

$1i$	Unidad imaginaria
1.58	Parâmetro que corrige o modelo para estabelecer as condições de contorno, ou seja, para $t = T$ tem-se que $V(t) = V_t$
$a(x, y, z, t)$	Fator de modulação da amplitude
$A$	Área da seção transversal do cabo [ $m^2$ ]
$A_{f1}$	Área fictícia para o ângulo de incidência de $0^\circ$
$A_{f2}$	Área fictícia para o ângulo de incidência de $90^\circ$
$A$	Área projetada [ $m^2$ ]
$B$	Diferença de nível entre os pontos de suspensão do cabo [ $m$ ]
$C_1$ e $C_2$	Parâmetros do modelo de Vicroy $C_1 = 0.133$ e $C_2 = 1.1534$
$C_A$	Coefficiente de arrasto
$\vec{c}$	Vetor que contem a direção do elemento de cabo
$\cos(\theta) = \left\{ \frac{\left( \frac{dz}{dr_h} \right)^2}{\left[ 1 + \left( \frac{dz}{dr_h} \right)^2 \right]} \right\}^{1/2}$	
$E$	Módulo de elasticidade [ $N/m^2$ ]
$E$	Inverso da escala do modelo
$F$	Força em N medida experimentalmente
$f_e$	Flecha máxima da catenária teórica [ $m$ ]
$\vec{f}$	Vetor da área fictícia que provoca arrasto na direção ortogonal ao cabo, coplanar à direção do vento
$g$	Aceleração da gravidade
$H$	Altura da superfície terrestre da área $S$ onde se origina a tormenta.
$H_c$	Altura do solo até o centro da nuvem
$H_p$	Componente horizontal da força de tração nos extremos do cabo [ $N$ ]

$H$	Componente horizontal da tração estática [N]
$I_{u10}$	Intensidade de turbulência a 10 metros de altura do solo.
$K_L$	Coefficiente de rigidez longitudinal do cabo [N/m]
$K_V$	Coefficiente de rigidez vertical do cabo [N/m]
$K_T$	Coefficiente de rigidez transversal do cabo [N/m]
$k = 0.2$	Fator de proteção
$L_S$	Comprimento do trajeto da tormenta (distância entre A e B);
$L_c$	Longitude reta entre os pontos extremos do cabo inclinado [m]
$L$ e $L_e$	Distâncias ilustradas na Figura 3.6 [m]
$L$	Comprimento total do cabo [m]
$L_1$	Comprimento da cadeia de isoladores [m]
$L_x$	Dimensão da projeção horizontal do cabo [m]
$\ell_{teórica}$	Comprimento do cabo na catenária teórica
$M_{k\ isol}$	Porção da massa modal referente aos isoladores
$M_{k\ torre}$	Porção da massa modal referente as torres
$M_{k\ cond}$	Porção da massa modal referente aos cabos condutores
$M_{k\ para}$	Porção da massa modal referente aos cabos para-raios
$M_{ux}$	Momento atuante no eixo x (N mm)
$M_{uy}$	Momento atuante no eixo y (N mm)
$M_{nx}$	Momento resistente no eixo x (N mm)
$M_{ny}$	Momento resistente no eixo y (N mm)
$n_s$	Média anual de tormentas dentro da região de controle;
$p$	Peso por unidade de comprimento do cabo [N/m]
$P_u$	Força axial atuante (N)
$P_u$	Força axial resistente (N)
$p_z$	Peso por unidade de comprimento do cabo [N/m]

$P(H_c)$	Pressão para uma altura $H_c$
$P(z)$	Pressão para uma altura $z$
$r$	Coordenada radial (medida ao centro do <i>downburst</i> ) [m]
$r_m$	Raio onde a velocidade máxima horizontal é atingida [m]
$r_p$	Raio onde a velocidade máxima é atingida [m]
$R$	Escala de comprimento radial
$r_{m\acute{a}x}$	Distância radial na qual ocorre a velocidade radial horizontal máxima ( $V_{r,m\acute{a}x}$ )
$S$	Comprimento do cabo [m]
$S_m$	Comprimento do cabo do passo anterior [m]
$S(x, y, z, t)$	Velocidade de vento total
$\bar{S}(x, y, z, t)$	Velocidade de vento média (vento não turbulento)
$s'(x, y, z, t)$	Velocidade de vento flutuante (vento turbulento)
$S_u(\omega, z)$	Espectro de potência das flutuações normalizadas

$$\sin(\theta) = \left\{ \frac{1}{\left[ 1 + \left( \frac{dz}{dr_h} \right)^2 \right]} \right\}^{1/2}$$

$randn$	Distribuição gaussiana de números aleatórios com média zero e desvio padrão unitário.
$t$	Tempo medido a partir do qual o <i>downburst</i> atinge o pico intensidade
$T$	Duração característica da tempestade
$\bar{U}(x, y, z, t)$	Componente horizontal da velocidade média do vento do <i>downburst</i>
$\bar{U}_{10}$	Velocidade média medida a 10 metros de altura
$u$	Componente radial da velocidade numa coordenada radial $r$ a uma altura $z$
$U(z, t)$	Velocidade radial do vento a uma altura $z$ em um instante de tempo $t$ ;
$\bar{U}(z, t)$	Velocidade média do vento a uma altura $z$ em um instante de tempo $t$ , considerada como determinista no modelo;

$\tilde{U}(z, t)$	Parcela flutuante induzida pela turbulência, tratada como um processo aleatório não estacionário.
$u(z, t)$	Velocidade flutuante do vento normalizada em relação ao desvio padrão, portanto com variância e desvio padrão unitário.
$U(x, y, z, t)$	Velocidade total do vento
$\bar{U}(x, y, z, t)$	Velocidade média do vento
$u'(x, y, z, t)$	Velocidade flutuante do vento
$\bar{U}_{\text{trans}} = \bar{U}_{10} \left(\frac{z}{10}\right)^\alpha$	Velocidade de fundo da camada limite
$V_r(x)$	Velocidade radial a uma altura $z$ qualquer
$V_x, V_y, e V_z$	Componentes do campo de velocidade do vento originado pelo <i>downburst</i>
$\vec{V}_0$	Velocidade de fundo (Referida à velocidade da superfície);
$V_r(z)$	Velocidade radial a uma altura $z$ ;
$V_{r,\text{máx}}$	Máxima velocidade radial do <i>downburst</i> ;
$V_r$	Velocidade radial do jato de ar
$V_a$	Velocidade axial do jato de ar
$V_t$	Velocidade tangencial a uma altura $h$
$V$	Velocidade do escoamento durante a medição dos dados
$V$	Velocidade média do vento [m/s]
$\vec{v}$	Vetor que contem a direção do vento
$w$	Componente vertical da velocidade numa coordenada radial $r$ a uma altura $z$
$\bar{W}(x, y, z, t)$	Componente vertical da velocidade média do vento do <i>downburst</i>
$w$	Peso por unidade de comprimento do cabo [N/m]
$W_1$	Peso da cadeia de isoladores [N/m]
$x_0$	Posição da flecha máxima na catenária teórica após a aplicação do peso próprio do cabo [m]
$x$	Distância radial a partir do centro do jato de ar

$(x_A, y_A)$	Ponto de início da tormenta, A;
$(x_B, y_B)$	Ponto onde termina a tormenta, B;
$(x_C, y_C)$	Coordenadas do ponto de controle, C;
$y(x)$	Equação que descreve a catenária teórica
$z^*$	Altura característica fora da camada limite [m]
$z$	Altura acima de solo [m];
$z_m$	Altura onde a velocidade máxima é atingida [m]
$\alpha$	Constantes do modelo de Vicroy.
$\alpha$	Ângulo de incidência do escoamento
$\alpha$	Coefficiente de rugosidade do terreno
$\gamma, \delta, \kappa, \chi$	Parâmetros da função de forma, com os seguintes os valores 0.85, 2, 0.6, 1.05 respectivamente.
$\delta$	Altura onde $V_r(\delta) = \frac{V_{r,m\acute{a}x}}{2}$ [m]
$\varepsilon$	Altura característica dentro da camada limite [m]
$\theta$	Ângulo que forma o cabo com a horizontal
$\theta_s$	Direção da tormenta, em sentido anti-horário a partir do eixo y;
$\kappa(x, y, z, t)$	Processo estocástico Gaussiano com desvio padrão unitário;
$\lambda$	Fator de escala $[\text{s}^{-1}] \lambda = \frac{w_{m\acute{a}x}}{z^*(e^{-(z_h/z^*)} - 0.92)} = \frac{u_m}{0.2357R}$
$\lambda$	Parâmetro de escala $\lambda = \frac{u_{m\acute{a}x} - \bar{U}_{10} \left(\frac{z_m}{10}\right)^\alpha}{0.913r_m}$
$(\xi, \eta)$	Coordenadas do diferencial de área de origem da tempestade, $d\xi d\eta$
$\Pi$	Fator de intensidade de turbulência
$\rho$	Massa específica do ar
$\rho_a$	Densidade do ar $1,225 \text{ kg/m}^3$
$\sigma(\xi, \eta)$	Função de distribuição da intensidade da tempestade
$\sigma_s$	Intensidade característica da tormenta

$\tilde{\sigma}(z, t)$	Desvio padrão variável no tempo
$\sigma(z)$	Desvio padrão do ruído branco do processo AR(2)
$\phi_1(z)$ e $\phi_2(z)$	Coefficientes do modelo AR(2)
$\phi$ (0.85)	Coefficiente de minoração da resistência, no caso de força axial de compressão
$\phi_b$	Coefficiente de minoração da resistência a flexão (0.9)

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

Na sociedade atual as estruturas de linhas de transmissão são consideradas componentes essenciais do sistema de infraestrutura urbana. Sua função é a de transmitir a eletricidade gerada nas fontes de produção até o consumidor através de uma rede de distribuição. A Figura 1.1 apresenta um sistema de transmissão típico conformado por torres autoportantes. Como mostrado na figura, os componentes principais de uma linha de transmissão são: os cabos condutores que transmitem a eletricidade, a torre que suporta os cabos condutores através de isoladores, e os cabos para-raios que transmitem as descargas elétricas indesejadas para o subsolo. As torres mostradas na Figura 1.1 geralmente são estruturas treliçadas de aço, embora sejam também utilizadas estruturas de concreto e madeira.

As estruturas de linhas de transmissão, por sua extensão, exposição e variações topográficas, se mostram vulneráveis ao carregamento dinâmico de ventos originados a partir tormentas elétricas, tais como *downbursts* e tornados. Dempsey e White (1996) reportaram que mais do 80% dos colapsos relacionados ao clima das linhas de transmissão são devidos à incidência de fortes ventos (DEMPSEY; WHITE, 1996). Na Austrália os *downburst* provocam mais do 90% das falhas nas linhas de transmissão do país (LI, 2000).

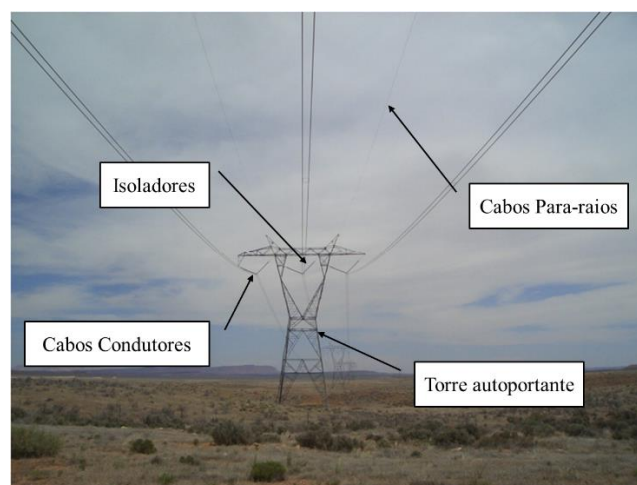


Figura 1. 1 – Linha de transmissão conformada por torres autoportantes. Fonte (ABOSHOSHA, 2014).

Nas últimas duas décadas têm sido realizadas uma série de pesquisas com a finalidade de determinar a resposta estrutural de linhas de transmissão sob a ação de fortes ventos. Savory et al. (2001) investigaram a probabilidade de falha de uma torre de transmissão submetida à ação de *downburst* e tornado. Os autores consideraram um *downburst* com uma velocidade radial máxima de 80 m/s e um tornado com uma velocidade tangencial máxima de 90 m/s. Eles concluíram que no modelo de torre estudado não se produziria falha para ventos provenientes de *downburst*, no entanto para tornados a falha ocorreria. Entretanto, nesta investigação não foram consideradas as forças transmitidas pelos cabos condutores à torre, o que certamente afetaria as conclusões da pesquisa.

Kaňák et al. (2007) estudaram o colapso de 18 torres autoportantes ocorrido no sudoeste de Eslováquia em 2003 produto da ação de um *downburst* (KAŇÁK et al., 2007). Os autores asinalaram em sua pesquisa que sete das torres colapsadas encontravam-se em um trecho de 1,2 quilômetros onde a direção da linha era perpendicular à trajetória do *downburst*. Observações de campo das torres colapsadas mostraram que a maioria dos colapsos ocorreram no terço médio da estrutura (Figura 1.2). Kaňák et al. (2007) atribuíram as falhas aos fortes ventos ocorridos no local onde os colapsos foram reportados.



Figura 1. 2 – Exemplo de uma das torres colapsadas . Fonte (KAŇÁK et al., 2007)

Shehata et al. (2005) desenvolveram um modelo de elemento finito (MEF) para analisar a resposta de uma linha de transmissão submetida a ventos provenientes de *downburst* (SHEHATA; EL DAMATTY; SAVORY, 2005). A carga de vento aplicada à linha foi o



resultado de uma simulação por CFD (dinâmica computacional de fluido) realizada na pesquisa de Kim e Hangan (2007). Uma vez que o campo de velocidades do vento foi simulado para uma escala de laboratório, mediante um modelo de CFD (com um diâmetro do jato de 0.038 m), os autores propuseram uma metodologia para utilizar os resultados escalados no laboratório no modelo de elementos finitos empregado. Na pesquisa foi comparada a resposta da linha quando submetida a ventos de *downburst* e aqueles associados a normativas de vento, neste caso a ASCE 74-91. Os resultados da comparação indicaram que:

- a) Os picos de força axial associados ao vento proveniente de *downburst* excederam a aqueles provenientes da ASCE 74-91 entre 9% e 304%.
- b) Os picos de força axial nos elementos da torre analisada dependem, em grande medida, da localização do *downburst* em relação à torre.

Shehata e El Damatty (2007) estudaram o efeito de diferentes configurações de *downburst* na resposta de uma torre estaiada de transmissão elétrica. Os autores da pesquisa realizaram um estudo paramétrico variando o tamanho do evento, através da mudança do diâmetro do jato,  $D_j$ , bem como sua localização em relação à torre estudada ( $R$  (raio do evento) e  $\theta$  (ângulo respeito à torre central do vão)). O resultado do estudo indicou que as máximas forças que aparecem nos diferentes elementos da torre estudada são causadas para diferentes combinações de eventos, ou seja, não existe uma combinação única de  $D_j$ ,  $R$  e  $\theta$ , que provoque os máximos valores (SHEHATA; EL DAMATTY, 2007).

Shehata e El Damatty (2008) realizaram uma análise da falha de uma torre estaiada pertencente à Companhia Manitoba Hydro, que colapsou durante um *downburst* ocorrido no ano de 1996. Os autores primeiramente identificaram a configuração crítica do *downburst* que provocou o colapso da torre através de um estudo paramétrico. Após determinarem a configuração crítica do evento, calcularam as cargas que atuam na estrutura. As cargas foram aplicadas de forma incremental até a ocorrência do colapso da torre. O estudo indicou que o modo de falha crítico ocorre quando um *downburst* com diâmetro do jato de ar ( $D_j$ ) igual ao dobro da distância do vão entre torres, atinge o terreno a uma distância radial de  $(1.6 D_j)$  com um ângulo de  $30^\circ$  a partir da torre de interesse (Figura 1.3 [a]) (SHEHATA; EL DAMATTY, 2008). Os correspondentes carregamentos nos condutores também são apresentados na Figura 1.3 [b]. Como pode ser observado na figura existe uma variação da carga de vento entre os vãos adjacentes, esta variação provoca uma mudança nas tensões dos cabos de cada um dos vãos,

gerando uma tração resultante de grande magnitude que atua na direção longitudinal da linha causando uma flexão fora do plano da torre, levando ao colapso na zona indicada na Figura 1.4. Darwish e El Damatty (2011) pesquisaram sobre o comportamento de uma torre autoportante e, de forma similar ao estudo de Shehata e El Damatty (2007) identificaram a configuração crítica para o modelo de torre estudado (DARWISH; EL DAMATTY, 2011).

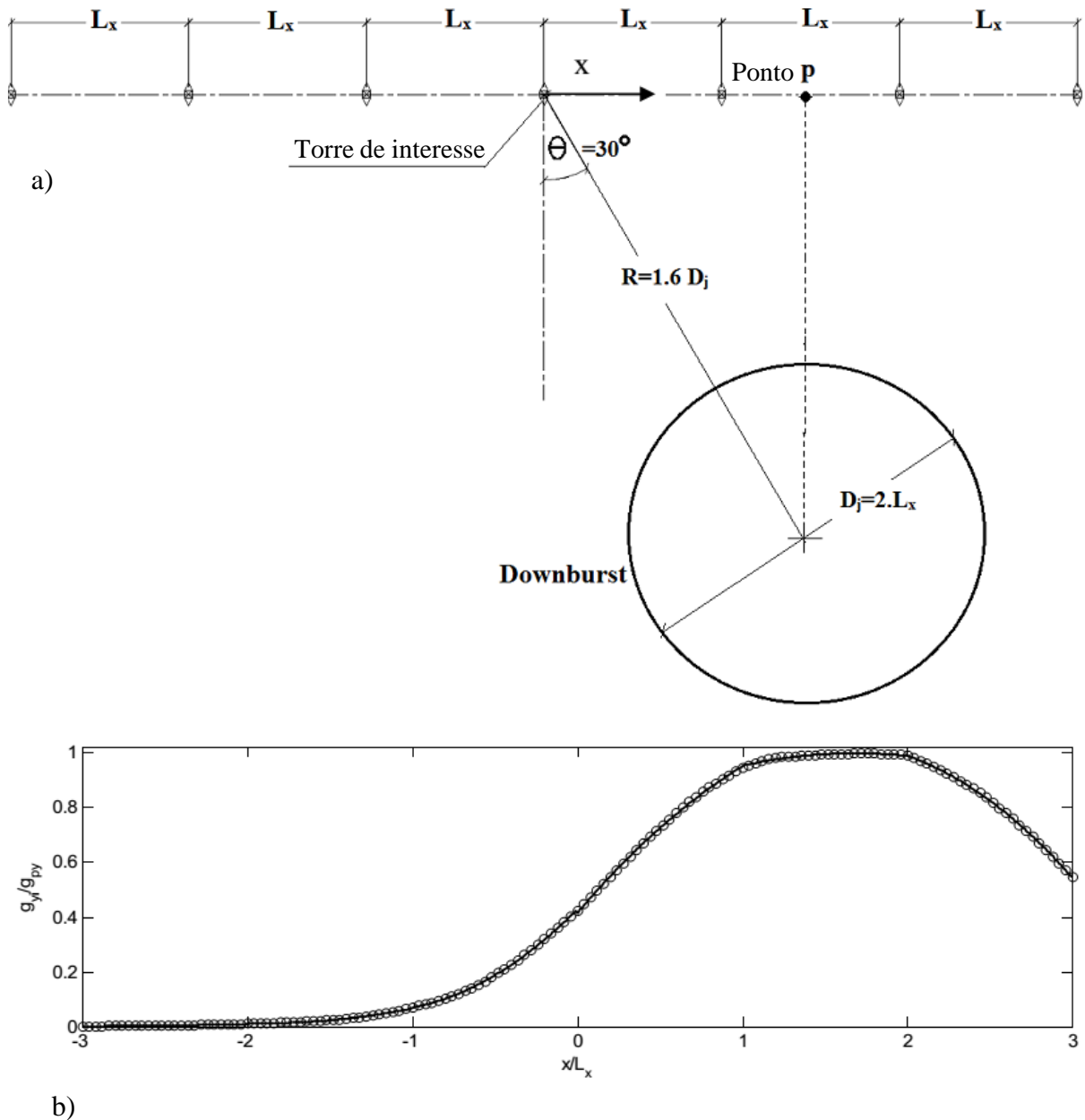


Figura 1. 3 – Caso crítico do *downburst*. a) Configuração crítica, b) Carga aplicada nos condutores normalizada pela carga aplicada no ponto p.



Figura 1. 4 – Braço de uma torre estaiada colapsada produto da diferença de tensões causada por ventos de *downburst*.

A maioria dos trabalhos mencionados que analisam o comportamento estrutural e/ou estudam as falhas em torres de transmissão submetidas a *downburst* (DARWISH; EL DAMATTY, 2011; SAVORY et al., 2001; SHEHATA; EL DAMATTY; SAVORY, 2005; SHEHATA; EL DAMATTY, 2007) foram realizados através de uma análise quasi-estática, ou seja assumindo que não existem forças inerciais e dissipativas (amortecimento estrutural) entre os componentes da linha e o vento. Embora esta hipótese seja justificável para as torres por causa de sua alta frequência fundamental, ela nem sempre é válida para os condutores, já que estes elementos apresentam frequências naturais próximas às frequências do vento turbulento. Apesar do amortecimento aerodinâmico chegar a atenuar grande parte da excitação dinâmica, produto da componente turbulenta do vento, em certos casos o amortecimento não é suficiente para atenuar os efeitos dinâmicos. Por exemplo, Loredou-Souza (1996) estudou a resposta de um vão de linha de transmissão submetido a vento da camada limite. Os resultados do estudo mostraram que, dependendo da quantidade de amortecimento aerodinâmico considerado, a resposta ressonante pode ser tão importante quanto a resposta de fundo (LOREDO-SOUZA, 1996). Outros pesquisadores como Battista et al. (2003) e Gani e Légeron (2010) enfatizaram sobre a importância da consideração dos efeitos dinâmicos na determinação da resposta de uma linha de transmissão submetida a vento da camada limite (GANI; LÉGERON, 2010).

Por outro lado, Darwish et al. (2010) concluíram em sua pesquisa que os efeitos dinâmicos nos condutores podem ser desprezados no cálculo da resposta devido à componente flutuante de

um *downburst* (DARWISH; DAMATTY; HANGAN, 2010). Duas razões podem dar origem a essa conclusão. A primeira é que no estudo os autores assumiram que a componente flutuante estava completamente correlacionada ao longo dos vãos de cabos analisados, o que maximiza a resposta de fundo comparada com a resposta ressoante. A segunda razão está relacionada com o amortecimento aerodinâmico, na pesquisa foi utilizada a expressão desenvolvida por Davenport no ano 1962, a qual considera o vento atuando normal à direção da linha. A expressão desenvolvida por Davenport em 1962 requer modificações adicionais que considerem o incremento na força de tração no condutor e o conseqüente aumento nas frequências naturais quando submetido a um *downburst* (ABOSHOSHA, 2014). Negligenciando os efeitos mencionados anteriormente pode-se sobre-estimar o amortecimento aerodinâmico, atenuando como conseqüência a excitação dinâmica. Lin et al. (2012) estudaram a resposta de um vão de linha de transmissão submetido à ação de ventos provenientes da camada limite e *downburst* (LIN et al., 2012). Nesta pesquisa a maioria dos resultados apontaram que os efeitos dinâmicos podem ser desconsiderados quando a linha é submetida a *downburst*, embora em alguns dos casos a linha não tenha sido quase-estático portanto, os autores recomendaram a necessidade de mais investigações.

No Brasil dentro das pesquisas realizadas nesta temática destacam-se as desenvolvidas pelo Laboratório de Dinâmica Estrutural e Confiabilidade lideradas pelo professor Jorge Daniel Riera. Este último desde finais da década do 70 alertava sobre as diferenças existentes nos carregamentos provocados por tormentas elétricas (PONTE; RIERA, 2010; RIERA; PONTE JR, 2012; RIERA; VIOLLAZ; REIMUNDIN, 1977). Neste contexto organizou-se um roteiro de projeto de pesquisa que incluiu: coleta de dados de vento separando os tipos de tormentas e sua caracterização estatística em termos das funções de distribuição de probabilidades (inicialmente foi realizado para o Rio Grande do Sul e depois para todo o centro- sul do Brasil); o estudo e estabelecimento de modelos numéricos para simulação, através do enfoque por processos aleatórios, do campo de velocidades destes tipos de eventos meteorológicos (em especial das TS), agindo isoladamente ou combinados; modelagem completa do sistema de LTs incluindo tramos com vários vãos para a obtenção da resposta estrutural no tempo (análise dinâmica) quando submetido a ações de origem dinâmica (vento, ruptura de cabos) até a falha (análise não linear completa)(CAPPELLARI, 2005; FADEL MIGUEL et al., 2015); aprimoramento dos modelos visando contribuições normativas tanto à IEC 60826 como à revisão da NBR 5422, neste caso encontra-se a pesquisa desenvolvida por Gheno (2014) a qual estudou as forças induzidas em cabos condutores de linhas de transmissão quando submetidos

a uma combinação de tormentas descendentes e ventos da camada limite (GHENO, 2014), na pesquisa foi aprimorado o modelo de Ponte Jr (2005) considerando a expansão espacial de uma TS carregada por um vento de fundo, aspecto importante na consideração espacial da sua ocorrência.

Outra das pesquisas realizadas no Brasil neste âmbito foi a desenvolvida por Damasceno (2012). O autor com base em alguns modelos empíricos disponíveis na literatura, implementou um programa computacional para geração das componentes horizontais da velocidade de vento. O trecho de linha de transmissão selecionado foi analisado estaticamente em termos de momento de tombamento nas torres devido ao vento de *downburst*. O autor comparou o momento resistente para estimar o número de torres que seriam levadas ao colapso. Das análises efetuadas verificou-se que, dependendo da aproximação do *downburst* em relação à estrutura, os *downbursts* podem produzir respostas muito superiores às aquelas geradas pelo usual vento da camada limite.

Conceição (2013) estudou o comportamento dinâmico de um condutor de 1000 m de vão submetido à ação de ventos da camada limite e *downburst*. Posteriormente o autor idealizou um modelo de torre de 118.4 m para suporte de 3 feixes de 4 cabos condutores cada um e dois cabos para-raios com vãos adjacentes de 1000m. Para o modelo citado anteriormente verificou-se os efeitos da ação do *downburst* para três configurações distintas, utilizando uma velocidade radial máxima de 60m/s para avaliação dos deslocamentos, variando ela entre 20 m/s e 80m/s para avaliação dos esforços gerados. Para o primeiro caso considerou-se o *downburst* deslocando-se em direção a torre, perpendicularmente à linha, para o segundo deslocando-se em direção ao meio de um dos vãos e o terceiro deslocando-se em direção a torre com um ângulo de 45° em relação à linha (Figura 1.5). Para todos os casos foi verificado que os esforços gerados na base da torre são superiores aos obtidos para análise com o vento da camada limite quando a velocidade radial máxima se aproxima do valor típico de 80m/s.

No âmbito do CIGRE principal fórum internacional de discussões técnico-científicas de temas relacionados ao setor elétrico podem-se encontrar uma série de reportes que constituem valiosas ferramentas desde o ponto de vista prático utilizadas para ter uma ideia geral de como as linhas de transmissão respondem à ação de HIW (CIGRE WG B2.06.09, 2008; CIGRÉ WG B2.16, 2004).

Realizar uma análise dinâmica de um trecho de linha de transmissão submetido à ação de *downburst* é uma tarefa de engenharia complexa (ABOSHOSHA, 2014), devido à não-estacionariedade deste tipo de eventos onde a velocidade média é função do tempo. Assim, a força média que atua no condutor varia com o tempo resultando que os esforços de tração no condutor e frequências naturais consequentemente variem no tempo. No caso de ventos comuns da camada limite não ocorre o mesmo efeito já que a velocidade média independe do tempo. Nesta pesquisa será determinada a resposta dinâmica de um trecho de linha de transmissão quando submetido à ação de um *downburst*, através de modelos existentes na literatura. Estes modelos simulam o campo de velocidades horizontal e vertical. A diferença das pesquisas internacionais realizadas na área a resposta não é considerada quasi-estática já que são incluídas as forças inerciais e dissipativas na análise.

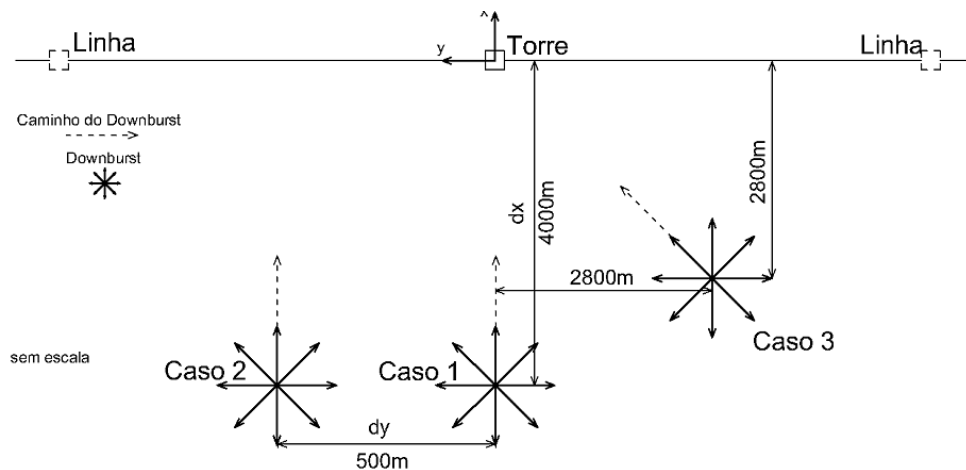


Figura 1. 5 – Casos considerados na pesquisa de Rodolfo (2013).

## 1.2 MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVA DA PESQUISA

Nos últimos anos as condições climáticas do planeta sofreram um agravamento acelerado, causado por diversas razões. Segundo Leaning e Guha-Sapir (2013) os fenômenos de origem natural, desde 1990, têm afetado a um total de 217 milhões de pessoas por ano no mundo, provocando consequentemente um dano significativo nas economias a nível global (LEANING; GUHA-SAPIR, 2013). Na Figura 1.6 pode ser observado que os fenômenos hidrometeorológicos (barras de cor azul na figura) são os de maior ocorrência. Estes eventos possuem uma grande força destrutiva com origem em fortes ventos, as chuvas intensas e as marés de tormenta.

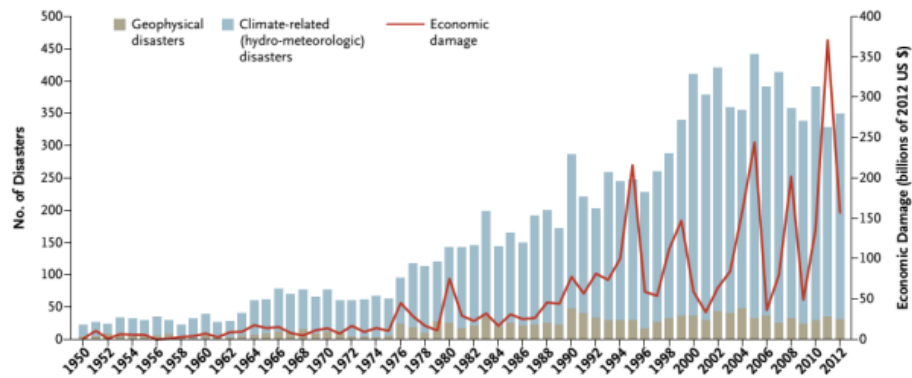


Figura 1. 6 – Quantidade de fenômenos de origem natural ocorridos no período de 1950-2012 a nível mundial. Fonte (LEANING; GUHA-SAPIR, 2013).

A realidade dos desastres naturais relacionados ao clima no Brasil é uma questão que chama cada vez mais a atenção, pois conforme dados da EMDAT (*Emergency Events Data Base*) ocorreram 150 registros de desastres no período compreendido entre 1900-2006. Do total ocorrido, 84% foram computados a partir dos anos 70, demonstrando um aumento considerável nos desastres nas últimas décadas (MARCELINO, 2008). Segundo o referido autor mais do 80% dos desastres naturais que ocorrem no Brasil estão associados a instabilidades atmosféricas severas.

Conforme a Figura 1.7 pode ser observado que as tempestades ocupam o terceiro lugar dentro dos desastres mais recorrentes no país. A Figura 1.8 apresenta a distribuição das ocorrências de desastres naturais por regiões no Brasil entre os anos 1900-2006. Percebe-se que há uma frequência maior para a ocorrência desses fenômenos nas Regiões Sul, Sudeste e Nordeste, justamente as áreas mais habitadas do país, evidenciando cada vez mais a necessidade de estudos para evitar a vulnerabilidade estrutural das construções nestas regiões.

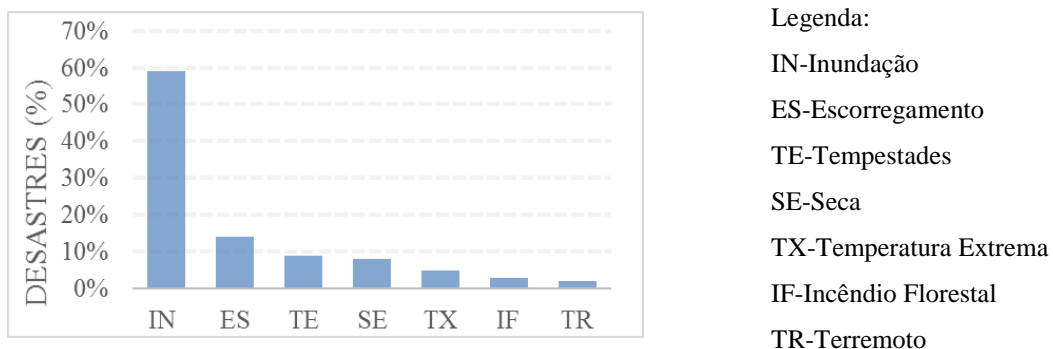


Figura 1. 7 – Tipos de desastres naturais mais frequentes no Brasil. Fonte (MARCELINO, 2008).

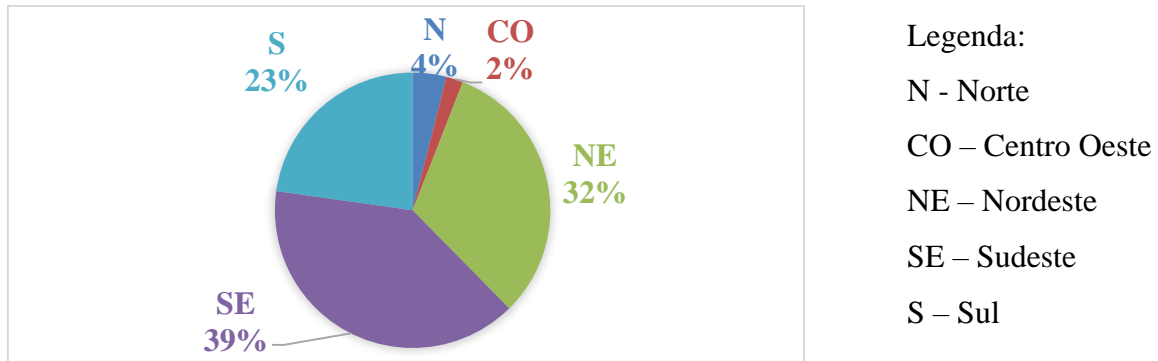


Figura 1. 8 – Distribuição dos desastres naturais no Brasil (1900-2006). Fonte (MARCELINO, 2008)

Um dos eventos meteorológicos derivados das tempestades severas é o *downburst* ou escoamento descendente que segundo Fujita trata-se de “uma forte coluna densa de ar frio que descende em direção ao solo (*downdraft*) e que, ao colidir-se induz uma forte explosão de ventos divergentes (*outburst*)”(CHAY, 2001). O *downburst* só pode ocorrer na presença de nuvens do tipo *cumulonimbus*, que dão origem a tormentas caracterizadas por intensas descargas elétricas acompanhadas por fortes pancadas de chuvas, ventos de atuação localizada e queda de granizo. Algumas evidências da presença desse fenômeno no território brasileiro são fornecidas pela NASA (*National Aeronautics and Space Administration*) dos Estados Unidos de América que apresenta um mapa (Figura 1.9), indicando a contagem anual média de descargas elétricas por quilômetro quadrado, com base em dados coletados por satélites entre 1995 e 2002. Locais onde ocorreram menos de um relâmpago (em média) a cada ano estão representados por cores amarelo, verde ou roxa. As cores em vermelho e preto representam os lugares com maior número de relâmpagos. Como se pode observar nesse mapa, existe uma contagem elevada de descargas elétricas em grande parte do território brasileiro, em especial, no leste dos Estados do Paraná e São Paulo (DAMASCENO, 2012).

Nascimento, em um artigo publicado no ano 2005, define as tempestades convectivas severas como tempestades capazes de gerar granizo grande (com pedras de 2 cm ou mais de diâmetro ao atingirem a superfície) e/ou rajadas de vento com força destrutiva (velocidades acima de 26 m/s)(NASCIMENTO, 2005). Dois conceitos principais residem por detrás desta definição: um conceito explícito de que tratam-se de tempestades capazes de gerar fenômenos com significativo impacto social e econômico, e um conceito implícito de que são tempestades com correntes ascendentes e descendentes extremadamente intensas. Nascimento expõe em seu estudo o fato de que as principais pesquisas internacionais na temática reconhecem que a região



que compreende as latitudes médias e subtropicais de América do Sul ao leste dos Andes apresenta condições potencialmente favoráveis para a ocorrência de tempestades severas. O autor deixa evidente que os pontos levantados acima apontam para uma necessidade em dedicar-se maior atenção, no Brasil, ao tópico das tempestades convectivas severas para o aprimoramento da previsibilidade destes eventos hidro-meteorológicos (NASCIMENTO, 2005).

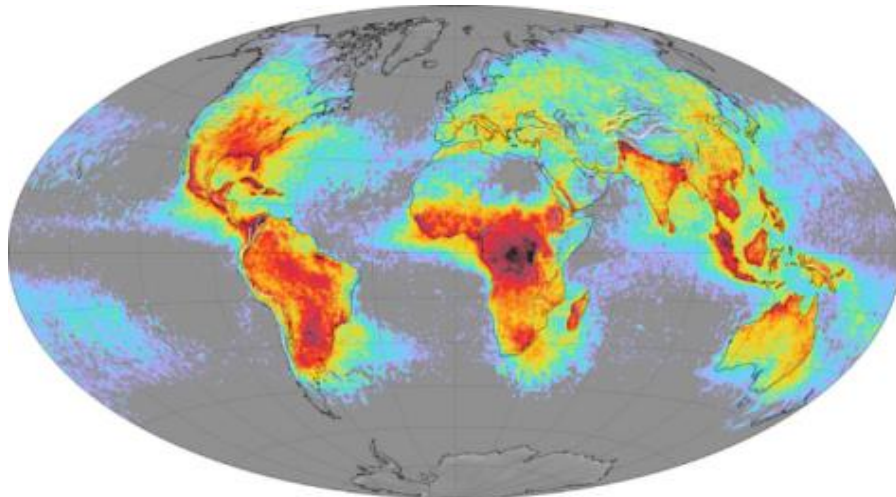


Figura 1. 9 – Mapa de distribuição de descargas elétricas por Km<sup>2</sup> por ano. Fonte (NASA, 2006)

Romatschke e Houze (2010) estudaram a profundidade das nuvens convectivas responsáveis pelas tempestades severas e os grandes acumulados de precipitação que ocorrem em grande parte de América do Sul (ROMATSCHKE; HOUZE JR, 2010). As observações realizadas pelos autores correspondem ao período de verão entre os anos 1998-2006. Conforme a Figura 1.10 pode ser observado que as regiões Sul, Sudeste e Centro-Oeste de Brasil possuem núcleos convectivos profundamente desenvolvidos (pontos na figura de cor vermelho, amarelo e preto), portanto a ocorrência de tempestades convectivas severas nestas zonas é maior. No caso da zona correspondente à Amazônia brasileira existe um predomínio de núcleos convectivos menos profundos (pontos verdes) os quais caracterizam o elevado regime pluvial desta região, mas que devido à alta frequência de ocorrência podem originar *downburst*.

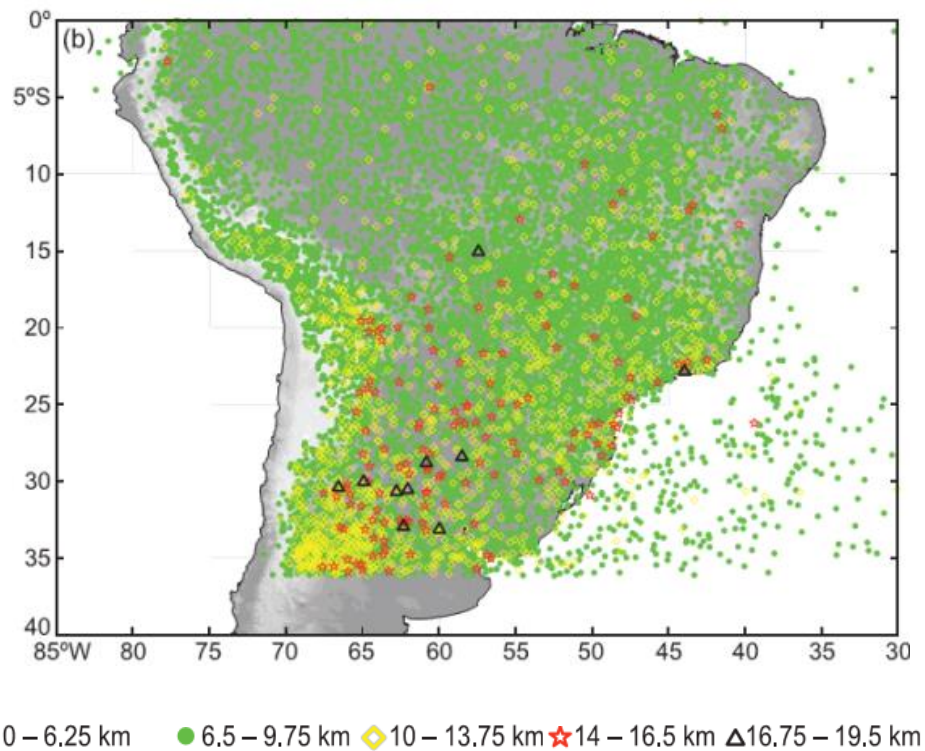


Figura 1. 10 – Profundidade e localização de núcleos convectivos identificados por Romatschke e Houze. Fonte (ROMATSCHKE; HOUZE JR, 2010).

Na Figura 1.11 são mostrados os dados da ocorrência de *downburst* no território brasileiro. As zonas sombreadas em vermelho indicam regiões próximas a casos de ocorrência de *downburst* sugeridos na literatura e em roxo são apresentados casos analisados na pesquisa de Lima (2014).

Paralela a toda esta situação dos desastres no Brasil a demanda de eletricidade continua crescendo. Segundo o site da ANEEL (Agencia Nacional de Energia Elétrica), Brasil possui uma potência instalada de 134.346.675 kW e, considerando a capacidade proveniente dos países vizinhos esta cifra atinge 142.516.675 kW. As políticas do governo atual com respeito à energia elétrica estão direcionadas para um aumento da rede existente que não responde à demanda atual e, estão previstos para os próximos anos uma adição de 36 690 806 kW (ANEEL, 2015). Na tabela 1.1 são mostrados os valores de potência elétrica de acordo com a fonte de energia geradora. Na tabela 1.2 são indicados os empreendimentos em construção e os previstos (construção não iniciada) com as respectivas potências elétricas esperadas, segundo dados divulgados pelo site da ANEEL.

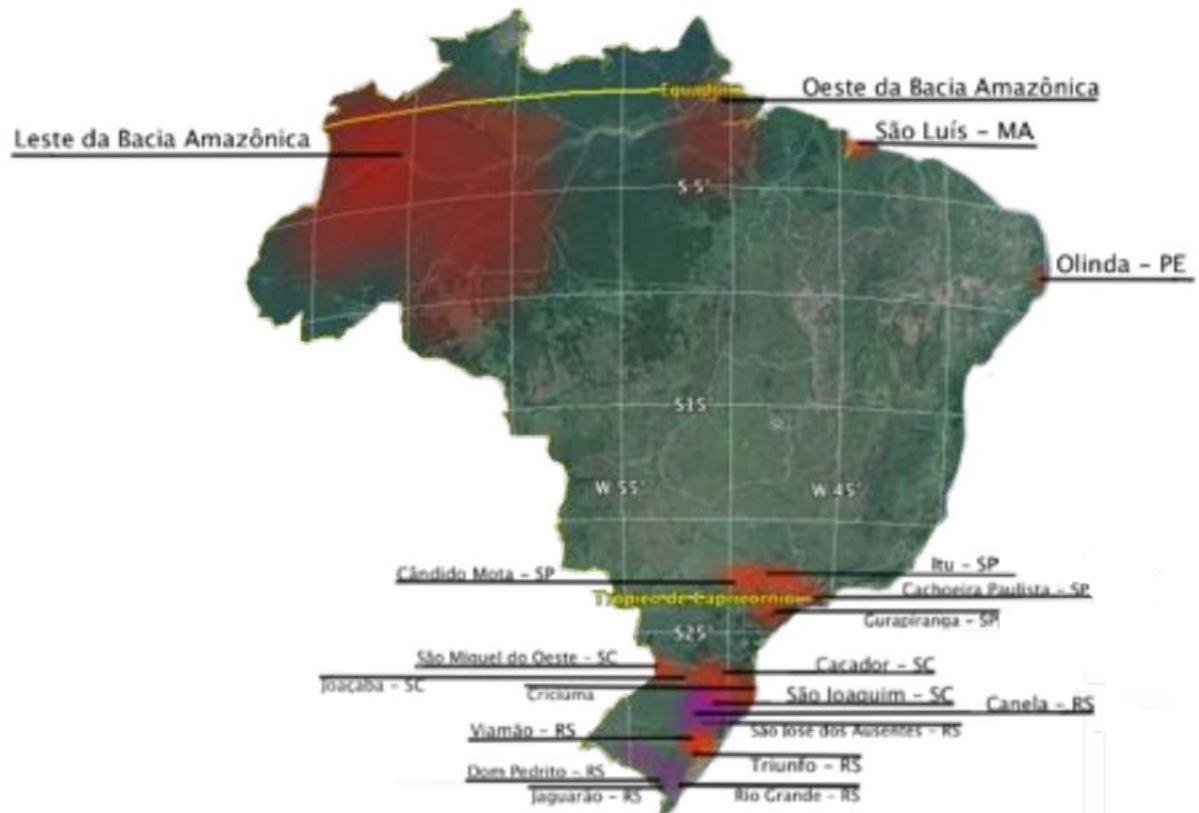


Figura 1. 11 – Casos de *downburst* observados no Brasil. Fonte (LIMA, 2014)

Junto com o crescimento da demanda nas linhas de transmissão no Brasil, tem-se observado um aumento de acidentes neste tipo de estrutura, principalmente devido à incidência de fortes ventos. Lima e Menezes (2004) apresentaram estudos de casos de quedas de torres de linhas de transmissão no Brasil, relacionadas à ocorrência de tempestades severas através de descrição observacional dos eventos, abordando as condições de tempo observado em escala sinótica e em mesoescala por meio de imagens de satélite, detecção de descargas elétricas e imagens de radar meteorológico. Estas observações indicaram a presença de nuvens *cumulonimbus*, na dianteira de sistemas frontais (frentes frias) avançando pelos estados do Paraná e São Paulo. A ocorrência de chuvas intensas e a presença de granizo nos locais de queda das torres sugerem que os colapsos foram provocados por ventos originados de *downburst* (LIMA; MENEZES, 2004).

Tabela 1. 1 – Empreendimentos em operação no Brasil segundo a fonte de energia. Fonte (ANEEL, 2015).

<b>Tipo de Fonte de Energia</b>	<b>Quantidade</b>	<b>Potencia Outorgada (kW)</b>	<b>Potencia Fiscalizada (kW)</b>
Central Geradora Hidrelétrica	487	302.793	304.428
Central Geradora Eólica	238	5.226.601	5.139.489
Pequena Central Hidrelétrica	472	4.774.642	4.753.509
Central Geradora Solar Fotovoltaica	317	19.179	15.179
Usina Hidrelétrica	201	87.308.965	84.319.838
Usina Termelétrica	1.893	39.355.039	37.819.954
Usina Termonuclear	2	1.990.000	1.990.000
<b>Total</b>	<b>3610</b>	<b>138.977.219</b>	<b>134.342.397</b>

Tabela 1. 2 – Empreendimentos em construção e com construção não iniciada no Brasil segundo a fonte de energia. Adaptado de (ANEEL, 2015).

<b>Empreendimentos em Construção</b>		
<b>Tipo</b>	<b>Quantidade</b>	<b>Potência Outorgada (kW)</b>
Central Geradora Hidrelétrica	1	848
Central Geradora Eólica	122	3.239.910
<b>Tipo</b>	<b>Quantidade</b>	<b>Potência Outorgada (kW)</b>
Pequena Central Hidrelétrica	40	444.539
Usina Hidrelétrica	11	15.269.142
Usina Termelétrica	27	1.835.315
Usina Termonuclear	1	1.350.000
<b>Total</b>	<b>202</b>	<b>22.139.754</b>
<b>Empreendimentos com Construção não iniciada</b>		
<b>Tipo</b>	<b>Quantidade</b>	<b>Potência Outorgada (kW)</b>
Central Geradora Hidrelétrica	42	28.149
Central Geradora Undi-elétrica	1	50
Central Geradora Eólica	290	6.978.104
Pequena Central Hidrelétrica	131	1.893.877
Usina Hidrelétrica	2	58.548
Usina Termelétrica	4	447.000
Usina Termonuclear	112	5.127.294
<b>Total</b>	<b>582</b>	<b>14.533.022</b>

Oliveira (2007) apresenta um histórico dos acidentes ocorridos nos sistemas de transmissão de ITAIPU. O autor levantou um total de 60 torres colapsadas no período de 1982-2006, somente no trecho das linhas LT Foz-Ibiúna e LT Foz-Ivaiporã (Figura 1.12). No estudo destaca-se que a maior quantidade de acidentes nas linhas ocorriam geralmente no segundo semestre dos anos

estudados, épocas do ano em que os ventos atingiam suas velocidades medias máximas (OLIVEIRA, 2007).

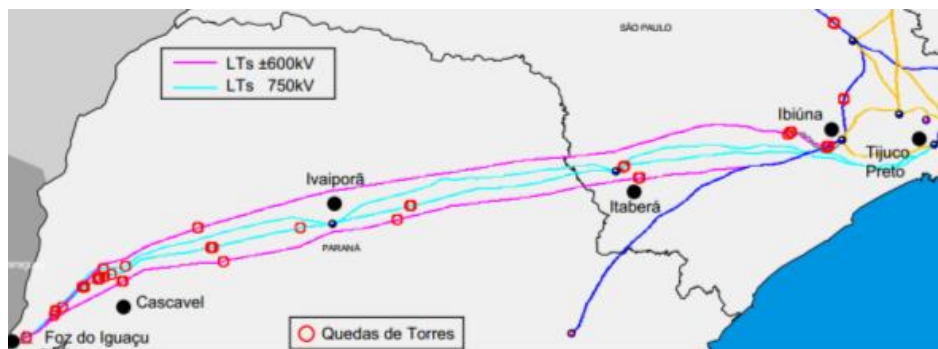


Figura 1. 12 – Distribuição geográfica das quedas de torres no Sistema de Transmissão de Itaipu. Fonte (OLIVEIRA, 2007)

No mesmo ano Soares et al. (2007) publicaram uma pesquisa onde analisaram os colapsos ocorridos na linha de transmissão de 138 kV Circuito Simples PCH Paraíso-Chapadão do Sul e atribuíram as falhas a ventos originados de tormentas elétricas (*Thunderstorm*) (SOARES; SILVA; MELLO, 2007).

Dentre outros estudos que tratam as falhas em linhas aéreas de transmissão podem ser citados os de Rippel (2005) e Singh (2009). Entre os acidentes de maior relevância destacam-se: a queda de 10 torres em novembro de 1997 na LT Foz do Iguaçu-Ivaiporã de 750 kV, que interrompeu o fornecimento de energia para 3 regiões do país (Sul, Sudeste e Centro-Oeste) (RIPPEL, 2005), e o incidente ocorrido em outubro de 2001 na LT de 500 kV da Companhia Paranaense de Energia (COPEL), que causou a interrupção do 50% da capacidade de abastecimento de energia da empresa, devido ao colapso de duas torres (SINGH, 2009).

Em uma reunião plenária realizada o dia 24 de outubro de 2005 no Ministério de Minas e Energia, o presidente de FURNAS apresentou uma estatística com as principais falhas das LT que transportam a energia gerada por Itaipu no período 1992-2005. Segundo o levantamento realizado pela empresa foram registradas 65 ocorrências com queda de 284 torres, por ação de ventos originados de tormentas elétricas, em todo o Sistema Sul/Sudeste (MINISTÉRIO DE MINAS E ENERGIA, 2005).

Em geral, as normas técnicas sobre ação de vento em estruturas não contemplam os *downburst*, admitindo que todos os ventos sejam oriundos de sistemas de ciclones extratropicais. Neste modelo, o vento é caracterizado por um escoamento horizontal em equilíbrio, no qual a

velocidade média a uma determinada altura sobre o solo é constante e depende do perfil de rugosidade do terreno (Figura 1.13a). No entanto, os *downburst* são eventos localizados que geram ventos de grande intensidade (*High Intensity Winds*) com características fenomenológicas diferentes a aqueles provenientes de eventos de escalas maiores, como os furacões e ciclones (Figura 1.13b). Como se pode observar na Figura 1.13 a velocidade média nestes eventos (*downburst*) a diferença dos eventos citados na Figura 1.13a depende do tempo. Outra característica deste tipo de eventos é a rápida intensificação e dissipação que acontece na medida que o fenômeno ocorre no tempo, gerando em curtos espaços do tempo velocidades extremas do vento.

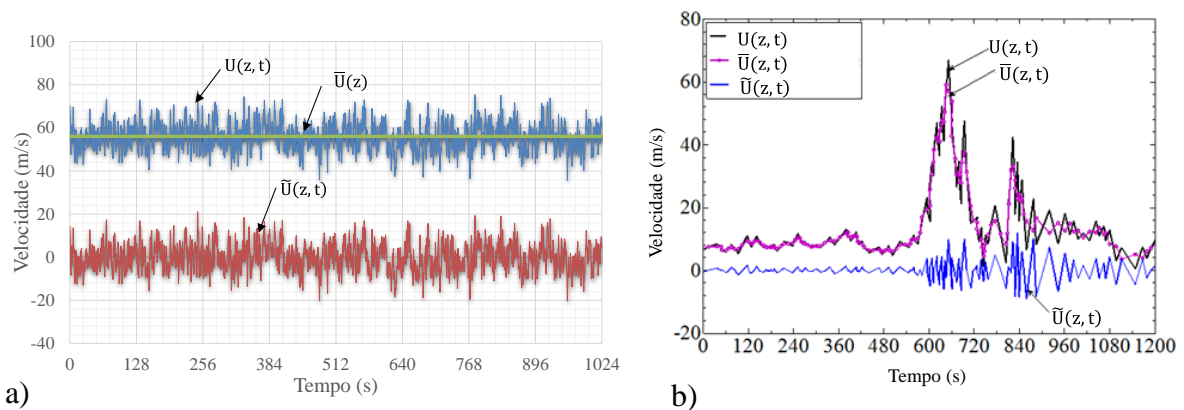


Figura 1. 13 – Campo de velocidade: a) Vento típico da camada limite b) *Downburst*.

Por outro lado, a interrupção do fornecimento de energia pode gerar graves problemas em alguns setores específicos da sociedade. Agregado aos problemas que atingem à população, ainda resta contabilizar os custos gerados pela reparação dos danos na linha de transmissão causados pelo vento. Adicionalmente, pode-se ainda somar os custos de compra de energia de outras distribuidoras para repor temporariamente o fornecimento de energia, até a conclusão das atividades de reparo nas linhas de transmissão danificadas. A vulnerabilidade estrutural das torres de transmissão elétrica constitui hoje para o Brasil um problema importante, não só pelas consequências econômicas, mas também pelas sociais, devido à função que desempenham dentro do SIN (Sistema Interligado Nacional).

## 1.3 OBJETIVOS

### 1.3.1 Objetivos principais

A presente investigação tem como objetivo principal determinar a resposta dinâmica de um trecho de linha de transmissão sob ação de *downburst*.

### 1.3.2 Objetivos parciais

Para atender o objetivo geral foram desenvolvidos os seguintes objetivos específicos:

- a) Identificar os modelos disponíveis na literatura para caracterizar a componente média e flutuante da velocidade horizontal e vertical de ventos associados a *downburst*.
- b) Desenvolver um programa computacional capaz de simular o campo de velocidades de ventos associados a um *downburst*.
- c) Acoplar o campo de velocidades simulado numericamente a um modelo de linha de transmissão composta por um conjunto de torres tipo A33 (projetada pela companhia Eletrobrás FURNAS), cujos dados aerodinâmicos estão disponíveis no Laboratório de Aerodinâmica das Construções da UFRGS.
- d) Analisar a resposta dinâmica da estrutura por superposição modal no domínio do tempo
- e) Determinar a partir de um estudo paramétrico a configuração do *downburst* mais crítica para a linha estudada, utilizando um critério energético.
- f) Verificar através de uma revisão estrutural os montantes da torre central da linha mais solicitadas a compressão e tração e comparar o resultado com o vento estático equivalente determinado através da NBR 6123 (1988).

## 1.4 APRESENTAÇÃO DO TRABALHO

A presente investigação encontra-se organizada em seis capítulos. No **Capítulo 1** apresenta-se toda a metodologia de investigação da dissertação incluindo a contextualização, motivação e justificativa bem como os objetivos do trabalho.

O **Capítulo 2** apresenta uma revisão bibliográfica na qual são descritas as abordagens existentes na literatura para a simulação numérica da componente horizontal e vertical da velocidade de ventos associados a *downburst*. Também é apresentada uma descrição do fenômeno de *downburst* bem como suas características principais. Finalmente é apresentada uma comparação entre os modelos analisados.



O **Capítulo 3** é dedicado ao modelo de elementos finitos do trecho de linha de transmissão analisado na pesquisa. No capítulo são definidas as características do objeto de estudo e as considerações realizadas no modelo da linha de transmissão através das invariantes do processo de modelagem: geometria, carregamentos, material e condições de apoio. Finalmente é realizado uma análise modal e é apresentado um estudo dos coeficientes aerodinâmicos da estrutura.

No **Capítulo 4** é apresentada a descrição detalhada do programa computacional desenvolvido na pesquisa para o cálculo da resposta dinâmica do trecho modelado. Também são descritas e avaliadas cada uma das etapas do programa. Além disso é explicitado o método de superposição modal utilizado nesta pesquisa.

No **Capítulo 5** é realizado um estudo paramétrico utilizando o programa descrito no Capítulo 4, bem como, uma revisão estrutural dos montantes da torre central do sistema modelado. No mesmo também são apresentados os resultados encontrados em forma de gráficos e é feita uma discussão sobre os mesmos.

No **Capítulo 6** são apresentadas as conclusões do trabalho e as sugestões para pesquisas futuras.



## 2 ESTADO DA ARTE

Neste capítulo expõe-se o marco teórico em que se desenvolve a investigação. Através da revisão bibliográfica apresenta-se a evolução dos modelos analíticos utilizados para a simulação da componente radial e vertical de ventos associados ao *downburst*. Também descreve-se o fenômeno do *downburst* bem como suas características principais.

### 2.1 A DESCOBERTA DO *DOWNBURST*

Os estudos de ventos oriundos de tormentas elétricas iniciaram-se na década dos 80 nos Estados Unidos de América através do professor Tetsuya Theodore Fujita, professor da Universidade de Chicago, que identificou o fenômeno denominado “*downburst*”(CHAY, 2001).

Os primeiros indícios sobre “*downburst*” detectados por T. T. Fujita foram em abril de 1974: Durante uma pesquisa aérea sobre danos associados a tornados, Fujita não só identificou os padrões normais de redemoinho de árvores caídas, como também observou padrões estranhos de árvores desenraizadas que indicavam fortes ventos divergentes (Figura 2.1).



Figura 2. 1 – Padrão de ventos divergentes observado por Fujita durante sua pesquisa aérea. Fonte (FUJITA, 1985).

Em junho de 1975, um Boeing 727, caiu ao tentar pousar no aeroporto internacional John F. Kennedy de Nova York, matando 112 e ferindo 12 pessoas. Embora tenham sido registrados, tormentas elétricas na área, não existia um consenso sobre o fenômeno que provocou a queda

do avião. A participação de Fujita dentro do caso teve início quando Homer Mouden (especialista em segurança da *Flight Safety Foundation* (FSF), que investigava o acidente, começou a interessar-se pelos fenômenos meteorológicos reportados por outro aterrisagem e despegue próximo na hora do sinistro (WILSON; WAKIMOTO, 2001).

Em um primeiro momento acreditou-se que a causa da queda do voo fora a atividade elétrica na zona que se verificava no instante do acidente. Entretanto, não se tratava de um evento isolado, uma vez que as autoridades da área de segurança haviam verificado outras situações que envolviam ventos cisalhantes intensos que atingiram outros voos gerados por fenômenos meteorológicos de microescala (WILSON; WAKIMOTO, 2001).

Fujita analisando os padrões dos registros de abril 1974 propôs que a causa do acidente, envolvendo o Boeing 727 (vôo *Eastern 66*) em 1975, tenha sido um “*microburst*”, expressão que buscava englobar a noção de uma forte corrente descendente que saia da nuvem atingindo o solo a alta velocidade.

Na Figura 2.2.a Fujita descreve através de uma análise espaço-temporal as condições meteorológicas registradas pelos voos que se aproximaram no mesmo dia de junho de 1975 no aeroporto JFK. Na Figura 2.2.b é apresentado o perfil do percurso do voo *Eastern 902* que ao se aproximar na pista acabou cancelando o pouso, juntamente com a análise de Fujita do fluxo de ar encontrado pela aeronave. O perfil de vento registrado pelo voo *Eastern 66* (avião que caiu) é observado na Figura 2.2.c.

A pesar de todos os estudos desenvolvidos por T. T. Fujita muitos meteorologistas recusaram-se a aceitar a teoria que já havia sido bastante elaborada nos trabalhos desenvolvidos por Byers e Braham (BYERS; BRAHAM, 1949) *apud* (WILSON; WAKIMOTO, 2001) por meio de observações realizadas durante o projeto intitulado *Thunderstorm Project* ocorrido entre 1946 e 1947. Esses autores já haviam proposto a ideia de uma corrente descendente a partir de nuvens de tempestades que ao atingir o solo espalhavam-se horizontalmente, evidenciando uma semelhança com o estudo do jato de fluido que incide sobre uma placa plana (WILSON; WAKIMOTO, 2001)

Em um primeiro momento os meteorologistas acusaram Fujita de estar renomeando um fenômeno já conhecido como frente de rajada (*gust front*) que trata-se de um fenômeno de maior escala e de menor intensidade que anuncia o início da precipitação. Procurando defender sua teoria Fujita lançou um trabalho de imagens que analisavam os padrões de vento provenientes

de *downburst* (Figura 2.3 e Figura 2.4). Segundo (WILSON; WAKIMOTO, 2001) esse trabalho acalmou as críticas e em 1976 pesquisadores do *National Center for Atmospheric Research* (NCAR) propuseram a Fujita medir via sensoriamento remoto, ventos provenientes de nuvem que indicassem a ocorrência de *downburst*. Assim foram desenvolvidos três projetos de estudo de campo: projeto NIMROD, projeto JAWS e projeto MIST (Figura 2.5). Um fato interessante da obra de Fujita é que grande parte foi publicada apenas em conferências e publicações da Universidade de Chicago. Suas técnicas de trabalho eram constantemente criticadas e amplamente questionadas pela comunidade científica internacional, razão pela qual seus trabalhos primários não podem ser encontrados nos periódicos da época.

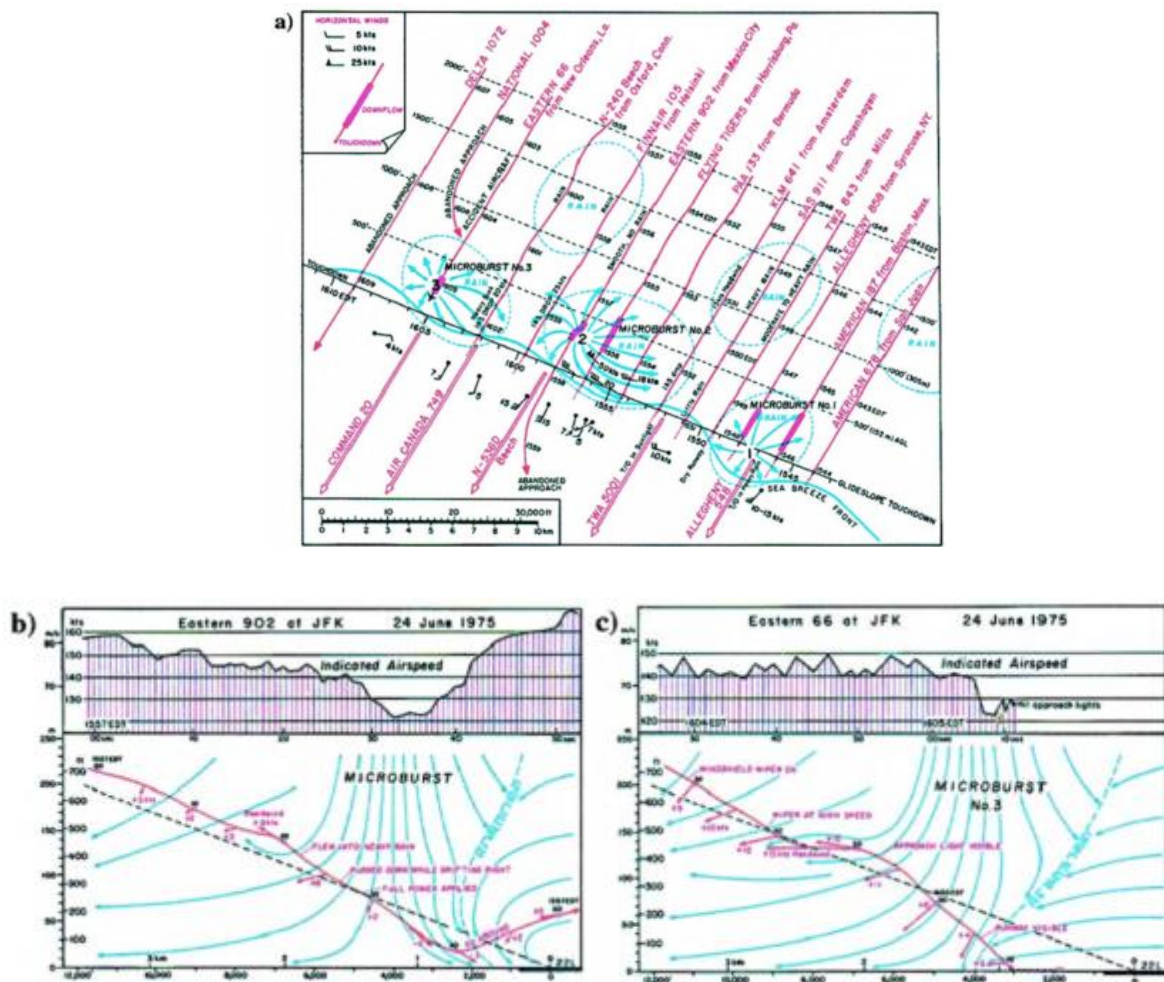


Figura 2. 2 –a) Análise de Fujita dos eventos de ventos intensos e as rotas de voos das 14 aeronaves no aeroporto JFK o dia 24 de junho de 1975 logo antes do acidente do voo *Eastern 66*. b) Trajetória do voo de *Eastern 902* (aproximação abortada) e a hipóteses de fluxo de ar. c) mesmo que [b] Trajetória do voo *Eastern 66*, voo envolvido no acidente. Fonte (WILSON; WAKIMOTO, 2001)

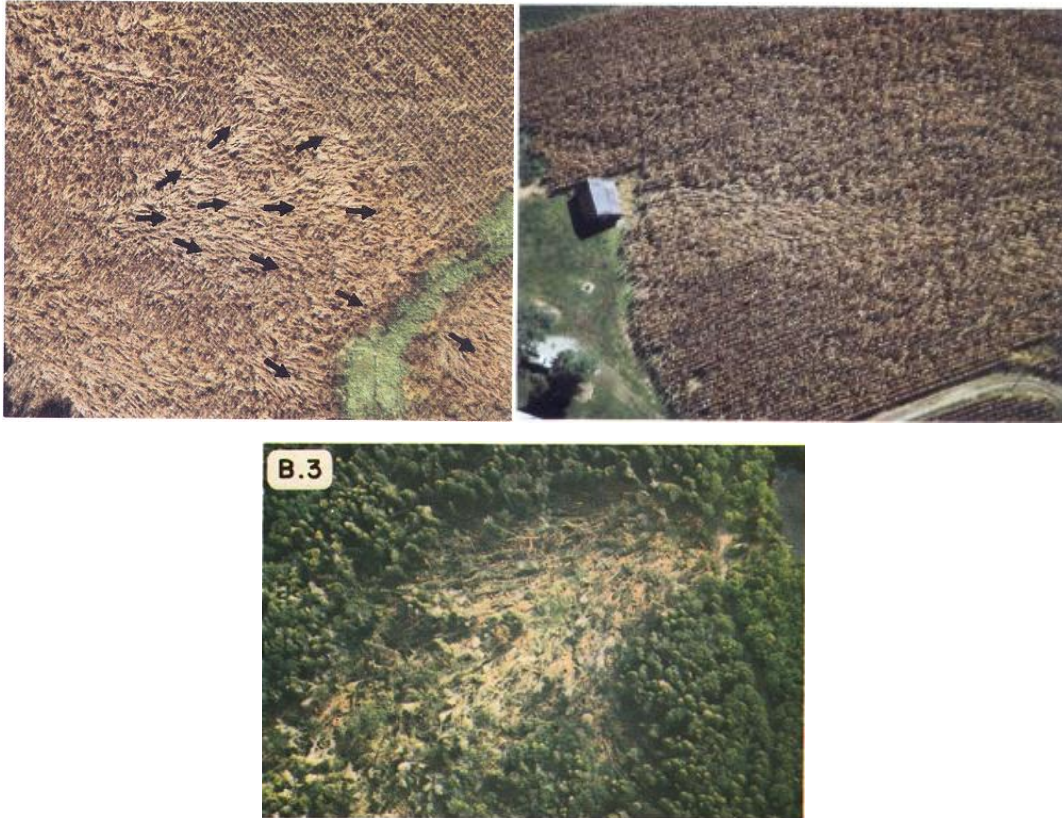


Figura 2. 3 – Padrões de vento provenientes de *downburst* detectados na pesquisa de Fujita.  
 Fonte (FUJITA, 1985)



Figura 2. 4 – Sequência de fotos de um *microburst* ocorrido em julho de 1978 no estado de Kansas nos Estados Unidos de América. Fonte (FUJITA, 1985).



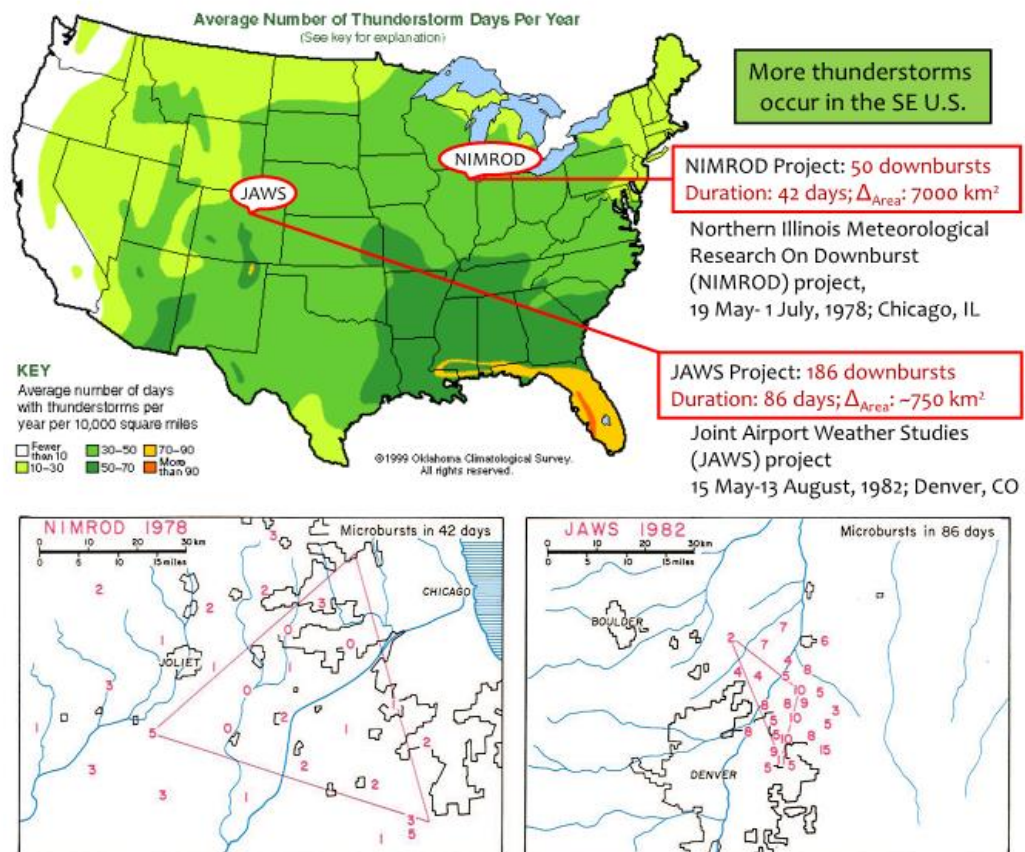


Figura 2. 5 – Projetos NIMROD e JAWS. Fonte (NGUYEN, 2012).

## 2.2 FORMAÇÃO E CLASIFICAÇÃO DOS DOWNBURST

Os *downburst* caracterizam-se por ventos violentos, súbitos (*burst*), que se deslocam como um forte jato de ar, que desce mais ou menos verticalmente, e que ao chegar próximo ao solo é desviado em todas as direções (Figura 2.6) (BLESSMANN, 2005). Quando o escoamento atinge o solo o jato de ar se converte em um fluxo horizontal denominado *wind shear* ou vento cisalhante. O vento cisalhante é o responsável pelas mudanças rápidas nas direções do vento podendo ser um fator de risco em pousos ou decolagens de aeronaves e para a estabilidade estrutural, principalmente em linhas e torres de transmissão (PONTE JR, 2005). O mesmo autor refere que os *downburst* se originam no interior de trovoadas violentas ou *Thunderstorm* as quais apresentam três estágios para sua formação (Figura 2.7):

- Primeiro estágio: Formação de uma nuvem cúmulus, pela elevação de ar quente e úmido até uma altura de cerca de 8 km, sendo a temperatura do ar circundante menor que a do ar ascendente.

- b) Segundo estágio: A nuvem transforma-se em uma cumulonimbus, com uma altura de 12 km ou mais. As baixas temperaturas existentes na nuvem originam cristais de neve, partículas de gelo e gotas de água. Devido ao desequilíbrio entre as partículas e as correntes ascendentes de ar começa a precipitação. Em seguida a intensidade de precipitação aumenta devido ao resfriamento do ar em função da queda de granizo e chuva. A fricção por atrito desses elementos com o ar origina correntes descendentes do ar. A chegada ao solo das correntes descendentes é geralmente brusca e caracterizada por rajadas violentas. Esse estágio geralmente tem uma duração de 5 a 30 minutos.
- c) Terceiro estágio: As correntes descendentes aumentam em área transversal e passam a fazer parte de toda a nuvem. Não havendo mais ar quente e úmido a precipitação acaba.

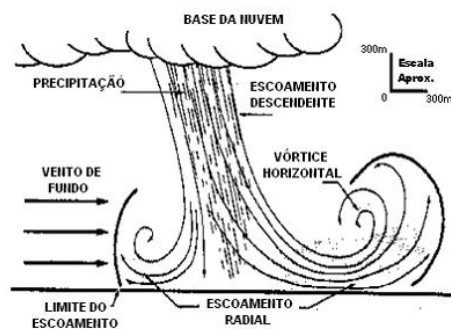


Figura 2. 6 – Representação de um *downburst*. Fonte (CONCEIÇÃO, 2013).

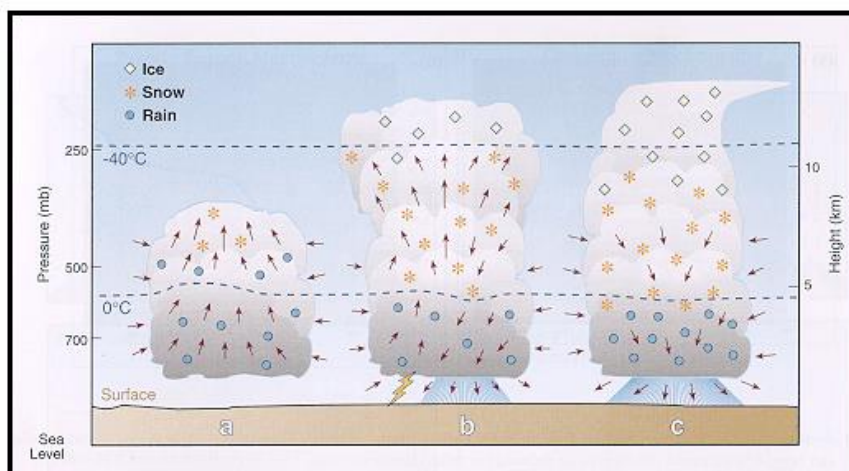


Figura 2. 7 – Estágios de uma tempestade elétrica. Fonte (NOAA, 2003).

### 2.2.1 Classificação dos *downburst*

Na literatura podem-se encontrar diversas formas de classificação dos *downburst* as quais consideram as características específicas do fenómeno bem como sua ampla gama de formas:

A classificação mais utilizada na literatura da temática e que foi cunhada por Fujita (FUJITA, 1978) refere-se basicamente à extensão horizontal do anel de vórtices desenvolvido no momento em que a corrente descendente toca o solo e subdivide-se em:

- d) *Microburst*: pequenos *downburst* que tem o diâmetro do anel de vórtices inferior a 4 km e picos de velocidade de vento que duram de 2 a 4 minutos. As velocidades de vento nestes fenómenos podem atingir os 270 km/h (75 m/s).
- e) *Macroburst*: grandes *downburst* com diâmetros superiores a 4 km, podendo chegar a 10 km. Duram de 4 a 30 min, e os ventos máximos são menos violentos: até cerca de 200 km/h (55 m/s).

Outra classificação utilizada leva em consideração a estacionariedade. Fujita em 1981 classifica um *downburst* como estacionário e não estacionário (*traveling*) se o vento de fundo da tempestade está influenciando ou não o vento gerado pela corrente descendente. Na Figura 2.8 é apresentado um esboço de um *downburst* estacionário [a] e não estacionário [b].

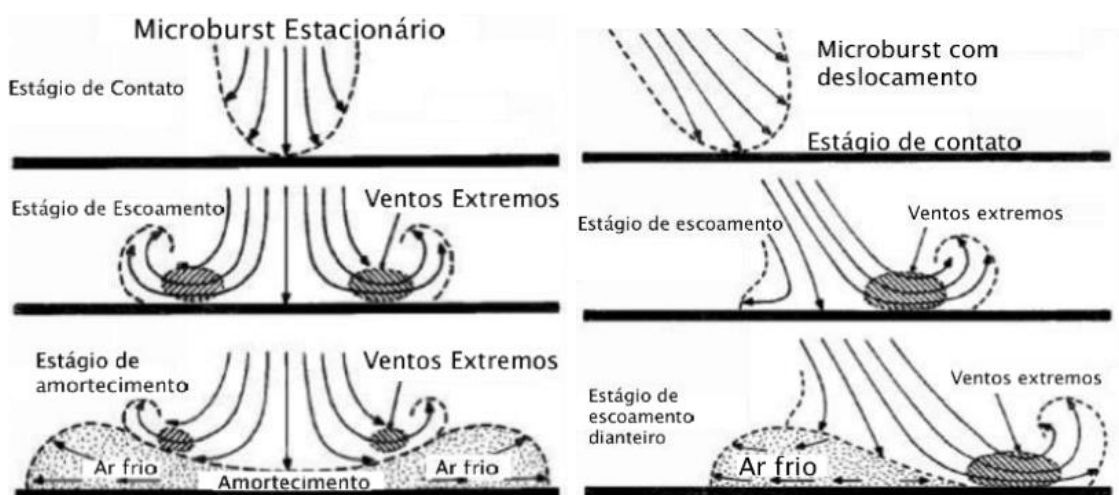


Figura 2. 8 – Esquema de um *downburst* estacionário e não estacionário. Adaptado de (FUJITA, 1981).

Fujita em 1985 realizou uma classificação ainda mais ampla baseado em outras características dos *downburst* (FUJITA, 1985), incluindo:

- a) O nível de ocorrência
- b) Condições de umidade do ambiente
- c) A presença de rotação na corrente descendente
- d) A assimetria do escoamento
- e) Os padrões de escala de danos gerados pelo *downburst*

### **2.3 CARACTERÍSTICAS DO ESCOAMENTO PROVENIENTE DE UM *DOWNBURST***

A importância do estudo das características principais dos *downburst* justifica-se, em um primeiro momento, por meio da visualização da Figura 2.9, a qual apresenta os perfis de vento normalizados em relação às máximas velocidades observadas, em *downburst* simulados através de técnicas experimentais e CFD para diferentes relações (H/D) e o perfil estimado na camada limite atmosférica adotando uma lei exponencial. Na figura pode ser percebida a grande diferença que existe entre ambos perfis verticais de velocidade, onde no caso dos *downburst* para alturas inferiores os valores de velocidade do vento são maiores do que os calculados segundo as normativas tradicionais. Este comportamento pode induzir respostas com amplitudes maiores em edificações de pequena, média e grande altura (CHEN; LETCHFORD, 2004).

Hjelmfelt (1988) realizou uma descrição detalhada dos *downburst* registrados durante o projeto JAWS. O autor mostrou em sua pesquisa a evolução do incremento de velocidade ( $\Delta V$ ) e o diâmetro (D) em seis dos *microburst* observados no projeto em função do tempo (Figura 2.10). A Figura 2.10 [a] revela que na maioria dos *microburst* registrados existe um incremento quase linear da intensidade até o ponto onde ocorre a máxima velocidade da tormenta, depois deste ponto em alguns dos *microburst* manifestam-se períodos onde a intensidade é quase constante e em outros decaimentos abruptos da intensidade. Na Figura 2.10 [b] pode ser observado que na maioria dos *microburst* registrados o diâmetro (D) aumenta até o ponto onde o fenômeno alcança a máxima intensidade, depois deste incremento inicial alguns dos *microburst* conservam o mesmo diâmetro até a dissipação da tormenta, enquanto outros continuam



aumentado o diâmetro e se transformam em *macroburst* com ventos de menor intensidade (HJELMFELT, 1988).

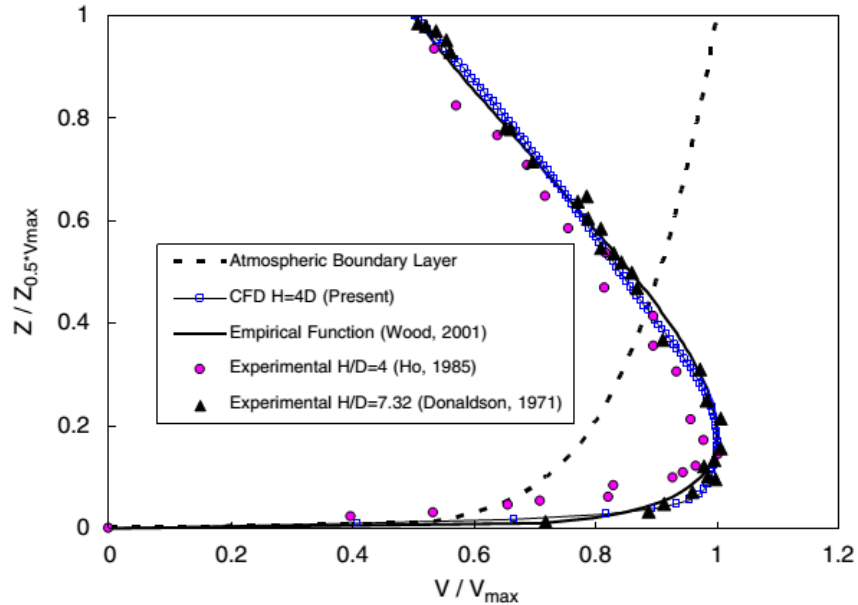


Figura 2. 9 – Comparação da velocidade do vento normalizada para um vento característico da camada limite modelado através de uma lei exponencial e um *microburst* estacionário simulado utilizando técnicas experimentais e CFD. Fonte (KIM; HANGAN, 2007)

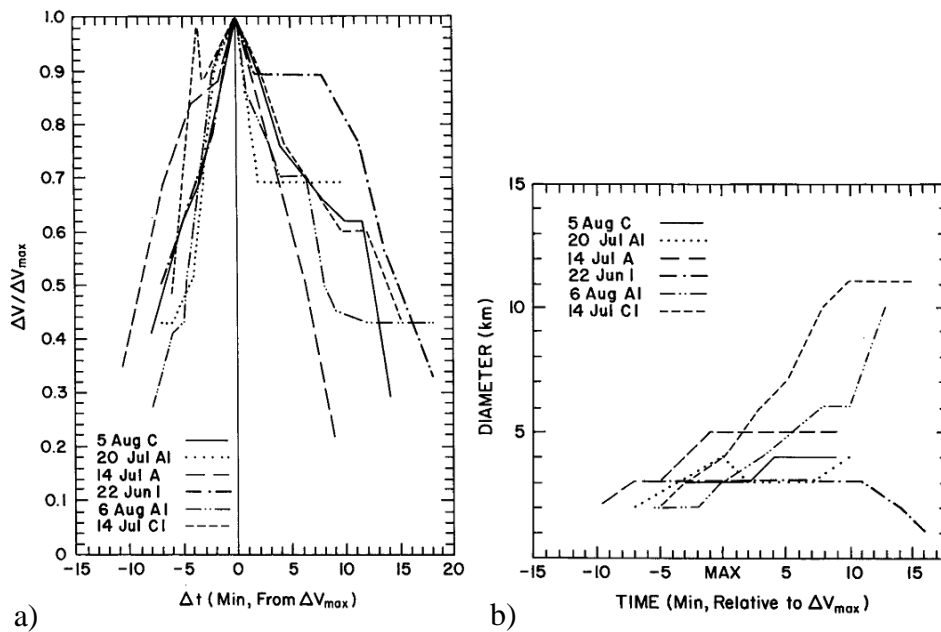


Figura 2. 10 –  $\Delta V$  e  $D$  em função do tempo. a)  $\Delta V$ , normalizado pelo valor máximo  $\Delta V_{max}$  para cada *microburst* versus tempo. b) Diâmetro  $D$  versus tempo. Fonte (HJELMFELT, 1988).

A Figura 2.11 apresenta os perfis verticais da máxima velocidade radial registrada em oito casos e o perfil médio para 12 dos 26 casos estudados na pesquisa de Hjelmfelt. Similar aos resultados obtidos por Wilson et al. (1984) as máximas velocidades de vento dos eventos registrados estão localizadas entre 50 e 100 metros de altura. O autor baseado na Figura 2.11b sugere que a adoção de um diâmetro da tormenta constante com a altura é uma aproximação razoável.

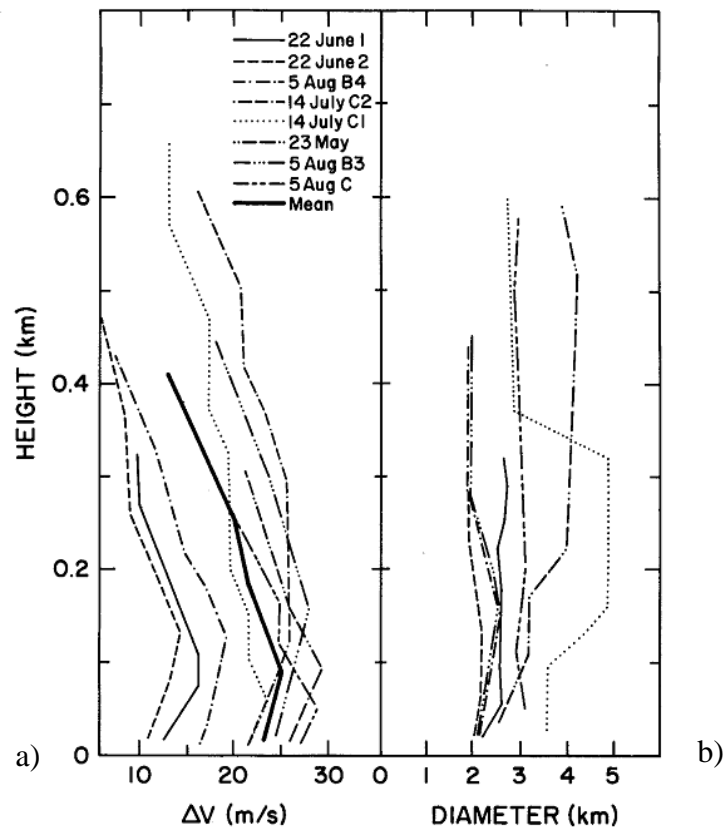


Figura 2. 11 – Perfis verticais de: a) Velocidade radial no instante onde ocorre a  $V_{max}$ , a linha solida respresenta a média dos valores. b) Diâmetro. Fonte (HJELMFELT, 1988).

Outro detalhe interessante da pesquisa de Hjelmfelt é a validação realizada do experimento do jato de ar sobre uma superfície plana (Figura 2.12) na representação do perfil vertical da velocidade radial em um *downburst* (Figura 2.13), técnica adotada rapidamente pela comunidade científica internacional nas investigações experimentais e numéricas subsequentes na temática (ABOSHOSHA; BITSUAMLAK; EL DAMATTY, 2015; CHOI, 2004; KIM; HANGAN, 2007; KUMAR DAS; GHOSH, 2013; LI et al., 2009; LIN; SAVORY, 2006; MASON; WOOD; FLETCHER, 2010; MCCONVILLE; STERLING; BAKER, 2009; SENGUPTA; SARKAR, 2008; VERMEIRE; ORF; SAVORY, 2011).

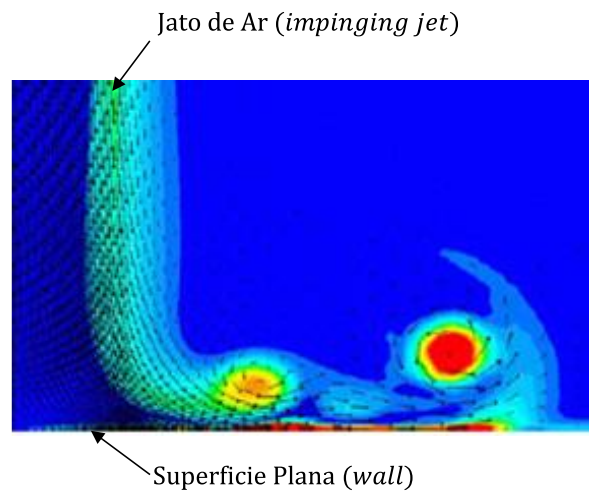


Figura 2. 12 – Simulação numérica do jato de ar sobre uma superfície plana (*impinging jet*). Adaptado de (KIM; HANGAN, 2007).

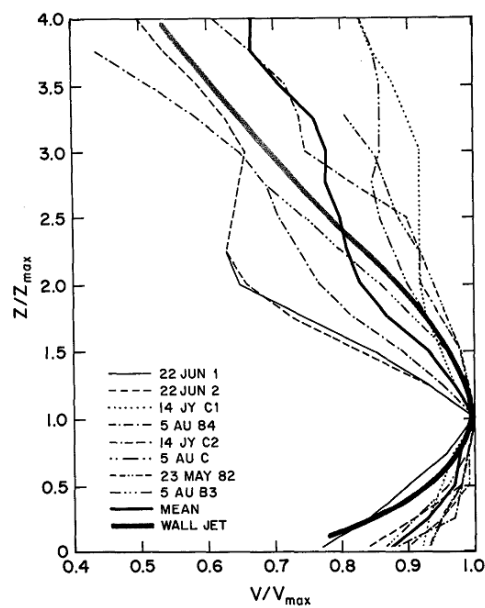


Figura 2. 13 – Comparação dos perfis verticais normalizados da velocidade radial máxima registrados durante o projeto JAWS com aquele obtido a partir de experimentos numéricos nas investigações de Poreh et al. (1967). Fonte (HJELMFELT, 1988).

Outro aspecto tratado por Hjelmfelt é a simetria do escoamento dos *microburst* analisados em sua pesquisa. O autor conclui que a estimativa da simetria através dos valores de  $\Delta V$  obtidos da leitura de dois radares Doppler é muito complexa e que não existiam suficientes leituras com informações confiáveis para a aplicação dessa técnica.

Na Figura 2.14, apresentam-se resumidas de forma esquemática algumas das características médias dos *microburst* observados, bem como o ciclo de vida:

- Altura onde ocorre a máxima velocidade radial ( $z_{V_{\max}} = 80 \text{ m}$ );
- Raio onde ocorre a máxima velocidade radial ( $r_{V_{\max}} = 1,5 \text{ Km}$ );
- Diâmetro do jato de ar ( $D = 1,8 \text{ Km}$ );
- Raio máximo de influência do fenômeno igual a  $2r_{V_{\max}} = 3 \text{ Km}$ .

As características resumidas na pesquisa de Hjelmfelt constituem um ponto de partida importante para alguns dos modelos numéricos citados nesta investigação em itens posteriores.

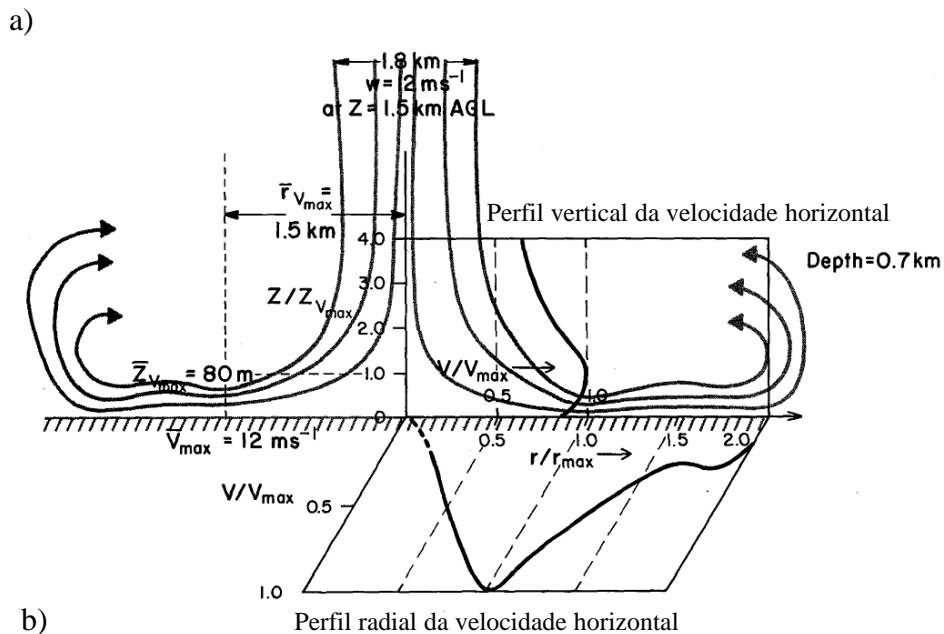
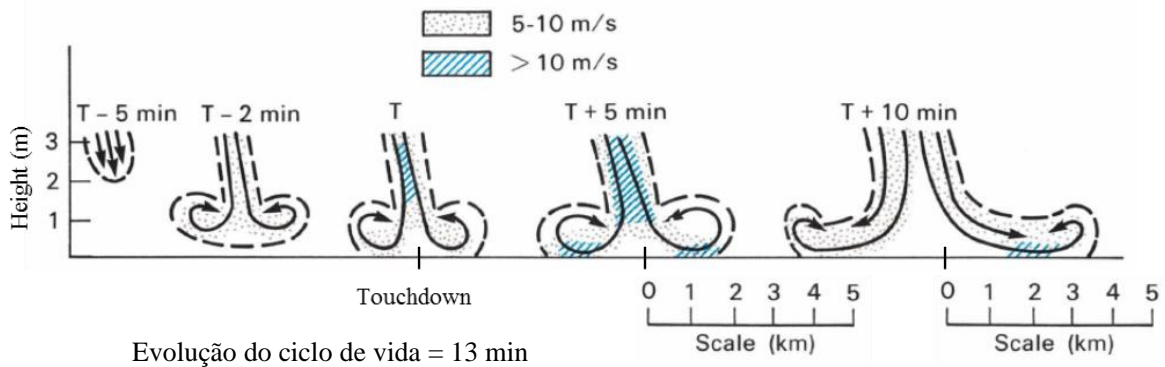


Figura 2. 14 – a) Evolução do ciclo de vida médio dos *downburst* registrados durante o projeto JAWS. b) Características médias dos *microburst* observados durante o projeto JAWS. Adaptado de (HJELMFELT, 1988).

## 2.4 MODELOS ANALÍTICOS PARA A SIMULAÇÃO DO CAMPO DE VELOCIDADES DO VENTO DURANTE UM *DOWNBURST*

Uma problemática latente nas pesquisas relacionadas ao fenômeno dos *downburst* é a falta de registros reais existentes na literatura, o que faz com que a maioria dos estudos estejam direcionados à simulação numérica e experimental para a compreensão do fenômeno (SHEHATA, 2006). Este fato resulta em modelos complexos para a simulação da carga de vento que atua nas edificações (CHAY; ALBERMANI, 2004).

Em geral os modelos numéricos apresentados na literatura para a determinação da carga de vento proveniente de um *downburst* dividem-se em dois grupos: aqueles que se propõem reproduzir a componente “média” (vento não turbulento), e aqueles que reproduzem a turbulência que ocorre dentro do campo de velocidades do vento (CHAY; ALBERMANI, 2004).

A velocidade de vento que ocorre em um ponto no espaço em um determinado tempo em um *downburst* pode ser considerada como a soma de dois componentes vetoriais:

$$S(x, y, z, t) = \bar{S}(x, y, z, t) + s'(x, y, z, t) \quad (2.1)$$

Onde:

$S(x, y, z, t)$ : Velocidade de vento total

$\bar{S}(x, y, z, t)$ : Velocidade de vento média (vento não turbulento)

$s'(x, y, z, t)$ : Velocidade de vento flutuante (vento turbulento)

A forma apresentada na equação 2.1 é semelhante à de um processo turbulento estacionário, no entanto é importante observar que a componente média (vento não turbulento) é uma função do tempo.

### 2.4.1 Modelo de Zhu e Etkin (1985)

Zhu e Etkin (1985) propõem um modelo simplificado para a modelagem do campo de velocidades médias de ventos originados de *downburst*. O estudo foi motivado a partir de uma

série de acidentes aéreos ocorridos nos procedimentos de decolagens e aterrissagens em aeroportos dos Estados Unidos da América (ZHU; ETKIN, 1985).

Com base em considerações da mecânica dos fluidos, foi desenvolvido um modelo tridimensional que eles denominaram dupla folha (*double sheet model*), que descreve o campo de velocidades de um *downburst* estacionário. O modelo fornece o vetor velocidade e as componentes da velocidade vertical  $V_z$  e horizontal  $V_x$  e  $V_y$  em função da posição em um campo tridimensional. O campo de velocidades simula um escoamento de ar descendente, considerando os parâmetros de intensidade da tempestade e distribuição de velocidades. Os autores sugerem adotar uma área circular de origem da tempestade com um diâmetro  $D$  a uma altura  $H$  a partir da superfície terrestre (Figura 2.15).

As hipóteses adotadas no modelo são as seguintes:

- O ar é incompressível e não viscoso (fluido ideal);
- Não são considerados os efeitos de temperatura e resfriamento devido à evaporação;
- O escoamento é não rotacional;
- É considerado um escoamento descendente a partir de uma altura  $z = H$  sobre o solo.

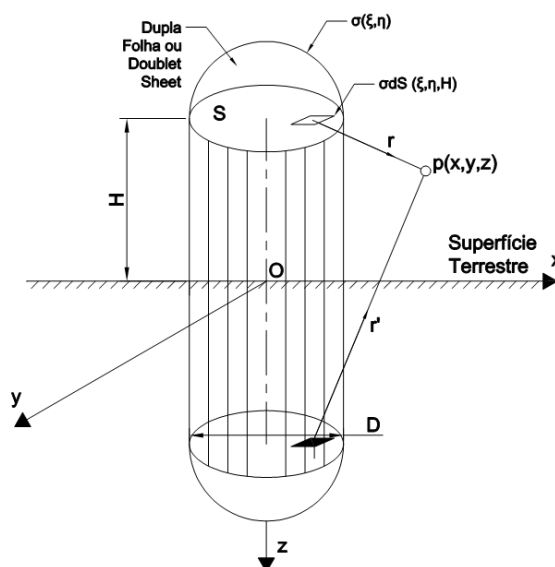


Figura 2. 15 – Representação do modelo dupla folha. Adaptado de (ZHU; ETKIN, 1985).

O escoamento descendente sobre a superfície  $S$  paralelo ao eixo  $z$  a partir da altura  $H$  tem intensidade  $\sigma(\xi, \eta)$  por unidade de área e gera em um ponto  $p(x, y, z)$  sobre a superfície  $S$  as seguintes componentes (ZHU; ETKIN, 1985):

$$V_x = -\frac{3}{4\pi} \left\{ \iint_S \sigma(\xi, \eta) \left[ \frac{(z-H)(x-\xi)}{r^5} \right] d\xi d\eta \right\} \quad (2.2)$$

$$V_y = -\frac{3}{4\pi} \left\{ \iint_S \sigma(\xi, \eta) \left[ \frac{(z-H)(y-\eta)}{r^5} \right] d\xi d\eta \right\} \quad (2.3)$$

$$V_z = -\frac{1}{4\pi} \left\{ \iint_S \sigma(\xi, \eta) \left[ \frac{3(z-H)^2}{r^5} - \frac{1}{r^3} \right] d\xi d\eta \right\} \quad (2.4)$$

$$r^2 = (x - \xi)^2 + (y - \eta)^2 + (z - H)^2 \quad (2.5)$$

Onde:

$V_x$ ,  $V_y$  e  $V_z$  Componentes do campo de velocidade do vento originado pelo *downburst*

$(\xi, \eta)$  Coordenadas do diferencial de área de origem da tempestade,  $d\xi d\eta$

$H$  Altura da superfície terrestre da área  $S$  onde se origina a tempestade.

$\sigma(\xi, \eta)$  Função de distribuição da intensidade da tempestade

Os autores sugerem a adoção de uma função de distribuição senoidal de intensidade. Considerando que o centro da “nuvem” fique nas coordenadas  $x = 0$  e  $y = 0$  a função de distribuição de intensidade da tempestade fica:

$$\sigma(\xi, \eta) = \sigma_s \left[ 1 - \sin \left( \frac{\pi \sqrt{\xi^2 + \eta^2}}{D} \right) \right] \quad (2.6)$$

Onde:

$\sigma_s$  Intensidade característica da tempestade

Após várias simulações para diferentes valores de  $x$ ,  $y$  e  $z = H$ , foram geradas curvas de velocidades para cada direção. Os autores concluíram que o modelo constitui uma

representação razoável do campo de velocidades próximo ao solo durante a fase madura de um escoamento descendente (ZHU; ETKIN, 1985). No entanto os investigadores Chay e Albermani (2004) comentaram que o modelo não incorpora o efeito da fricção gerado pelo vento ao se aproximar na superfície, e sobre esta base o modelo não é adequado para realizar uma análise dinâmica de uma estrutura a nível do solo.

#### 2.4.2 Modelo de Oseguera e Bowles (1988)

Oseguera e Bowles (1988) elaboraram um modelo analítico para representar a componente radial ( $u$ ) e vertical ( $w$ ) da velocidade de vento produzido por um *downburst*. Os autores partiram das equações completas de Euler e das equações de continuidade da massa, admitindo algumas hipóteses para simplificar as condições do escoamento provocado pelo *downburst*. Os efeitos da viscosidade foram explicitamente parametrizados, e o escoamento foi considerado como sendo invariável no tempo (OSEGUERA; BOWLES, 1988). O *downburst* foi analisado como axissimétrico em coordenadas cilíndricas, caracterizado por um ponto de estagnação na base do eixo da coluna do escoamento descendente. O fluido no modelo é incompressível, sem forças externas ou momentos atuando sobre ele (OSEGUERA; BOWLES, 1988).

A equação de conservação da massa a partir destas simplificações é:

$$\nabla \cdot V = 0 \quad (2.7)$$

Escrevendo na forma completa a equação 2.7 fica:

$$\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial w}{\partial z} + \frac{u}{r} = 0 \quad (2.8)$$

Esta equação satisfaz-se com soluções da forma:

$$w = g(r^2)q(z) \quad (2.9)$$

$$u = \frac{f(r^2)}{r}p(z) \quad (2.10)$$

Desde que:

$$f'(r^2) = \frac{\lambda}{2}g(r^2) \quad (2.11)$$



$$q'(z) = -\lambda p(z) \quad (2.12)$$

Oseguera e Bowles (1988) garantiram que o perfil de velocidade representado no modelo analítico apresentara as mesmas características em altura ( $z$ ) e em distância radial ( $r$ ) que o modelo numérico TASS (*Terminal Area Simulation System*), o qual é baseado em dados do projeto JAWS (Figura 2.16).

Em relação à variação da velocidade radial, as características desejadas do modelo analítico foram a presença de dois picos de igual magnitude e direções opostas localizadas em um determinado raio, com uma transição suave e quase linear entre os picos de velocidade (OSEGUERA; BOWLES, 1988). Além dos picos, a velocidade deve apresentar um decaimento exponencial a zero.

As equações 2.13 e 2.14 mostram um par de funções que fornecem perfis de velocidades conforme os obtidos no projeto TASS.

$$g(r^2) = e^{-(r/R)^2} \quad (2.13)$$

$$p(z) = e^{-(z/z^*)} - e^{-(z/\varepsilon)} \quad (2.14)$$

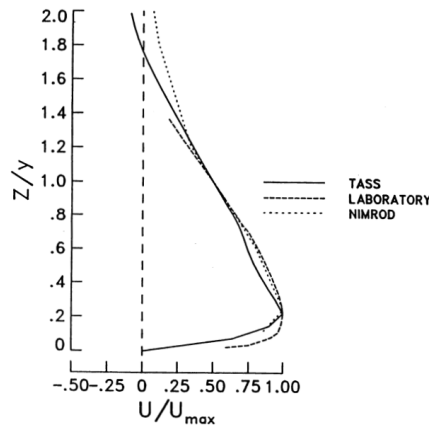


Figura 2. 16 – Perfis verticais utilizados como base nas investigações de Oseguera e Bowles. Fonte (OSEGUERA; BOWLES, 1988).

As soluções restantes foram determinadas integrando as equações 2.11 e 2.12, resultado em:

$$u = \frac{\lambda R^2}{2r} [1 - e^{-(r/R)^2}] (e^{-(z/z^*)} - e^{-(z/\varepsilon)}) \quad (2.15)$$

$$w = -\lambda e^{-(r/R)^2} [\varepsilon (e^{-(z/\varepsilon)} - 1) - z^* (e^{-(z/z^*)} - 1)] \quad (2.16)$$

Onde:

$r$ : Coordenada radial (medida ao centro do *downburst*) [m]

$R$ : Raio do *downburst* considerado [m]

$z^*$ : Altura característica fora da camada limite [m]

$z$ : Altura acima do terreno [m]

$u$ : Componente radial da velocidade numa coordenada radial  $r$  a uma altura  $z$

$w$ : Componente vertical da velocidade numa coordenada radial  $r$  a uma altura  $z$

$\varepsilon$ : Altura característica dentro da camada limite [m]

$$\lambda: \text{Fator de escala [s}^{-1}] \lambda = \frac{W_{\text{máx}}}{z^* (e^{-(z_h/z^*)} - 0.92)} = \frac{u_m}{0.2357R}$$

Na Figura 2.17 mostra-se uma comparação do perfil vertical do modelo de Oseguera e Bowles com as medições obtidas nos projetos TASS, NIMROD, onde pode ser observada a correspondência com as medições reais do fenômeno. Segundo os autores as equações analíticas 2.15 e 2.16 produzem resultados com alta fidelidade, considerando a simplicidade do modelo e a variabilidade do fenômeno modelado.

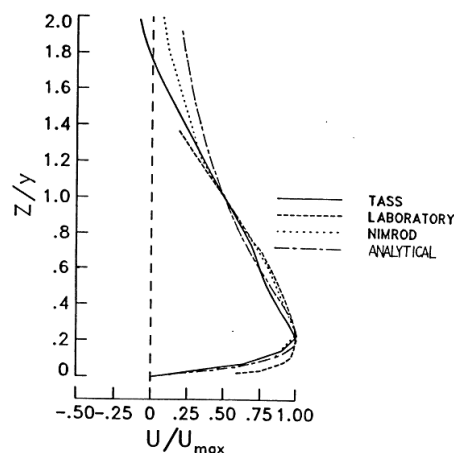


Figura 2. 17 – Comparação do perfil vertical de vento para diferentes modelos incluindo o de Oseguera e Bowles. Fonte (OSEGUERA; BOWLES, 1988).

### 2.4.3 Modelo de Vicroy (1992)

Vicroy (1992) apresentou uma modificação ao modelo de Oseguera e Bowles (1988) definindo novas funções de forma (Figura 2.18). Segundo Vicroy a função de forma radial que descreve a componente horizontal do vento produzido pelo *downburst* ( $f(r)$ ) proposta por Oseguera e Bowles não descreve com exatidão as medições reais (VICROY, 1992) (Figura 2.19). Com as modificações realizadas por Vicroy a nova velocidade radial e vertical, variando de acordo com o raio e com a altura, assumiram as seguintes formas:

$$u_r = \frac{\lambda r}{2} [e^{C_1(z/z_m)} - e^{C_2(z/z_m)}] e^{\left[ \frac{2-(r^2/r_p^2)^\alpha}{2\alpha} \right]} \quad (2.17)$$

$$w = -\lambda \left\{ \frac{z_m}{C_1} [e^{C_1(z/z_m)} - 1] - \frac{z_m}{C_2} [e^{C_2(z/z_m)} - 1] \right\} \cdot \left[ 1 - \frac{1}{2} \left( \frac{r^2}{r_p^2} \right)^\alpha \right] e^{\left[ \frac{2-(r^2/r_p^2)^\alpha}{2\alpha} \right]} \quad (2.18)$$

Onde:

$\alpha, C_1, C_2$  Constantes do modelo

$r_p$  Raio onde a velocidade máxima é atingida [m]

$z_m$  Altura onde a velocidade máxima atingida [m]

Os demais parâmetros tem o mesmo significado apresentado nas equações 2.15 e 2.16. Vicroy apud (CHEN; LETCHFORD, 2004) recomenda para as constantes do modelo os valores  $\alpha = 2$ ,  $C_1 = -0.15$  e  $C_2 = -3.2175$ . O fator de escala é definido pela seguinte equação:

$$\lambda = \frac{2u_{max}}{r_p} \left[ \frac{1}{e^{1/2\alpha}(e^{C_1} - e^{C_2})} \right] \quad (2.19)$$

Em coordenadas cartesianas a velocidade nas direções x e y estão definidas pelas seguintes equações:

$$u_x = \frac{\lambda x}{2} [e^{C_1(z/z_m)} - e^{C_2(z/z_m)}] e^{\left[ \frac{2-(x^2+y^2)/r_p^2}{2\alpha} \right]} \quad (2.20)$$

$$u_y = \frac{\lambda y}{2} [e^{C_1(z/z_m)} - e^{C_2(z/z_m)}] e^{\left[ \frac{2-(x^2+y^2)/r_p^2}{2\alpha} \right]} \quad (2.21)$$

$$w = -\lambda \left\{ \frac{z_m}{C_1} [e^{C_1(z/z_m)} - 1] - \frac{z_m}{C_2} [e^{C_2(z/z_m)} - 1] \right\} \left[ 1 - \frac{(x^2 + y^2)^\alpha}{2r_p^{2\alpha}} \right] e^{\left[ \frac{2 - (x^2 + y^2)/r_p^{2\alpha}}{2\alpha} \right]} \quad (2.22)$$

Embora as novas funções de forma definidas por Vicroy se ajustem melhor aos resultados das medições reais, o modelo não incluiu a evolução do fenômeno no tempo.

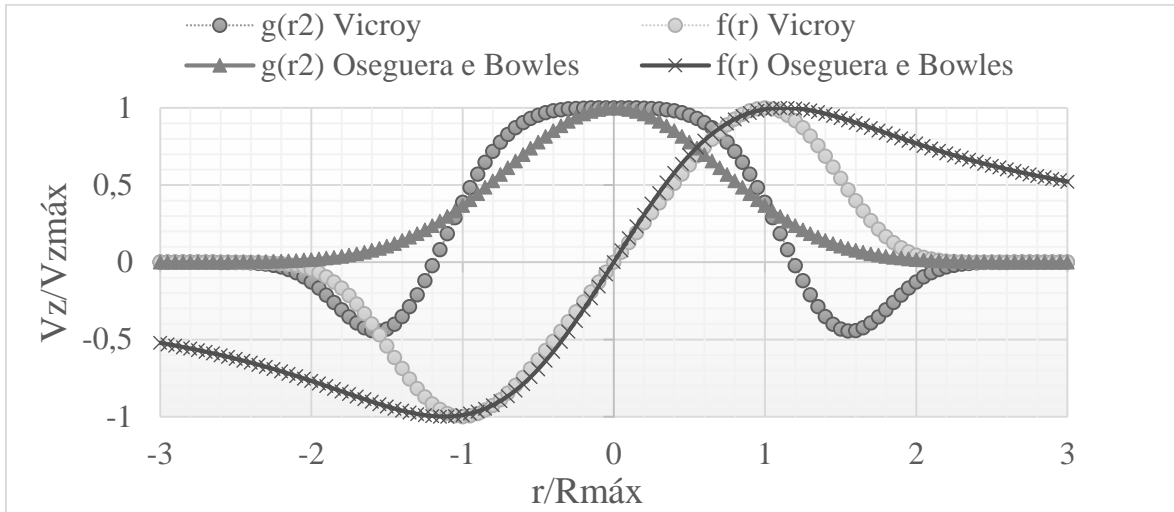


Figura 2. 18 – Novas funções de forma propostas por Vicroy. Adaptado de (VICROY, 1991).

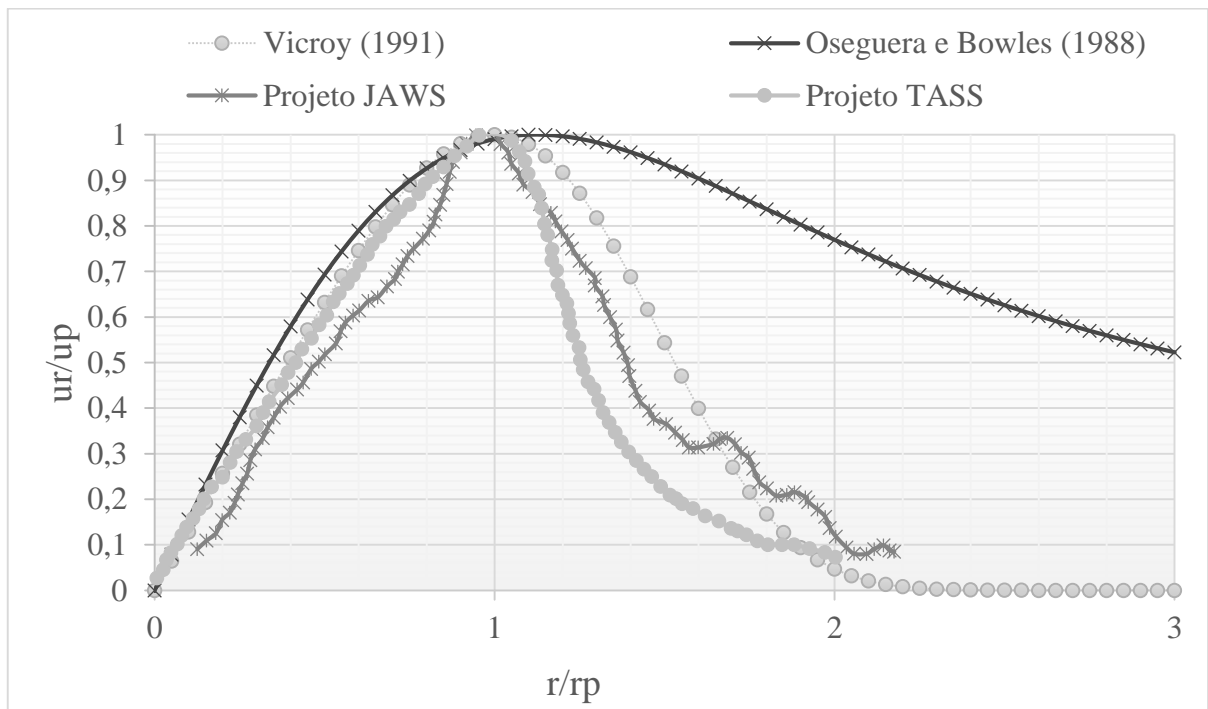


Figura 2. 19 – Comparação dos perfis de vento horizontais normalizados ao longo do raio incluindo o modelo de Vicroy com  $\alpha = 2$ . Adaptado de (VICROY, 1991).

Embora o modelo modificado por Vicroy incorpore o efeito da fricção que gera o vento ao se aproximar à superfície, ele não consegue modelar com precisão o crescimento da camada limite (CHAY; ALBERMANI, 2004). Outras sugestões para este modelo são analisadas na pesquisa de Chay et al. (2006) onde os autores propõem um novo modelo que incorpora outras características do fenômeno.

#### 2.4.4 Modelo de Riera e Rocha (1998)

Riera e Rocha (1998) desenvolveram um modelo numérico baseado no campo de velocidades proposto por Zhu e Etkin (1985) o qual permite simular tormentas elétricas em uma determinada região. Além das características estabelecidas por Zhu e Etkin em relação à formação da tormenta, foram definidas as seguintes características (RIERA; ROCHA, 1998).

- a) O modelo deveria refletir características dos ventos TS (*thunderstorm*) em velocidade e direção
- b) A nuvem *cumulonimbus* se desloca horizontalmente devido a um vento de fundo
- c) O movimento da nuvem gera uma forma alongada da área afetada
- d) O comprimento da área afetada depende da velocidade da nuvem, a qual varia entre 5 e 15 m/s, e da duração da tormenta que varia entre 3 e 30 min.
- e) A intensidade e frequência de ocorrência da tormenta são características do local onde ocorre a tormenta, bem como os demais dos parâmetros do modelo.

Baseado nas características antes mencionadas foi definida uma área de controle em coordenadas cartesianas  $(x, y)$ . O modelo utiliza os seguintes parâmetros:

- a)  $\vec{V}_0$  Velocidade do vento de fundo;
- b)  $n_s$  Média anual de tormentas dentro da região de controle;
- c)  $\theta_s$  Direção da tormenta, em sentido anti-horário a partir do eixo  $y$ ;
- d)  $(x_A, y_A)$ : Ponto de início da tormenta, A;
- e)  $(x_B, y_B)$ : Ponto onde termina a tormenta, B;
- f)  $(x_C, y_C)$ : Coordenadas do ponto de controle, C;

- g)  $L_S$ : Comprimento do trajeto da tormenta (distância entre A e B);
- h)  $\vec{V}_S$ : Velocidade do frente de tormenta, assumida como constante ao longo do trajeto da tormenta, inicialmente assume-se que  $\vec{V}_S = \vec{V}_0$  ;
- i)  $\vec{V}_W(x, y)$ : Velocidade do vento TS, que depende da posição do ponto de controle em relação à posição instantânea ao foco da tormenta;
- j)  $\vec{V}_{SW}(x, y)$ : Vetor velocidade resultante  $\vec{V}_{SW}(x, y) = \vec{V}_S + \vec{V}_W(x, y)$

Para a determinação da velocidade  $\vec{V}_W(x, y)$ , os autores basearam-se no trabalho de Zhu e Etkin (equações 2.2, 2.3 e 2.4). Riera e Rocha estabeleceram curvas que ajustam a uma distribuição de Rayleigh os resultados da integração numérica das expressões do campo de velocidades, relacionando o parâmetro adimensional  $\vec{V}_W D_S / \sigma_S$  com o fator de forma  $\rho / D_S$  (Figura 2.20) através da expressão:

$$|\vec{V}_W| \frac{D_S}{\sigma_S} = \frac{(\rho/D_S)}{\alpha^2 \beta} e^{-\frac{1}{2} \left[ \frac{(\rho/D_S)}{\alpha} \right]^2} \quad (2.23)$$

$$\frac{1}{\alpha} = 2.27 \sqrt{\frac{D_S}{H_S}} - 0.36 \quad (2.24)$$

$$\frac{1}{\beta} = 0.026 \left( \frac{D_S}{H_S} \right) - 0.02 \quad (2.25)$$

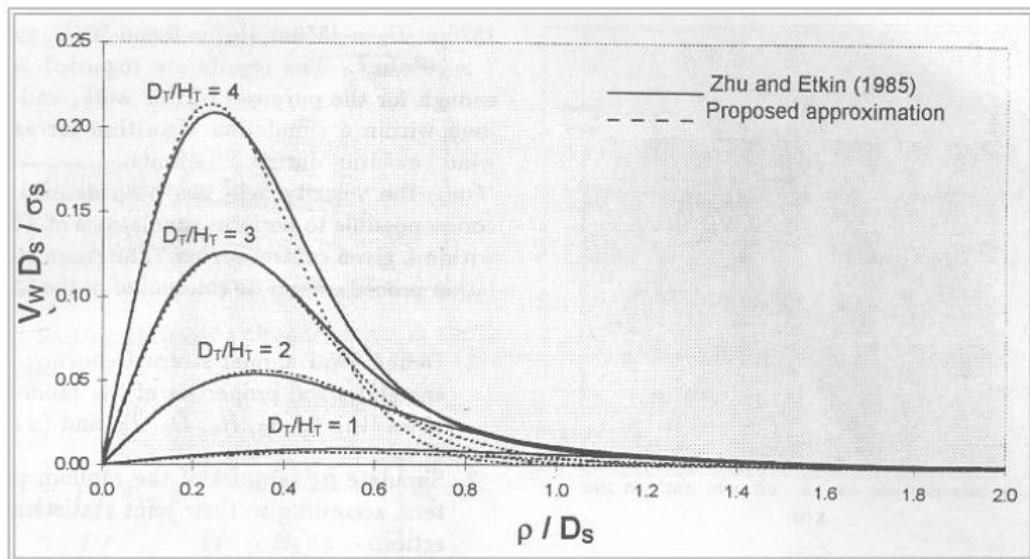


Figura 2. 20 – Comparação do modelo de Zhu e Etkin com a aproximação da distribuição de Rayleigh. Fonte (RIERA; ROCHA, 1998)

Uma vez definido o modelo, os autores realizaram simulações de TS em uma região de controle, conforme ilustra a Figura 2.21, com a finalidade de construir um histograma de velocidades anuais máximas, que logo foi comparado com observações experimentais de estações meteorológicas (Figura 2.22). Os autores observaram que, apesar da arbitrariedade dos parâmetros do modelo, o histograma resultante apresenta uma boa aproximação com os resultados reais.

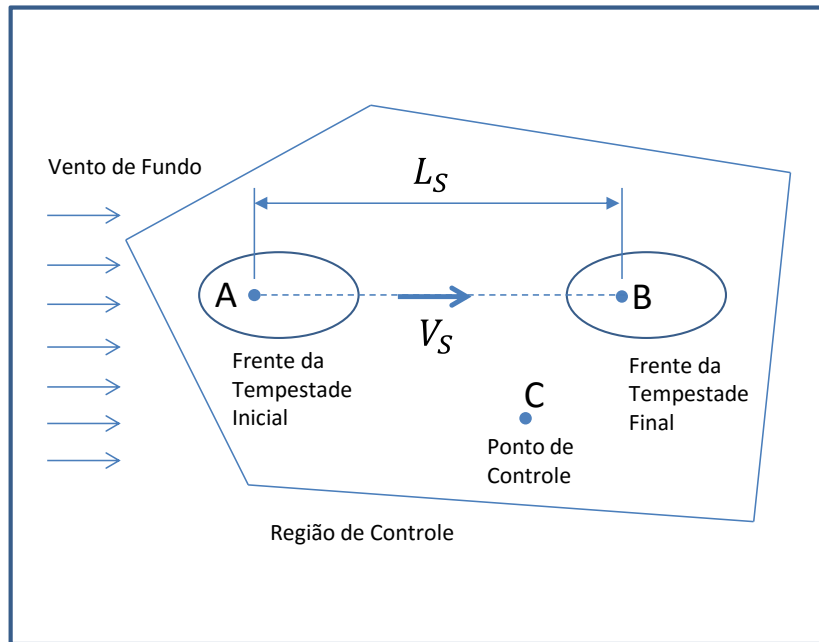


Figura 2. 21 – Características do modelo de Riera e Rocha. Adaptado (RIERA; ROCHA, 1998)

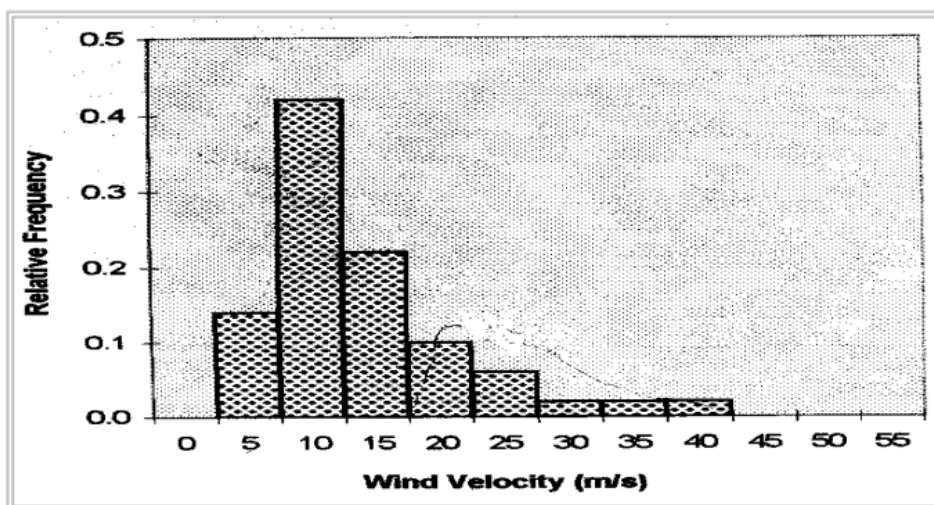


Figura 2. 22 – Histograma de velocidades. Fonte (RIERA; ROCHA, 1998).

### 2.4.5 Modelo de Wood e Kwok (1998)

Wood e Kwok em 1998 por meio de um experimento em um túnel de vento simularam um *downburst* através do modelo do jato de ar sobre uma superfície plana (Figura 2.23). Os autores realizaram medições radiais do perfil de velocidades médias em intervalos de  $0.5D$  até completar um raio de  $3D$ , sendo que  $D$  é o diâmetro da tubulação de saída (WOOD; KWOK, 1998). No ensaio também foram variadas as distancias entre a superfície de prova e a tubulação de saída do jato de ar ( $0.5D$ ,  $2D$  e  $5D$ ).

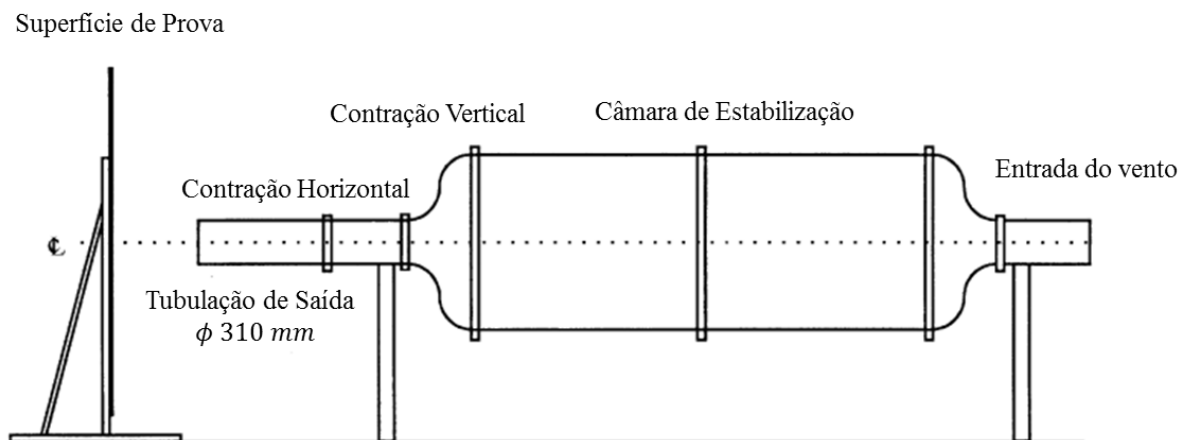


Figura 2. 23 – Representação esquemática do túnel de vento utilizado por Wood e Kwok. Adaptado de (WOOD et al., 2001).

Com base nos resultados dos ensaios experimentais os autores desenvolveram uma expressão empírica que descreve o perfil vertical da velocidade radial, dado pela equação:

$$V_r(z) = 1.55 \left(\frac{z}{\delta}\right)^{1/6} \left[1 - \operatorname{erf}\left(0.70 \frac{z}{\delta}\right)\right] V_{r,\text{máx}} \quad (2. 26)$$

Onde:

$z$  : Altura acima de solo [m];

$V_r(z)$ : Velocidade radial a uma altura  $z$ ;

$V_{r,\text{máx}}$ : Máxima velocidade radial do *downburst*;

$\delta$ : Altura onde  $V_r(\delta) = \frac{V_{r,\text{máx}}}{2}$  [m]



*erf*: Função erro de Gauss

Na Figura 2.24 apresenta-se o resultado da comparação entre os diferentes perfis verticais obtidos experimentalmente e através do uso da equação 2.26 para uma distância de 2D a partir da saída do jato de ar.

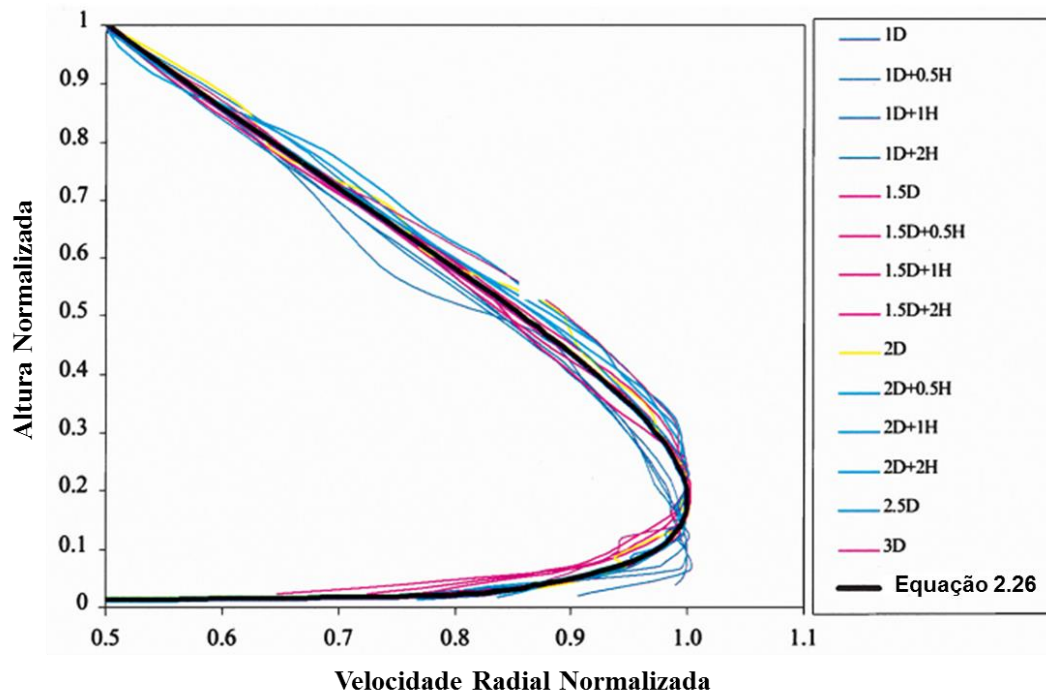


Figura 2. 24 – Perfil de velocidade média normalizada para uma distância de 2D a partir da saída do jato de ar. Adaptado de (WOOD et al., 2001).

#### 2.4.6 Modelo de Holmes e Oliver (2000)

Holmes e Oliver a partir de uma série de falhas ocorridas na Austrália em linhas de transmissão, propõem um modelo empírico que descreve a velocidade e a direção do vento radial de um *downburst* em movimento. O movimento do *downburst* foi simulado através da soma vetorial do vento de fundo (vento de translação) e o vento radial gerado pelo jato descendente (Figura 2.25).

O modelo estabelece que na região de estagnação (região situada dentro do diâmetro do jato de ar descendente representado na Figura 2.25), a velocidade radial aumenta quase linearmente com o acréscimo da distância radial do ponto central da tormenta até uma velocidade radial máxima ( $V_{r,máx}$ ) (HOLMES; OLIVER, 2000). Fora da região de estagnação, a velocidade

radial, a uma altura fixa qualquer, pode ser razoavelmente aproximada pela equação 2.28. A Figura 2.26 ilustra o perfil de radial de velocidade do vento, o qual é representado pelas equações 2.27 e 2.28.

$$V_r(x) = V_{r,máx} \frac{x}{r_{máx}}, \quad x < r_{máx} \quad (2.27)$$

$$V_r(x) = V_{r,máx} \cdot e^{-\left(\frac{x-r_{máx}}{R}\right)^2}, \quad x \geq r_{máx} \quad (2.28)$$

Onde:

$V_r(x)$ : Velocidade radial a uma altura  $z$  qualquer;

$V_{r,máx}$ : Velocidade radial máxima na altura  $z$ ;

$x$ : Distância radial a partir do centro do jato de ar;

$r_{máx}$ : Distância radial na qual ocorre a velocidade radial horizontal máxima ( $V_{r,máx}$ );

$R$  Escala de comprimento radial.

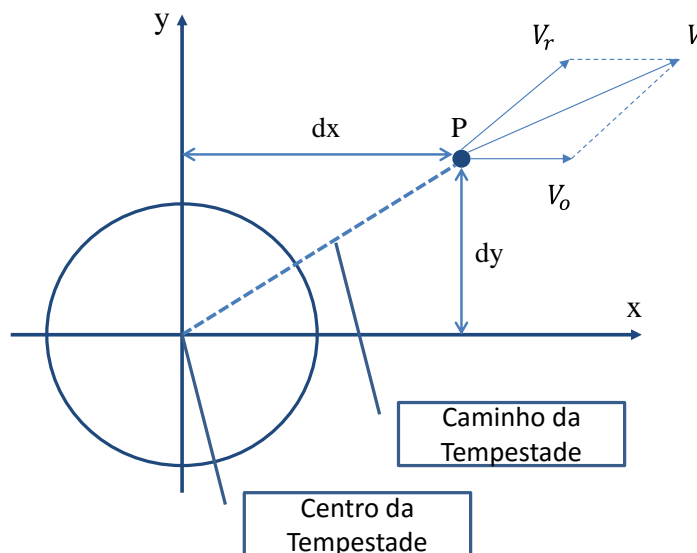


Figura 2. 25 – Exemplo da soma vetorial do vento ambiental com o vento radial do *downburst*. Adaptado de (CHEN; LETCHFORD, 2004).

O modelo também considera um decaimento exponencial da velocidade em função do tempo para um fluxo descendente com um tempo de duração  $T$  (HOLMES; OLIVER, 2000). Desta forma as equações 2.27 e 2.28 ficam:

$$V_r(x) = V_{r,m\acute{a}x} \cdot e^{-\left(\frac{t}{T}\right) \frac{x}{r_{m\acute{a}x}}}, \quad x < r_{m\acute{a}x} \quad (2.29)$$

$$V_r(x) = V_{r,m\acute{a}x} \cdot e^{-\left(\frac{t}{T}\right)} \cdot e^{-\left(\frac{x-r_{m\acute{a}x}}{R}\right)^2}, \quad x \geq r_{m\acute{a}x} \quad (2.30)$$

Onde:

$t$ : Tempo medido a partir do momento em que o *downburst* atinge o pico intensidade ;

$T$ : Duração característica da tormenta.

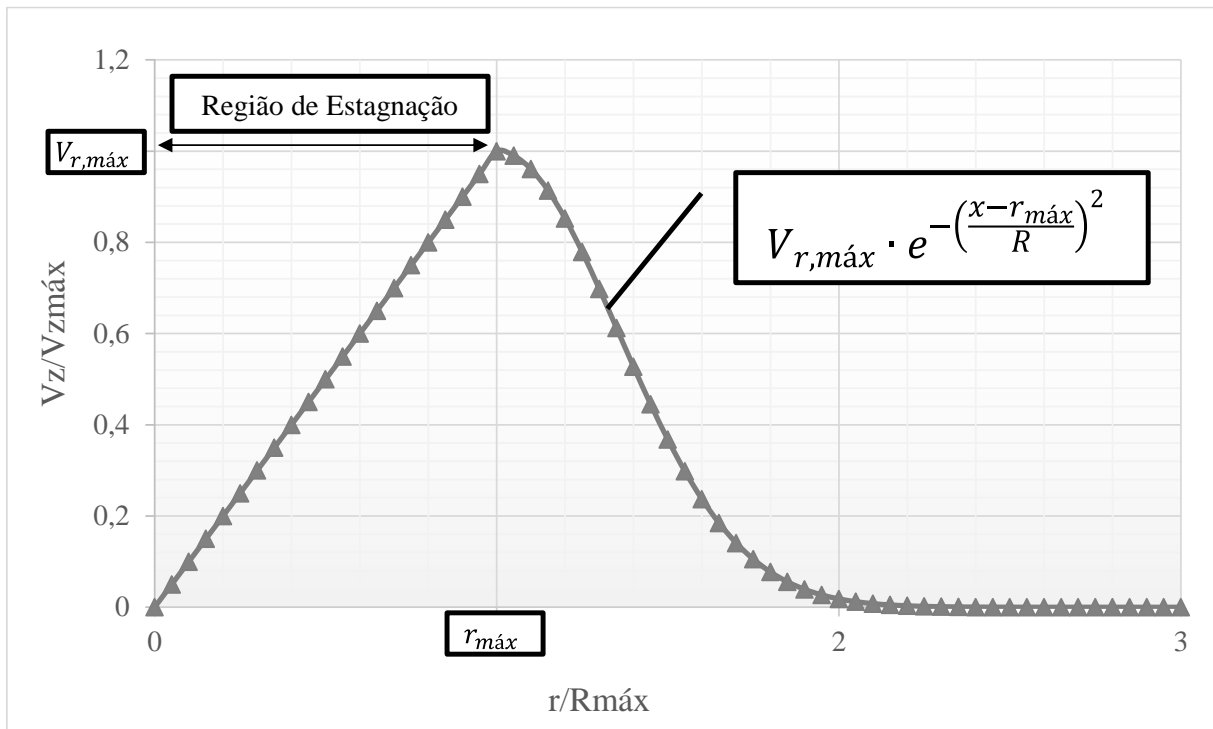


Figura 2. 26 – Perfil radial sugerido por Holmes e Oliver. Adaptado de (HOLMES; OLIVER, 2000).

A velocidade resultante é a soma vetorial das velocidades radial do *downburst* e a velocidade de translação do vento ambiental. A soma vetorial é realizada através de três casos (Figura 2.27):

a)  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  e  $0^\circ < \phi < 90^\circ$

- b)  $90^\circ < \theta < 180^\circ$  e  $0^\circ < \phi < 90^\circ$   
 c)  $90^\circ < \theta < 180^\circ$  e  $90^\circ < \phi < 180^\circ$

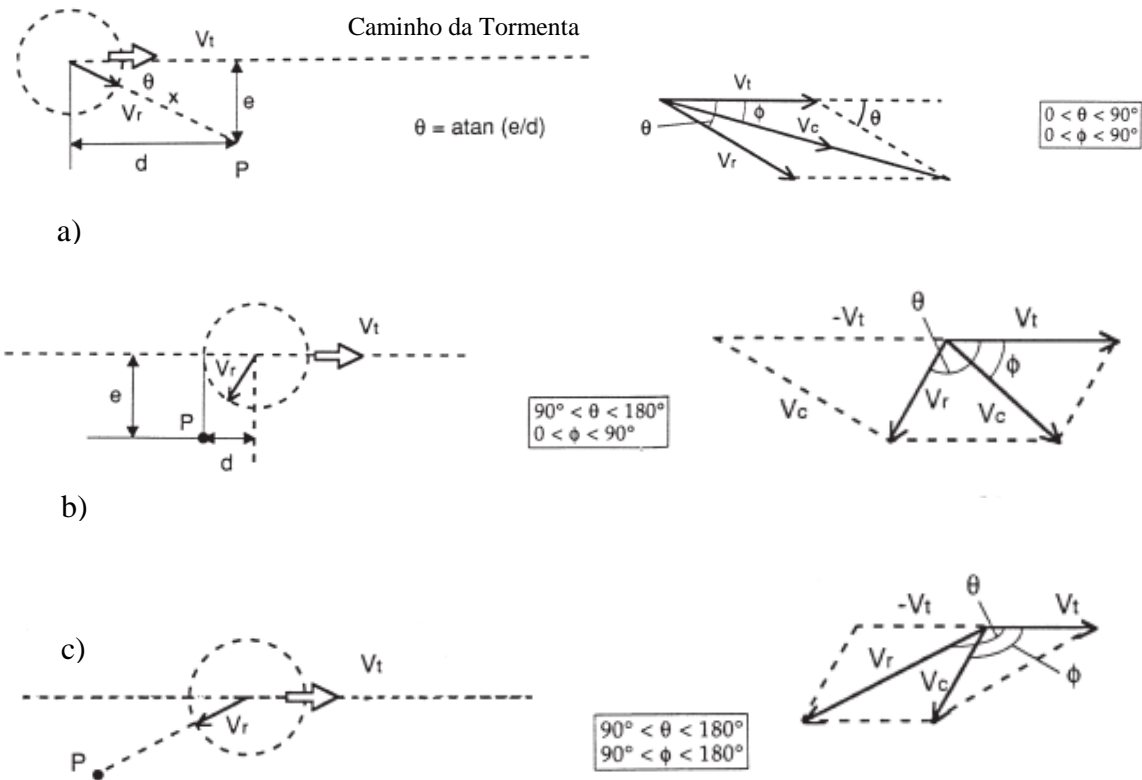


Figura 2. 27 – Combinação vetorial da velocidade radial e de translação. Adaptado de (HOLMES; OLIVER, 2000).

$$V_c^2 = V_r^2 + V_t^2 + 2V_r \cdot V_t \cdot \cos \theta \quad (2.31)$$

$$\cos \phi = \frac{(V_c^2 + V_t^2 - V_r^2)}{2V_c \cdot V_t} \quad (2.32)$$

$$x^2 = d^2 + e^2 \quad (2.33)$$

Holmes e Oliver compararam as previsões do modelo com os registros do *downburst* ocorrido da base área Andrews nos Estados Unidos de América (Figura 2.28). Os autores concluíram que o modelo proposto constitui uma boa aproximação uma vez que os resultados da simulação estiveram bem próximos de aqueles obtidos em condições reais. Apesar de ser um modelo simples, os autores incluíram o efeito da velocidade de translação do *downburst*, bem como o decremento da intensidade da tormenta com o tempo, atributos não incluídos em nenhum dos modelos até a data de publicação (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006).

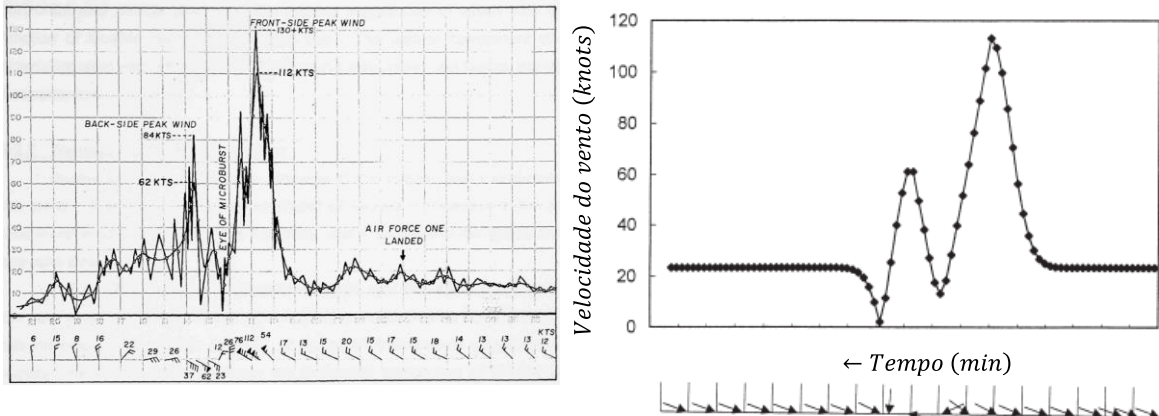


Figura 2. 28 – Comparação entre a simulação realizada por Holmes e Oliver e o registro de vento da base aérea Andrews. Adaptado de (HOLMES; OLIVER, 2000)

#### 2.4.7 Modelo de Ponte Júnior (2005)

Ponte Jr. em 2005 a partir da equação de Bernoulli desenvolveu um modelo para descrever o campo de velocidades de ventos oriundos de tempestades elétricas (Figura 2.29). Considerando uma atmosfera estável para as alturas  $H_c$  e  $z$ , a equação de Bernoulli fica:

$$\frac{P(H_c) - P(z)}{\rho g} = z - H_c \quad (2.34)$$

Onde:

$H_c$  Altura do solo até o centro da nuvem;

$z$  Altura do solo a um ponto de estudo;

$P(H_c)$  Pressão para uma altura  $H_c$ ;

$P(z)$  Pressão para uma altura  $z$ ;

$\rho$  Massa específica do ar;

$g$  Aceleração da gravidade.

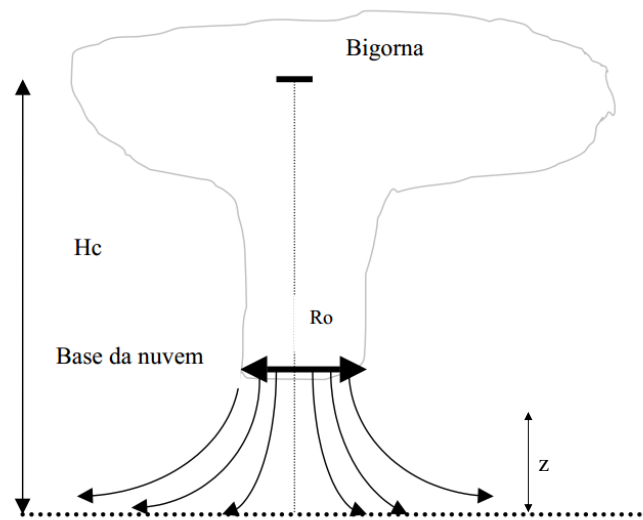


Figura 2. 29 – Esquema da tempestade elétrica. Fonte (PONTE JR, 2005).

Supondo o ar como um fluido incompressível e não viscoso, e  $g$  e  $\rho$  constantes, a velocidade do escoamento na atmosfera alterada pode ser calculada pela seguinte equação:

$$\frac{V_{H_c}^2}{2g} + \frac{P_a(H_c)}{\rho g} + H_c = \frac{V_z^2}{2g} + \frac{P_a(z)}{\rho g} + z \quad (2.35)$$

Admitindo que no instante inicial do movimento a velocidade do escoamento em  $H_c$  é  $V_{H_c} = 0$ , e que, a nível do solo, a diferença de pressão seja  $\Delta P_0$  e que  $\Delta P$  varia linearmente com a altura entre o solo e a altura  $H_c$ , tem-se que, a velocidade tangencial em uma linha de corrente para uma altura  $z$ :

$$V_t = \sqrt{\frac{2(H_c - z)\Delta P_0}{H_c \rho}} \quad (2.36)$$

Na Figura 2.30 estão representadas as componentes radial e vertical da velocidade tangencial, as quais são calculadas através da linha corrente do escoamento de ar descendente do *downburst*. Os autores do método consideram que as linhas de correntes se desenvolvem de forma axial simétrica em relação ao eixo central da nuvem.

Para uma linha de corrente qualquer a derivada de  $z$  em relação ao raio  $r$  ou seja  $\frac{dz}{dr}$  fornece a tangente do ângulo em relação ao eixo  $r$ . Em um ponto qualquer  $(r, z)$ , as velocidades radial e axial para uma altura  $z$  de interesse é dada por:

$$V_r = V_t \sin(\theta) \quad (2.37)$$

$$V_a = V_t \cos(\theta) \quad (2.38)$$

Onde:

$$\sin(\theta) = \left\{ \frac{1}{\left[ 1 + \left( \frac{dz}{dr_h} \right)^2 \right]} \right\}^{1/2}$$

$$\cos(\theta) = \left\{ \frac{\left( \frac{dz}{dr_h} \right)^2}{\left[ 1 + \left( \frac{dz}{dr_h} \right)^2 \right]} \right\}^{1/2}$$

$V_r$ : Velocidade radial do jato de ar;

$V_a$ : Velocidade axial do jato de ar;

$r$ : Distância radial do centro da nuvem à linha de corrente.

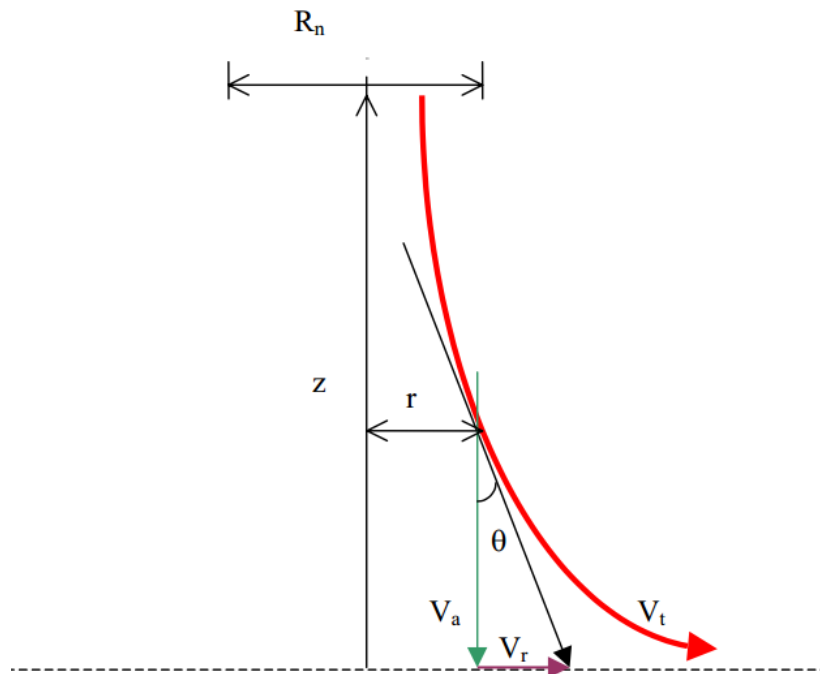


Figura 2. 30 – Linha de corrente genérica com as componentes radial e axial da velocidade tangencial. Fonte (RIERA; PONTE JR, 2012).

Tomando como referência o raio do jato na altura  $H_c$ , para uma linha de corrente que passa a uma distância  $R$  nesta base de referência, a expressão da linha de corrente fica(PONTE JR, 2005):

$$z(r) = \frac{RH_c}{r} \quad (2.39)$$

$$\frac{dz}{dr} = -\frac{RH_c}{r^2} \quad (2.40)$$

Desta forma, as equações para as velocidades radial e axial são, respectivamente:

$$V_r = V_t \left\{ \frac{r^4}{[r^4 + (R \cdot H_c)^2]} \right\}^{1/2} \quad (2.41)$$

$$V_a = V_t \left\{ \frac{(R \cdot H_c)^2}{[r^4 + (R \cdot H_c)^2]} \right\}^{1/2} \quad (2.42)$$

Sendo:

$R$ : Distância do centro da nuvem ao ponto de interesse;

$r$ : Distância do eixo central a um ponto de referência.

Para representar a evolução temporal no tempo o autor utilizou o modelo de Holmes e Oliver, admitindo que a velocidade tangencial  $V(t)$  se ajusta as seguintes formulações:

$$V(t) = 1.58V_t [1 - e^{(-t/T)}] \rightarrow t \leq T$$

$$V(t) = V_t e^{\left[\frac{-(t-T)}{T}\right]} \rightarrow t > T$$

Onde:

1.58: Parâmetro que corrige o modelo para estabelecer as condições de contorno, ou seja, para  $t = T$  tem-se que  $V(t) = V_t$ ;

$V_t$ : Velocidade tangencial a uma altura  $h$ ;

$T$ : Duração característica da tormenta.



O modelo descrito acima foi aprimorado em investigações posteriores realizadas por Ponte e Riera (2010) e Fadel Miguel e Riera (2013). Neste caso os autores sugeriram as seguintes alterações no modelo (FADEL MIGUEL; RIERA, 2013; PONTE; RIERA, 2010):

- a) Alteração da curva da pressão atmosférica do ar;
- b) Limitação da área de ação da TS;
- c) Limitação vertical da ação da TS;
- d) Efeito de expansão da TS, que faz com que os efeitos da tormenta cheguem em instantes diferentes em pontos distintos do espaço;
- e) Modelo de desenvolvimento da camada limite para o escoamento horizontal da TS;
- f) Distribuição probabilística da altura da bigorna da nuvem *cumulonimbus*;
- g) Modelo probabilístico para o raio de escoamento descendente da nuvem.

Uma relação detalhada de cada uma destas modificações encontra-se explicitada na pesquisa realizada por Gheno (2014).

#### 2.4.8 Modelo de Chay et al. (2006)

Chay *et al.* baseados nos modelos de OBV (Oseguera-Bowles/Vicroy) e Holmes e Oliver (2000) elaboraram um novo modelo analítico que considerou várias características distintas dos *downburst* tais como:

- a) Intensidade do vento variável no tempo;
- b) O efeito da velocidade de translação (vento de fundo);
- c) Altura onde a velocidade máxima atingida ( $z_m$ ) em função do raio ( $r$ );
- d) Raio onde a velocidade máxima é atingida ( $r_p$ ) em função do tempo ( $t$ ).

Os autores apontaram que a velocidade do vento proveniente de um *downburst* pode ser considerada como uma soma vetorial de duas componentes da seguinte forma:

$$U(x, y, z, t) = \bar{U}(x, y, z, t) + u'(x, y, z, t)$$

Onde:

$U(x, y, z, t)$ : Velocidade total do vento;

$\bar{U}(x, y, z, t)$ : Velocidade média do vento;

$u'(x, y, z, t)$ . Velocidade flutuante do vento.

Para a simulação da parcela média do vento foi empregado o modelo OBV (Oseguera-Bowles/Vicroy). Este modelo não considera a variação da intensidade da tormenta no tempo, para corrigir este fato, os autores propuseram um fator de intensidade que eles chamaram de ( $\Pi$ ) que multiplica as componentes radial e vertical da velocidade do vento e que incorpora o efeito do decaimento da intensidade da tormenta da seguinte forma (conceito utilizado nas investigações de (HOLMES; OLIVER, 2000)):

$$\Pi = \begin{cases} \frac{t}{5} & 0 \leq t \leq 5 \\ e^{-\frac{(t-5)}{11.542}} & t > 5 \end{cases} \quad (2.43)$$

Onde:

$t$ : Tempo em minutos.

Os investigadores afirmaram em sua pesquisa que o perfil vertical varia em função do raio, ou seja, a altura onde ocorre a máxima velocidade horizontal depende do raio, sendo tal afirmação baseada nos resultados das pesquisas de (CHOI, 2004) e (LETCHFORD; CHAY, 2002) (Figura 2.31). No entanto na Figura 2.32 observa-se que a máxima velocidade no modelo OBV está situada em uma mesma altura para os raios analisados. Os autores sugeriram substituir a variável  $z_m$  por  $z_r$ , uma altura que depende de  $z_m$  e do raio ( $r$ ), embora na pesquisa não tenha sido proposta uma relação entre  $z_r$  e ( $r$ ) devido à falta de dados experimentais, Chay et al. apontaram que essa é uma área para futuras pesquisas.

Outra sugestão realizada pelos pesquisadores foi a substituição nas equações 2.17 e 2.18 do valor de  $r_p$  por  $r_t$  já que outras investigações na temática sugerem que durante um *downburst* o raio onde se produz a máxima velocidade do vento aumenta em função do tempo (LUNDGREN; YAO; MANSOUR, 1992; YAO; LUNDGREN, 1996). Com base nas alterações propostas anteriormente as equações 2.17 e 2.18 assumiram as seguintes formas:

$$\bar{U}_r(x, y, z, t) = \Pi \frac{\bar{U}_{r,\max} \cdot r}{r_t} \frac{[e^{c_1(z/z_r)} - e^{c_2(z/z_r)}]}{(e^{c_1} - e^{c_2})} e^{\left[\frac{1-(r^2/r_t^2)^\alpha}{2\alpha}\right]} + \bar{U}_{\text{trans}} \quad (2.44)$$

$$\bar{U}_z(x, y, z, t) = -2\Pi \frac{\bar{U}_{r,\max} \cdot z_m}{r_p} \left\{ \frac{1}{C_1} [e^{c_1(z/z_r)} - 1] - \frac{1}{C_2} [e^{c_2(z/z_r)} - 1] \right\} \cdot \left[ 1 - \frac{1}{2} \left( \frac{r^2}{r_t^2} \right)^\alpha \right] e^{\left[\frac{1-(r^2/r_t^2)^\alpha}{2\alpha}\right]} \quad (2.45)$$

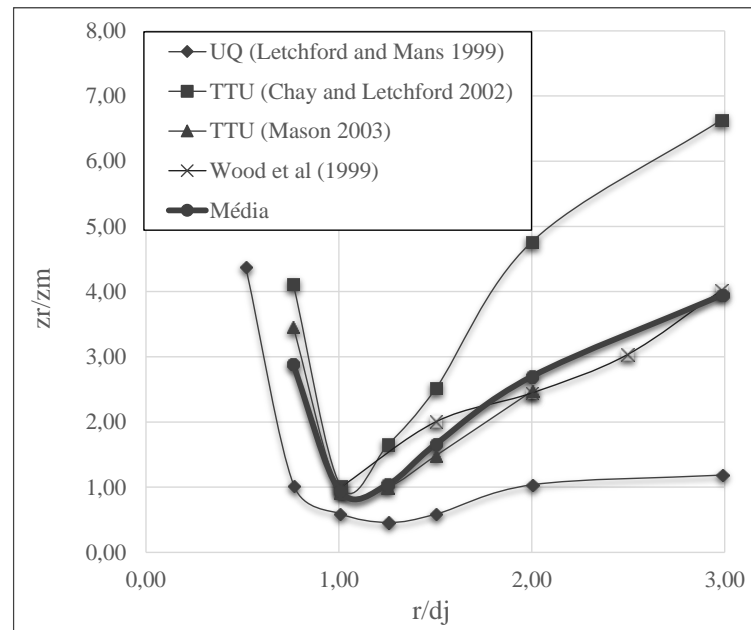


Figura 2. 31 – Altura normalizada versus raio normalizado. Adaptado de (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006).

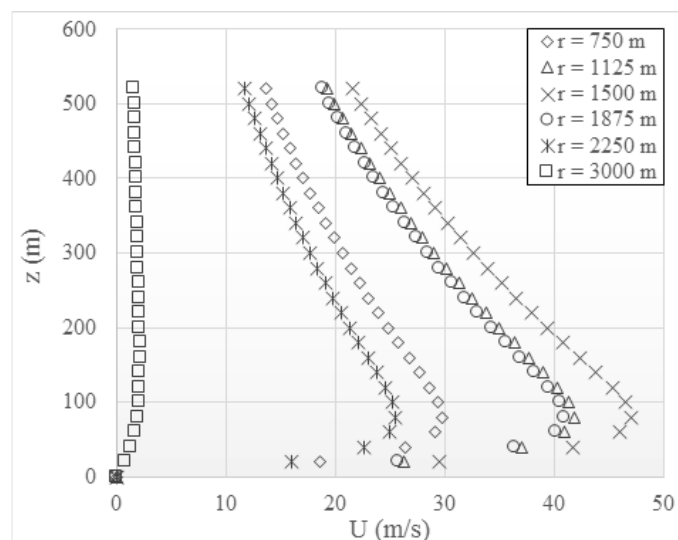


Figura 2. 32 – Exemplos de perfis verticais a diferentes raios medidos desde o centro do *downburst* para  $\alpha = 2$ ,  $r_p = 1500 \text{ m}$ ,  $z_m = 80 \text{ m}$ ,  $c_1 = -0,15$ ,  $c_2 = -3,2174$  e  $\lambda = 0,0595$ . Adaptado de (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006).

A parcela flutuante foi simulada utilizando a metodologia apresentada por Chen e Letchford (CHEN; LETCHFORD, 2004) a qual combina o vento turbulento e não turbulento gerado em um *downburst* através de uma técnica denominada EPSD (*Evolutionay Power Spectral Density*). O EPSD é utilizado para gerar processos estocásticos Gaussianos correlacionados com média zero e variância unitária ( $\kappa(x, y, z, t)$ ). As flutuações da velocidade foram obtidas modulando a amplitude do processo simulado, da seguinte forma:

$$u'(t) = a(x, y, z, t) \cdot \kappa(x, y, z, t) \quad (2.46)$$

Onde:

$a(x, y, z, t)$  Fator de modulação da amplitude

Chen e Letchford em sua pesquisa inicialmente propõem que:

$$a(x, y, z, t) = 0.25 \cdot \bar{U}(x, y, z, t) \quad (2.47)$$

No entanto em investigações posteriores (CHEN; LETCHFORD, 2006) sugerem que:

$$a(x, y, z, t) = 0.08 \cdot \bar{U}(x, y, z, t) \text{ até } 0.11 \cdot \bar{U}(x, y, z, t) \quad (2.48)$$

A turbulência  $\kappa(x, y, z, t)$  foi gerada através do modelo ARMA (*Auto Regressive Moving Average*) segundo o método de Samaras *et al.* (SAMARAS; SHINZUKA; TSURUI, 1985).

Na pesquisa foram simulados dois cenários (Figura 2.33): no primeiro o fator de intensidade adota a forma da equação 2.43, e no segundo o fator assume o valor unitário ou seja a tormenta continua com a mesma intensidade uma vez que é alcançado o período de intensificação inicial. Para a simulação foram utilizados os seguintes valores  $r_p = 1500 \text{ m}$ ,  $U_m = 30 \text{ m/s}$ ,  $U_{\text{trans}} = 12 \text{ m/s}$ ,  $z_m = 80 \text{ m}$ . Em ambos os cenários foi considerado que  $r_t$  aumenta linearmente de 1000 m no início da tormenta a 1500 m após 5 minutos, e continua crescendo linearmente até alcançar o tempo total do evento. Como pode ser observado na Figura 2.33b o efeito do fator de intensidade variável, modifica a amplitude do segundo pico de velocidade.

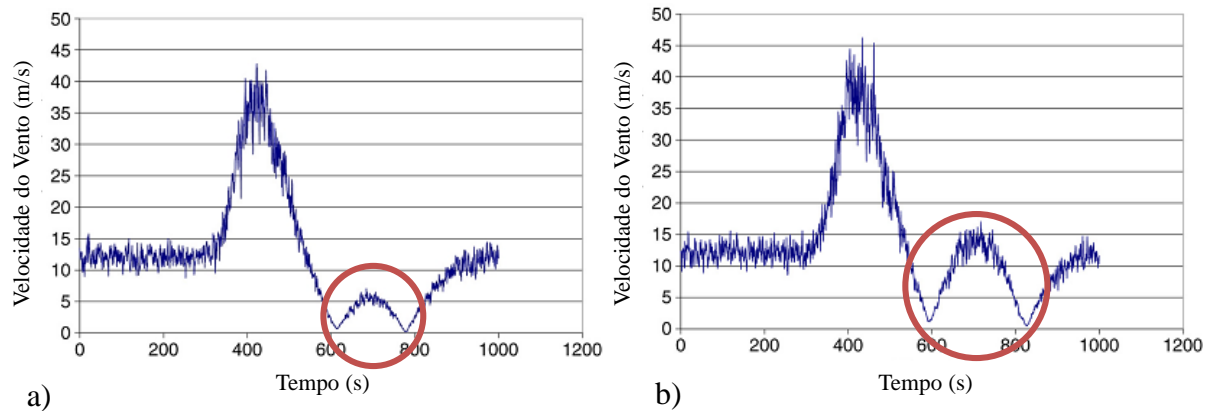


Figura 2. 33 – Registro de velocidade simulado a partir do modelo OBV modificado. a) Cenário I e b) Cenário II. Adaptado de (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006).

Os autores comparam os resultados da simulação realizada através do modelo OBV modificado com os resultados de uma simulação em CFD considerando um fator de intensidade variável segundo a equação 2.43 (Figura 2.34). A simulação CFD produziu uma taxa de incremento da velocidade do vento menor no início do evento.

O modelo depende do tempo foi utilizado para recriar o *microburst* ocorrido na AAFB (*Andrews Air Force Base*), citado nas principais investigações na temática. O evento foi simulado com os seguintes dados:  $U_m = 120 \text{ m/s}$ ,  $U_{\text{trans}} = 8 \text{ m/s}$ ,  $z_m = 80 \text{ m}$ ,  $r_t$  foi considerado igual a 700 m no início da tormenta e que incrementa linearmente seu valor a 30 m por minuto. O fator de intensidade adotado foi:

$$\Pi = \begin{cases} \frac{t}{2.75} & 0 \leq t \leq 2.75 \\ e^{-\frac{(t-2.75)}{25}} & t > 2.75 \end{cases} \quad (2.49)$$

A Figura 2.35 apresenta os resultados da simulação. Visualmente a tormenta simulada se assemelha aos dados registrados pelo anemômetro da AAFB o que demonstra a importância do fator de intensidade, já que considerando um fator  $\Pi = 1$  aconteceria uma sobrestimação do segundo pico (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006).

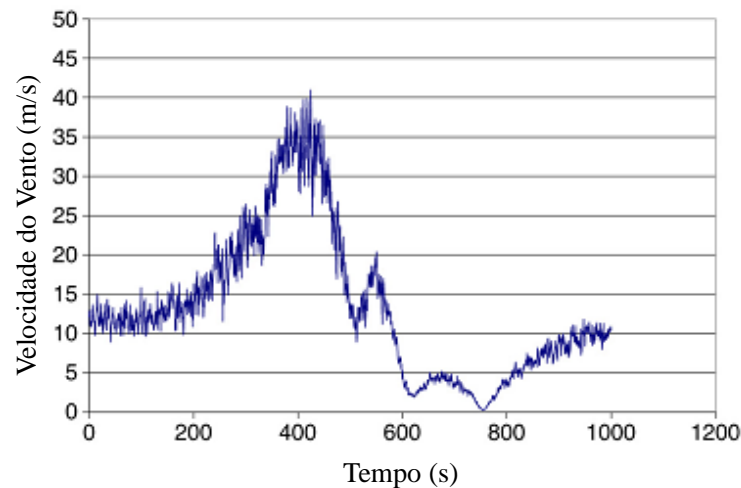


Figura 2. 34 – Registro de velocidade simulado utilizando CFD. Adaptado de (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006).

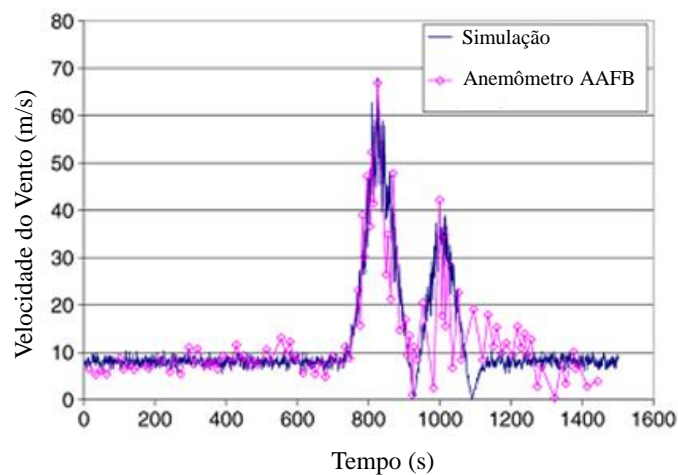


Figura 2. 35 – Comparação do histórico no tempo da velocidade simulada e registrada. Adaptado de (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006).

#### 2.4.9 Modelo de Chen e Letchford (2007)

Chen e Letchford em 2005 a partir da análise estatística dos sinais de velocidade de vento de dois *downburst* (*RFD* e *The Derecho*) coletados em torres instrumentadas da *Texas Tech University* (CHEN; LETCHFORD, 2006) (Figura 2.36) desenvolveram um modelo que eles denominaram de NDESH (*nonparametric deterministic-stochastic hybrid*), para simular a história no tempo da velocidade radial do vento proveniente de um *downburst*. A velocidade

do vento simulada no modelo é considerada como um processo não estacionário e correlacionado na altura.

O modelo estabelece que a velocidade radial do vento é a soma de uma velocidade média e uma parcela flutuante induzida pela turbulência, de acordo com:

$$U(z, t) = \bar{U}(z, t) + \tilde{U}(z, t) \quad (2. 50)$$

Onde:

$U(z, t)$ : Velocidade radial do vento a uma altura  $z$  em um instante de tempo  $t$ ;

$\bar{U}(z, t)$ : Velocidade média do vento a uma altura  $z$  em um instante de tempo  $t$ , considerada como determinística no modelo;

$\tilde{U}(z, t)$ : Parcela flutuante induzida pela turbulência, tratada como um processo aleatório não estacionário.

Segundo Chen e Letchford a parcela flutuante da velocidade  $\tilde{U}(z, t)$  tem um desvio padrão  $\tilde{\sigma}(z, t)$  aproximadamente proporcional à velocidade média  $\bar{U}(z, t)$  por um fator de 0.1 (CHEN, 2005) (CHEN; LETCHFORD, 2007). Convenientemente pode-se adotar que:

$$\tilde{U}(z, t) = \tilde{\sigma}(z, t) \cdot u(z, t) \quad (2. 51)$$

Onde:

$u(z, t)$ : Velocidade flutuante do vento normalizada em relação ao desvio padrão, portanto com variância e desvio padrão unitário.

$\tilde{\sigma}(z, t)$ : Desvio padrão variável no tempo

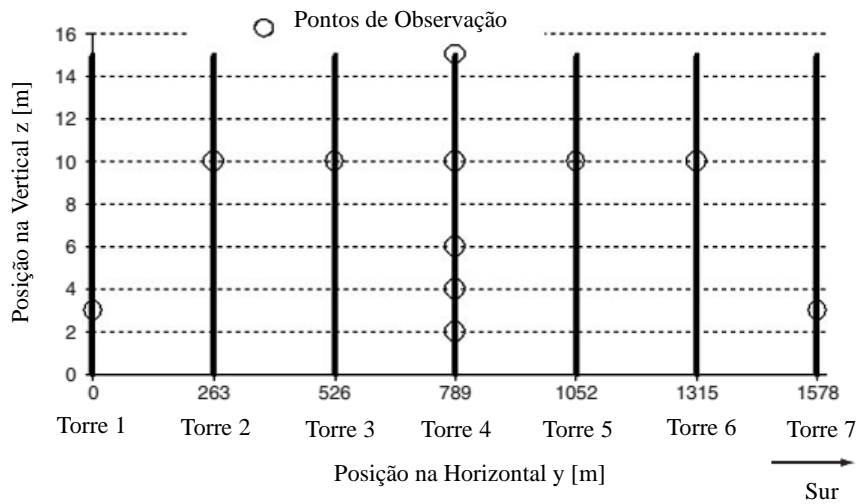


Figura 2. 36 – Torres e pontos de observação instrumentados por Chen e Letchford. Adaptado de (CHEN; LETCHFORD, 2006).

No caso da componente média da velocidade os autores propõem uma caracterização por meio de uma separação de variáveis, em uma base de  $\bar{N}$  perfis verticais (ou formas modais)  $\bar{\phi}_i(z)$  e as amplitudes correspondentes no tempo  $\bar{U}_i(t)$ :

$$\bar{U}(z, t) \approx \sum_{i=1}^{\bar{N}} \bar{\phi}_i(z) \cdot \bar{U}_i(t) \quad (2. 52)$$

Os autores definiram a intensidade de turbulência também variável no tempo como:

$$I_u(z, t) = \frac{\tilde{\sigma}(z, t)}{\bar{U}(z, t)} \quad (2. 53)$$

Os autores verificaram que o modelo “tradicional” de intensidade de turbulência proposto na ASCE 7-98 que caracteriza a variação ao longo da altura intensidade de turbulência na camada limite também é aplicável para *downburst* (CHEN; LETCHFORD, 2007).

$$I_u^*(z) = I_{u10} \cdot \left(\frac{10}{z}\right)^{1/6} \quad (2. 54)$$

Onde:

$I_{u10}$  Intensidade de turbulência a 10 metros de altura do solo.



O modelo apresentado acima foi ajustado pelo método dos mínimos quadrados para estimar os valores de  $I_{u10}$  dos *downburst* coletados nas torres instrumentadas (0.088 para RFD e 0.085 para The Derecho) (CHEN; LETCHFORD, 2007)

A velocidade flutuante do vento normalizada pode ser inferida através de funções de densidade espectral cruzada (XSPD)  $S_u(z_1, z_2, \omega)$  se o fenômeno é estacionário ou por funções de densidade espectral cruzada variável no tempo (XEPSD)  $S_u(z_1, z_2, \omega, t)$  se for não estacionário (DAMASCENO, 2012).

Os autores compararam os espectros de densidade de potência (PSD) utilizados na geração da parcela flutuante da velocidade em alguns pontos dos eventos *RFD* e *The Derecho* com o espectro de Von Karman-Harris utilizado em ventos “tradicionais” da camada limite e observaram que (Figura 2.37):

- Ambos eventos (*RFD* e *The Derecho*) apresentaram espectros de densidade de potência similares;
- Os espectros de densidade de potência obtidos nas diferentes alturas mostraram pouca variação;
- O espectro de von Karman-Harris não se ajusta a nenhum dos eventos registrados.

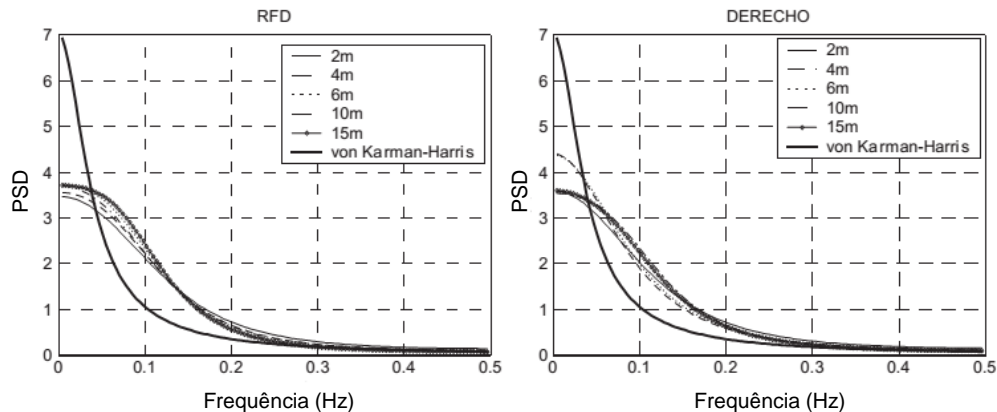


Figura 2. 37 – PSDs da flutuação normalizada para *RFD* e *The Derecho* em conjunto com o PSD de von Karman-Harris com  $\sigma_u = 1$  e  $I_u/\bar{U} = 3.5$ . Adaptado de (CHEN; LETCHFORD, 2005).

Os valores das variáveis envolvidas no modelo  $\bar{\Phi}_i(z)$ ,  $\bar{U}_i(t)$ ,  $\bar{\Phi}_{\tilde{\sigma}_i}(z)$ ,  $\tilde{\sigma}_i(t)$ ,  $S_u(z, \omega)$  e  $\gamma(z_1, z_2, \omega)$  são obtidas mediante ajustes de registros

experimentais, utilizando o método de decomposição ortogonal própria dos sinais da velocidade média e o desvio padrão (CHEN; LETCHFORD, 2005). Uma vez determinadas as variáveis, os autores propuseram um modelo empírico, baseado apenas na primeira forma modal considerando a intensidade de turbulência invariante no tempo. Chen e Letchford mostraram que a primeira forma modal armazenava o 98% da energia de vento:

$$U^*(z, t) \approx \bar{\Phi}_1^*(z) \cdot \bar{U}_1^*(t) \cdot [1 + I_u^*(z) \cdot u(z, t)] \quad (2.55)$$

Aplicando o modelo empírico sugerido na equação 2.55 os autores simularam os *downburst* RFD e *The Derecho* e compararam os resultados com as observações reais registradas (Figura 2.38).

A partir das simulações realizadas os autores concluíram que:

- É necessária uma maior quantidade de medições que justifique a utilização do modelo proposto por Wood para a representação do perfil de velocidades médias.
- O modelo de intensidade de turbulência sugerido na ASCE 7-98 para ventos “tradicionais” da camada limite se ajustou bem à intensidade de turbulência obtida nos *downburst* registrados.
- São exigidas uma maior quantidade de dados em escala real em outras alturas para construir modelos empíricos mais adequados das funções de coerência.

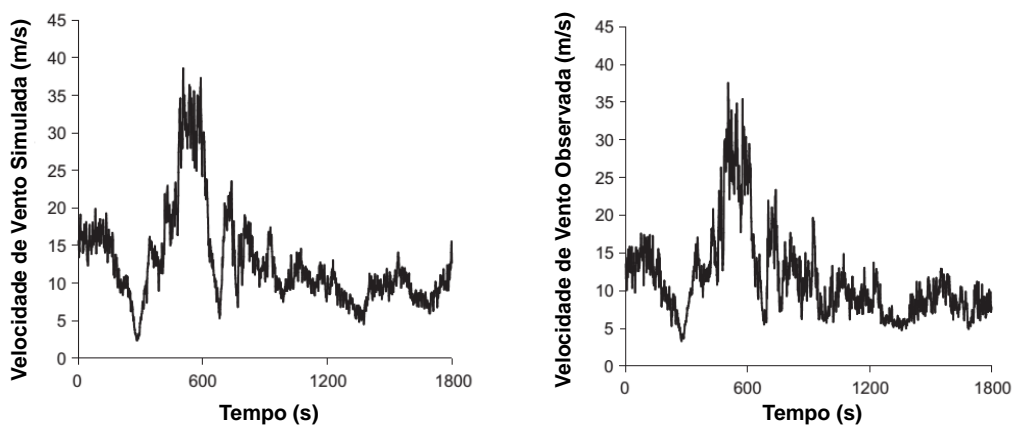


Figura 2. 38 – Velocidade de vento simulada e observada a 10 metros de altura do downburst RFD. Adaptado de (CHEN; LETCHFORD, 2007).

#### 2.4.10 Modelo de Qu e Ji (2009)

Qu e Ji (2009) baseados na pesquisa de Chay et al. (2006) propuseram uma nova formulação para o fator de intensidade ( $\Pi$ ) e a modelagem da componente flutuante do campo de velocidades gerado em um *downburst*.

Segundo os autores o fator de intensidade considerado em sua pesquisa tem a seguinte forma:

$$\Pi = \begin{cases} \frac{t}{T_{\max}} & 0 \leq t \leq T_{\max} \\ e^{-\frac{(t-T_{\max})}{T_{\text{total}}}} & t > T_{\max} \end{cases} \quad (2.56)$$

Onde:

$T_{\max}$ : Tempo no qual o *downburst* alcança a máxima intensidade [s];

$T_{\text{total}}$ : Escala de decaimento da intensidade [s].

Qu e Ji comprovaram que a equação (2.56) sugerida para o fator de intensidade se ajustava aos resultados das observações de Hjelmfelt (1988) (Figura 2.39).

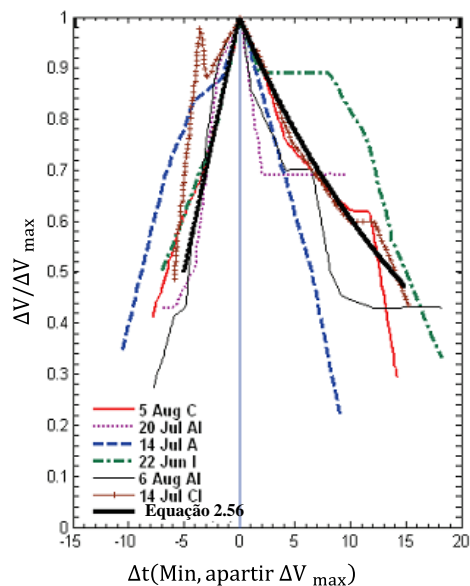


Figura 2. 39 – Comparação dos resultados obtidos através da aplicação da equação 2.56 com os dados observados na pesquisa de Hjelmfelt. Adaptado de (HJELMFELT, 1988).

Na pesquisa a componente média da velocidade do vento foi simulada utilizando o modelo OBV modificado proposto por (CHAY; ALBERMANI; WILSON, 2006). O modelo foi

configurado com os seguintes dados:  $\bar{U}_{r,\max} = 80 \text{ m/s}$ ,  $r_p = 1000 \text{ m}$ ,  $(d_o, e) = (3000, 150)$ ,  $\bar{U}_{\text{trans}} = 12 \text{ m/s}$ ,  $T_{\text{máx}} = 150 \text{ s}$ . Os investigadores consideraram que  $r_t$  aumenta linearmente de 750 m no início da tormenta a 1000 m durante 500 s,  $z_m = 80 \text{ m}$ . Quatro condições foram analisadas:

- Condição I:  $\Pi = 1$ ,  $r_t = r_p$ : Não considera o declínio da intensidade da tormenta com o tempo nem a variabilidade com o tempo do raio onde ocorre a máxima velocidade;
- Condição II:  $\Pi = \Pi(t)$ ,  $r_t = r_p$ : Considera o declínio da intensidade da tormenta com o tempo e não considera a variabilidade com o tempo do raio onde ocorre a máxima velocidade;
- Condição III:  $\Pi = 1$ ,  $r_t = r_t$ : Não considera o declínio da intensidade da tormenta com o tempo e considera a variabilidade com o tempo do raio onde ocorre a máxima velocidade;
- Condição IV:  $\Pi = \Pi(t)$ ,  $r_t = r_t$ . Considera ambos o declínio da intensidade da tormenta com o tempo e a variabilidade com o tempo do raio onde ocorre a máxima velocidade.

Os resultados da simulação foram comparados com o método apresentado por (CHEN; LETCHFORD, 2004) o qual estabelece que a velocidade média do vento pode ser expressada como o produto de um perfil vertical e uma função  $f(t)$ , que descreve a forma em que a velocidade média evolui no tempo. Como pode ser observado na Figura 2.40 os resultados da simulação com a Condição I mostram uma similitude com os resultados da pesquisa de Chen e Letchford (2004).

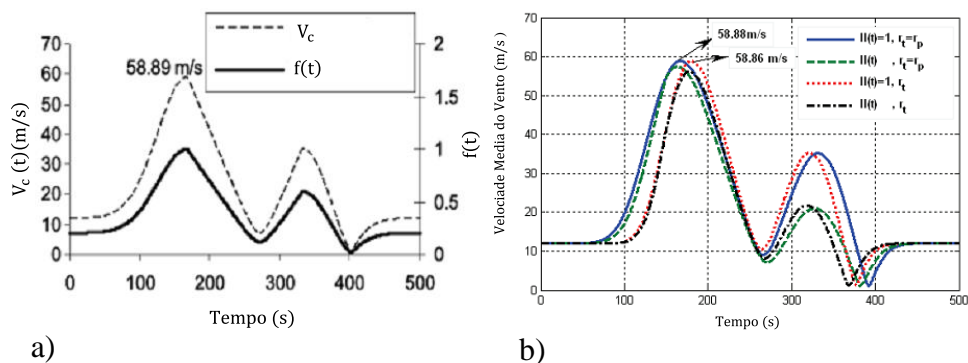


Figura 2. 40 – Comparação dos resultados da simulação da velocidade média do vento: a) Modelo de Chen e Letchford (2004) b) Modelo Qu e Ji (2009).

A parcela flutuante foi simulada como um processo estocástico de tipo Gaussiano, com média zero e desvio padrão unitário, seguindo a metodologia de (CHEN; LETCHFORD, 2004).

$$u(x, y, z, t) = a(x, y, z, t) \cdot \kappa(x, y, z, t) \quad (2.57)$$

Onde:

$a(x, y, z, t)$  Função de modulação;

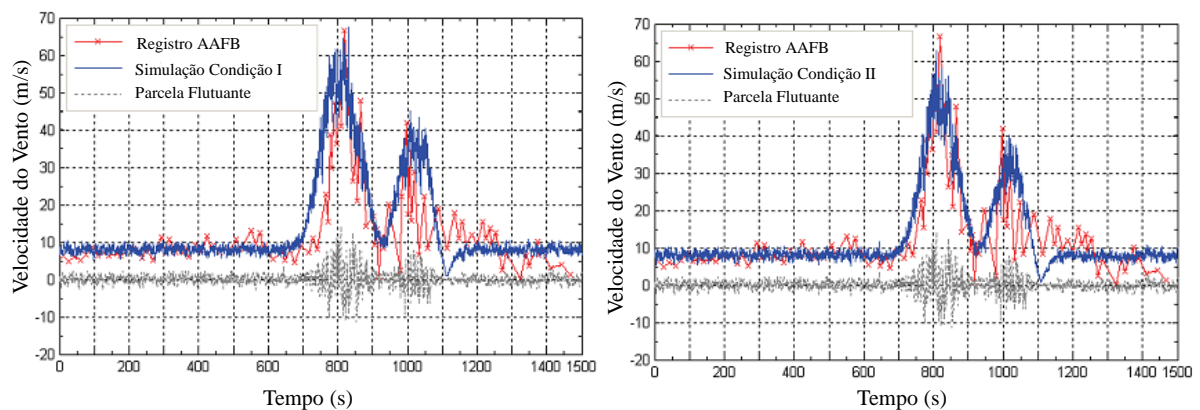
$a(x, y, z, t) = \eta \bar{U}(x, y, z, t)$ ,  $\eta = 0.08 \sim 0.11$ ;

$\kappa(x, y, z, t)$ : Processo estocástico Gaussiano com desvio padrão unitário.

Os autores transformaram o processo estocástico da parcela flutuante  $u(x, y, z, t)$  em um processo estocástico modulado através do PSD (*power spectral density function*) o espectro normalizado de Kaimal  $\varphi(z, \omega)$  foi adotado na pesquisa.

$$S_{zz}(x, y, z, t, z, \omega) = |a(x, y, z, t)|^2 \cdot \varphi(z, \omega) \quad (2.58)$$

O registro do *downburst* ocorrido na AAFB em Washington, DC em 1983 foi escolhido pelos pesquisadores para comparar os resultados da simulação numérica. O registro de velocidades foi simulado sob as quatro condições antes mencionadas, sendo os resultados das quatro simulações realizadas apresentados na Figura 2.41. Os autores concluíram que a condição IV mostrou os melhores registros, já que tanto a amplitude como o tempo onde ocorrem o primeiro e segundo picos de velocidades coincidem com o registro do anemômetro da AAFB.



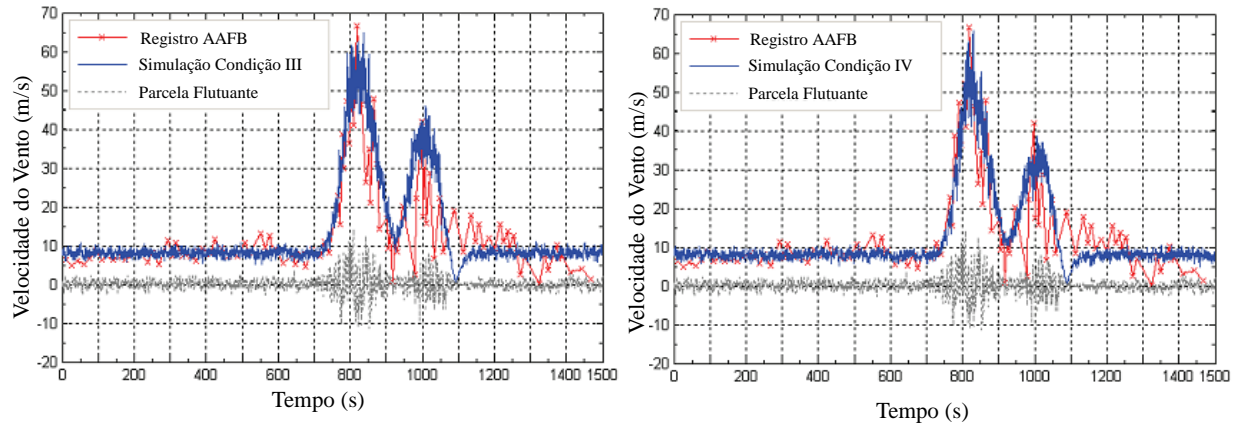


Figura 2. 41 – Comparação das simulações realizadas através do modelo OBV com os registros reais do anemômetro localizado na AAFB. Adaptado de (QU; JI, 2009)

#### 2.4.11 Modelo de Abdelaal et al. (2012)

Em 2012 Abdelaal et al. baseados nos modelos analíticos de Oseguera e Bowles (1988) e Vicroy (1991) propuseram novas funções de forma capazes de representar com maior precisão o comportamento da velocidade média radial e vertical observado em medições reais do projeto JAWS.

As novas funções de forma modificadas pelos autores assumiram as seguintes equações:

$$f(r) = \frac{\lambda r}{2} \left[ e^{-\left[2\gamma - \left(\frac{\delta r^2}{r_m^2}\right)^{\gamma}\right]^2} + \delta e^{-\kappa \left(\frac{r^2}{r_m^2}\right)^{\chi}} \right] \quad (2.59)$$

$$g(r^2) = (1 + 2\gamma\psi \cdot (2\gamma - \psi)) e^{-(2\gamma - \psi)^2} + \delta e^{-\kappa \left(\frac{r^2}{r_m^2}\right)^{\chi}} \left(1 - \kappa\chi \left(\frac{r^2}{r_m^2}\right)^{\chi}\right) \quad (2.60)$$

Onde:

$$\lambda: \text{Parâmetro de escala } \lambda = \frac{u_{\text{máx}} - \bar{U}_{10} \left(\frac{z_m}{10}\right)^{\alpha}}{0.913r_m};$$

$\gamma, \delta, \kappa, \chi$ : Parâmetros da função de forma, os quais toman os valores 0.85, 2, 0.6, 1.05 respectivamente;

$r$  Coordenada radial (medida ao centro do *downburst*) [m];

$r_m$  Raio onde a velocidade máxima horizontal é atingida [m];

$$\psi = \left(\frac{\delta r^2}{r_m^2}\right)^Y.$$

Baseado nas equações 2.48 e 2.49 o modelo analítico fica:

$$\bar{U}(x, y, z, t) = \frac{\lambda \Pi r}{2} \left[ e^{-\left[2\gamma - \left(\frac{\delta r^2}{r_m^2}\right)^Y\right]^2} + \delta e^{-\kappa \left(\frac{r^2}{r_m^2}\right)^X} \right] \cdot \left[ \left(\frac{z}{z_m}\right)^{C_2-1} e^{C_1 \left(\frac{z}{z_m}\right)^{C_2}} \right] + \bar{U}_{10} \left(\frac{z}{10}\right)^\alpha \quad (2. 61)$$

$$\bar{W}(x, y, z, t) = -\lambda \Pi \left\{ (1 + 2\gamma\psi \cdot (2\gamma - \psi)) e^{-(2\gamma - \psi)^2} + \delta e^{-\kappa \left(\frac{r^2}{r_m^2}\right)^X} \left(1 - \kappa X \left(\frac{r^2}{r_m^2}\right)^X\right) \right\} \left\{ \frac{z_m}{C_1 C_2} \left[ e^{C_1 \left(\frac{z}{z_m}\right)^{C_2}} - 1 \right] \right\} \quad (2. 62)$$

Onde:

$\bar{U}(x, y, z, t)$ : Componente horizontal da velocidade média do vento do *downburst*;

$\bar{W}(x, y, z, t)$ : Componente vertical da velocidade média do vento do *downburst* ;

$C_1$  e  $C_2$ : Parâmetros do modelo  $C_1 = 0.133$  e  $C_2 = 1.1534$ ;

$\Pi$ : Fator de intensidade de turbulência ;

$\bar{U}_{\text{trans}} = \bar{U}_{10} \left(\frac{z}{10}\right)^\alpha$ : Velocidade de fundo da camada limite .

(ABD-ELAAL; MA; MILLS, 2012) sugerem um fator de intensidade do *downburst* variável no tempo. Os primeiros pesquisadores que introduziram o conceito de intensidade da tormenta variável no tempo foram (HOLMES; OLIVER, 2000) através da multiplicação da velocidade radial por uma função de decaimento da intensidade. Chay et. al (2006) desenvolveram uma função de decaimento da intensidade que considerava um período de intensificação linear da tormenta de 5 minutos, logo deste tempo a tormenta decaí exponencialmente. No entanto Wilson et al. (1984) declararam em sua pesquisa que mais do 90 % dos *downburst* registrados nos estudos de campo alcançavam o período de intensificação máxima em um intervalo de tempo de 10 minutos (WILSON et al., 1984). Os autores baseados nos resultados de Hjelmfelt (1988) e Wilson et al. (1984) propõem o seguinte fator de intensidade :

$$\Pi(t) = \begin{cases} \frac{t}{9} & 0 \leq t \leq 9 \\ e^{-\frac{(t-9)}{15}} & t > 9 \end{cases} \quad (2. 63)$$

Segundo Holmes (2001) a velocidade de translação da tormenta é um componente essencial na simulação da componente média da velocidade de um *downburst* e deve ser incluída na

modelagem do fenômeno. Abdelaal et al., da mesma forma que Holmes e Oliver (2000) propõem em sua pesquisa, incluíram em seu modelo a velocidade de translação da tormenta através da equação:

$$\bar{U}_{\text{trans}} = \bar{U}_{10} \left( \frac{z}{10} \right)^{\alpha} \quad (2.64)$$

Onde:

$\bar{U}_{10}$ : Velocidade média medida a 10 metros de altura;

$\alpha$ : Coeficiente de rugosidade do terreno.

Dois casos de estudo foram considerados e comparados com os resultados da pesquisa realizada por Chay et al. (2006). No primeiro caso, a distribuição de vento horizontal em um objeto vertical com uma altura de 90 m situado a uma distância de 2000 metros do centro do *downburst* foi investigada. Os parâmetros utilizados foram:  $r_m = 2000 \text{ m}$ ,  $z_m = 40 \text{ m}$ ,  $u_{\text{máx}} = 60 \text{ m/s}$ ,  $\bar{U}_{10} = 13 \text{ m/s}$ , a rugosidade do terreno adotada foi  $\alpha = 0.13$  e  $\Pi = 1$ . A distribuição vertical do perfil horizontal de velocidade que atua sobre o objeto é mostrado na Figura 2.42. Os resultados apresentados na figura demonstram que para alturas inferiores a  $z_m$  existe uma significativa diferença entre o modelo Chay et al. (2006) e modelo proposto pelos autores. Segundo Abdelaal et al. (2012) a diferença entre os resultados deve-se a que o Modelo de Chay et al. (2006) é baseado em modelos antigos que foram desenvolvidos levando em consideração a segurança aeronáutica onde os ventos a níveis baixos não tem a importância primária. O segundo caso estudado foi a distribuição de vento horizontal na linha de transmissão apresentada na Figura 2.43.



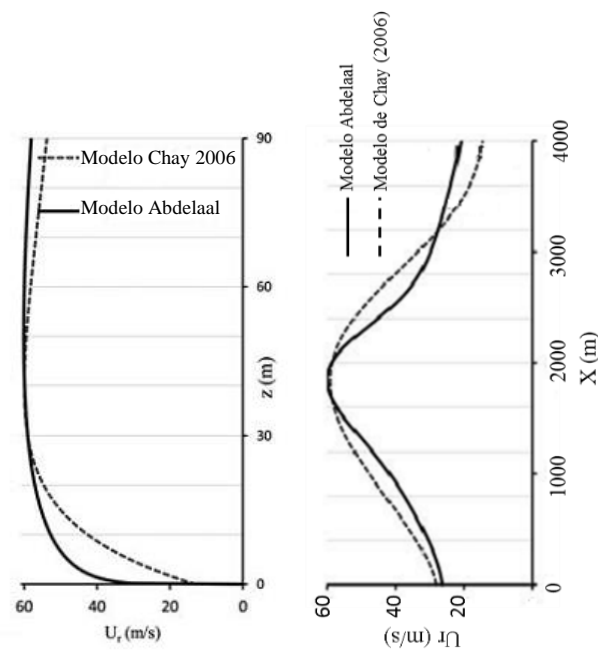


Figura 2. 42 – Comparação dos modelos de Chay *et al.* e Abdelaal *et al.* [a] Distribuição vertical do perfil de velocidade horizontal, [b] Distribuição horizontal do perfil de velocidade horizontal. Adaptado de (ABD-ELAAL; MA; MILLS, 2012).

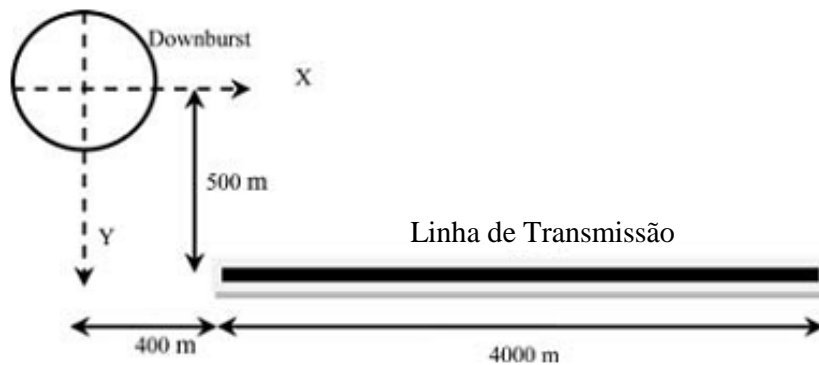


Figura 2. 43 – Projeção horizontal da linha de transmissão com as coordenadas do *downburst*. Adaptado de (ABD-ELAAL; MA; MILLS, 2012).

## 2.5 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS ANALÍTICOS CONSIDERADOS NA INVESTIGAÇÃO

Neste subitem é realizada uma comparação dos modelos mencionados em tópicos anteriores com o objetivo de determinar qual deles vai ser utilizado nesta pesquisa para descrever a componente horizontal (X e Y) e vertical (Z) do vento proveniente de um *downburst*. Na tabela

2.1 é apresentado um resumo das características que incorporam cada um dos modelos analisados anteriormente.

Tabela 2. 1 Comparação das características de cada modelo.

Modelos	Zhu & Etkin	Oseguera & Bowles/Vicroy (1991)	Riera & Rocha (1998)	Wood & Kwok (1998)	Holmes & Oliver (2000)	Ponte Jr. (2005)	Chay et al. (2006)	Chen & Letchford (2006)	Qu & Ji (2009)	Abdelal et al. (2012)
Características										
Componente horizontal	+	+	+	-	+	+	+	+	+	+
Componente vertical	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+
Vento de Fundo	-	-	+	-	+	-	+	+	+	+
Componente flutuante	-	-	-	+	-	-	+	+	+	-
Perfil vertical	-	+	-	-	-	+	+	-	+	+
Modelo temporal	-	-	-	-	+	+	+	+	+	+
Intensidade da tormenta	-	-	-	-	+	-	+	+	+	+

A Figura 2.44 apresenta a comparação entre vários dos perfis horizontais da velocidade radial normalizados. Na figura pode-se observar que com exceção do modelo de Oseguera e Bowles que superestima a resposta e não considera o decaimento exponencial da intensidade da tormenta, o resto dos modelos tem um comportamento similar e conseguem simular o fenômeno quando comparado com os resultados das medições reais dos projetos TASS e JAWS.

Chen e Letchford (2004) utilizaram os valores da tabela 2.2 para construir os perfis verticais da velocidade radial segundo os modelos citados acima. A Figura 2.45 apresenta os perfis normalizados respeito a velocidade máxima e a altura onde ocorre esta velocidade, na mesma figura inclui-se também o perfil vertical médio obtido no projeto JAWS. Pode-se observar que cada um dos perfis coincide na altura onde ocorre a máxima velocidade vertical, no entanto para alturas menores o perfil Wood e Kwok (1998) consegue reproduzir com maior precisão as velocidades do vento. Este resultado também foi corroborado na pesquisa de doutorado de Chen (2005) o qual comparou as medições de velocidades registradas de dois eventos (RFD e The Derecho) com os perfis verticais apresentados na Figura 2.45, no entanto o autor assegura que esta observação não é conclusiva devido à reduzida quantidade de amostras (dois eventos) (Figura 2.46).

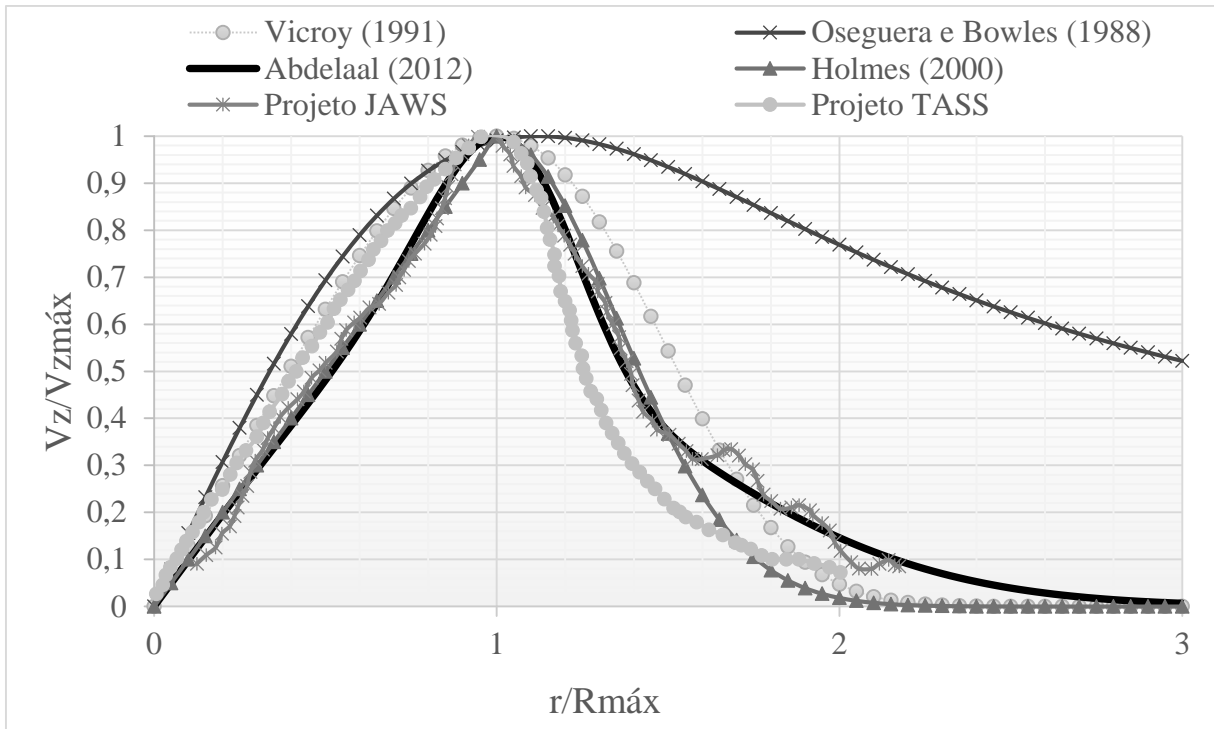


Figura 2. 44 – Comparação dos perfis de vento horizontais normalizados ao longo do raio de vários modelos.

Tabela 2. 2 Parâmetros utilizados nos modelos. Adaptado de (CHEN; LETCHFORD, 2004).

	Oseguera e Bowles	Vicroy	Wood
$r$ (m)	1121		
$R$ (m)	1000		
$Z^*$ (m)	200		
$\varepsilon$ (m)	30		
$\lambda$ (1/s)	0,414		
$V_{máx}$ (m/s)	80	80	80
$z_{máx}$ (m)	65	67	73
$\delta$ (m)			400

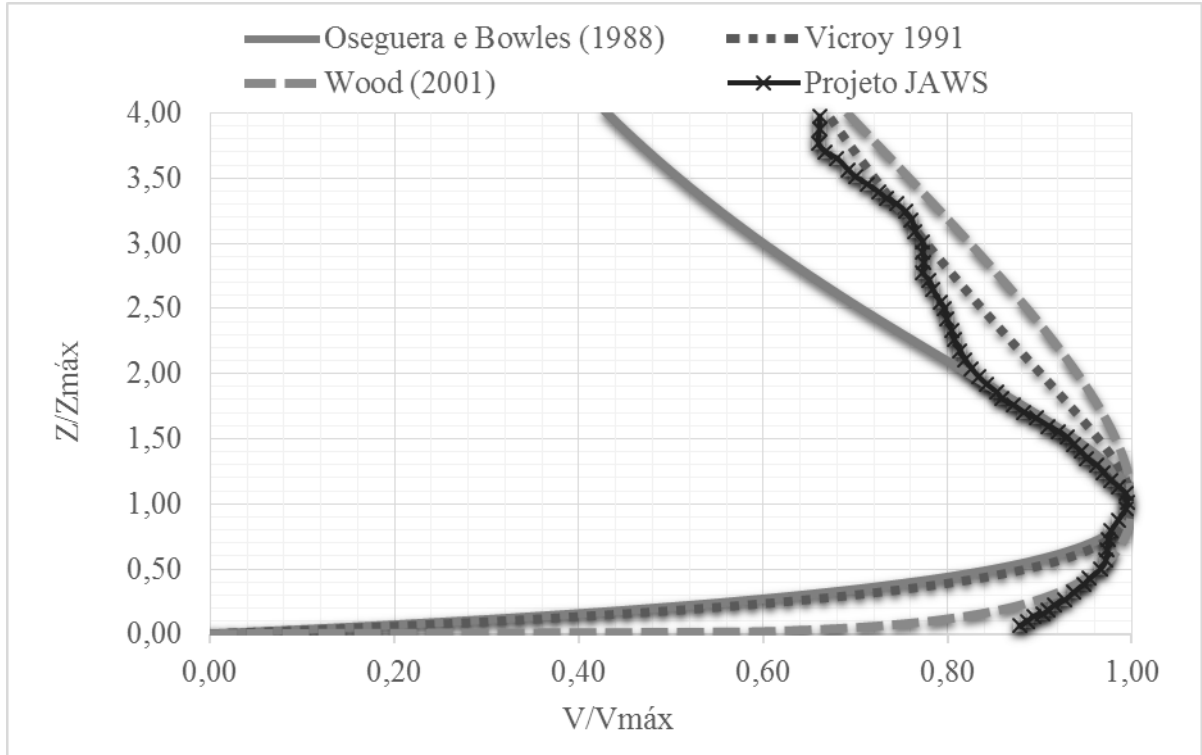


Figura 2. 45 – Comparação entre três modelos de perfil vertical com aquele obtido no projeto JAWS.

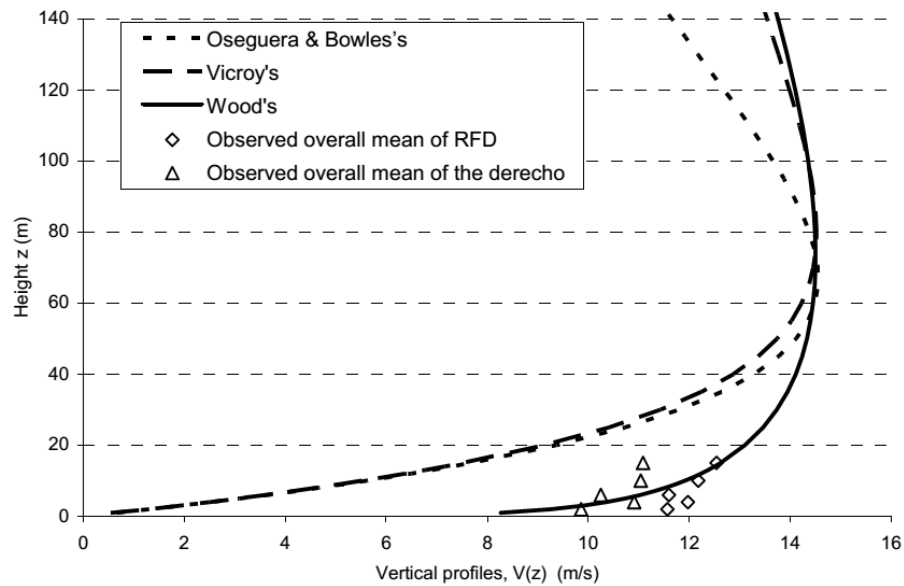


Figura 2. 46 – Comparação entre os registros obtidos na pesquisa de Chen (2005) com os perfis utilizados na figura 2.44.

A partir das comparações realizadas, dois modelos foram considerados nesta pesquisa para a simulação do campo de velocidades do *downburst*. O primeiro é o desenvolvido inicialmente por Vicroy no ano 1992 e aprimorado posteriormente na pesquisa de Chay et al. (2006), o segundo modelo utilizado foi o efetuado por Holmes e Oliver no ano 2000. Neste último foi incorporado o perfil vertical concebido por Wood e Kwok no ano 1998 uma vez que o modelo de Holmes e Oliver contempla só a componente horizontal do campo de velocidades.

Na tabela 2.3 apresenta-se os modelos considerados nesta pesquisa, como pode ser observado na tabela o modelo de Holmes não foi considerada a componente vertical já que em estudos prévios de (DARWISH; DAMATTY; HANGAN, 2010; SHEHATA; EL DAMATTY, 2008) os autores indicaram que a condição crítica do fenômeno que provoca as máximas forças internas na linha analisada são causadas principalmente pela componente radial da velocidade e não pela componente vertical. As forças interiores causadas nos condutores produto à carga vertical são usualmente menores podendo ser negligenciadas quando é adicionado o peso próprio do condutor (ABOSHOSHA, 2014).

Tabela 2. 3 Modelos utilizados no programa TLT\_Simulation.

Características	Modelo Holmes	Modelo Vicroy
Componente horizontal	Holmes & Oliver (2000)	Chay et al. (2006)
Componente vertical	-	Chay et al. (2006)
Vento de Fundo	+	+
Componente flutuante	*	*
Perfil vertical	Wood & Kwok (1998)	Chay et al. (2006)
Modelo temporal	Holmes & Oliver (2000)	Chay et al. (2006)
Intensidade da tormenta	Qu & Ji (2009)	Qu & Ji (2009)
*A componente flutuante vai ser tratada brevemente no capítulo 5		

A incorporação da velocidade de fundo na velocidade radial do *downburst* foi realizada através do método que propõe Holmes e Oliver (2000), somando-se vetorialmente as duas velocidades.

### **3 CONSIDERAÇÕES SOBRE A MODELAGEM NUMÉRICA DA LINHA DE TRANSMISSÃO**

Neste capítulo definem-se as características do objeto de estudo e as considerações realizadas no modelo da linha de transmissão através das invariantes do processo de modelagem: geometria, carregamentos, material e condições de apoio. Finalmente é realizada uma análise modal e é apresentado um estudo dos coeficientes aerodinâmicos da estrutura.

#### **3.1 DESCRIÇÃO DO MODELO DA LINHA DE TRANSMISSÃO**

A seção da linha selecionada para a modelagem corresponde a um projeto da empresa Eletrobrás Furnas. A linha está conformada por torres autoportantes modelo A33 tipo “delta” as quais tem uma altura total de 39,7 metros. A torre modelo A33 é de seção transversal quadrada a qual varia com a altura da torre, a Figura 3.1 mostra a silhueta do modelo A33 e no Anexo A encontra-se uma descrição detalhada das características dos perfis metálicos que conformam a estrutura.

Este modelo de torre fez parte de um estudo de coeficientes de arrasto aerodinâmicos realizado por pesquisadores do Túnel de Vento *Prof. Joaquim Blessmann* do Laboratório de Aerodinâmica das Construções da UFRGS no ano 2005 a pedido da empresa Eletrobrás Furnas. Nesse estudo foi realizada uma caracterização aerodinâmica exaustiva da torre para diferentes ângulos de ataque do vento (RIPPEL, 2005), razão pela escolha do modelo para uso nesta investigação.

##### **3.1.1 Considerações sobre a modelagem das torres**

Para a representação da estrutura uma parte das investigações publicadas sobre torres de transmissão utilizam o modelo de viga equivalente com as consequentes equivalências para simular as propriedades de uma em outra. No entanto este modelo despreza a contribuição dos membros diagonais e horizontais da torre à rigidez axial e à flexão, portanto a estrutura foi modelada como uma armadura tridimensional reproduzindo de forma detalhada cada membro da mesma, como sugerem os autores (ALBERMANI; KITIPORNCHAI, 1993; ALBERMANI; KITIPORNCHAI, 1992; ALBERMANI; MAHENDRAN; KITIPORNCHAI, 2004; DA SILVA et al., 2005; KAMINSKI, 2007)

As barras foram modeladas com o elemento *Frame* do programa de elementos finitos utilizado (SAP 2000), no qual os efeitos de flexão biaxial, torção, deformação axial e deformação de corte biaxial são considerados, como sugerem (BATHE; WILSON, 1976). Em cada nó do elemento existem seis graus de liberdade, ou seja, três graus de translação em x, y, e z e três graus de rotação em torno de cada eixo x, y e z.

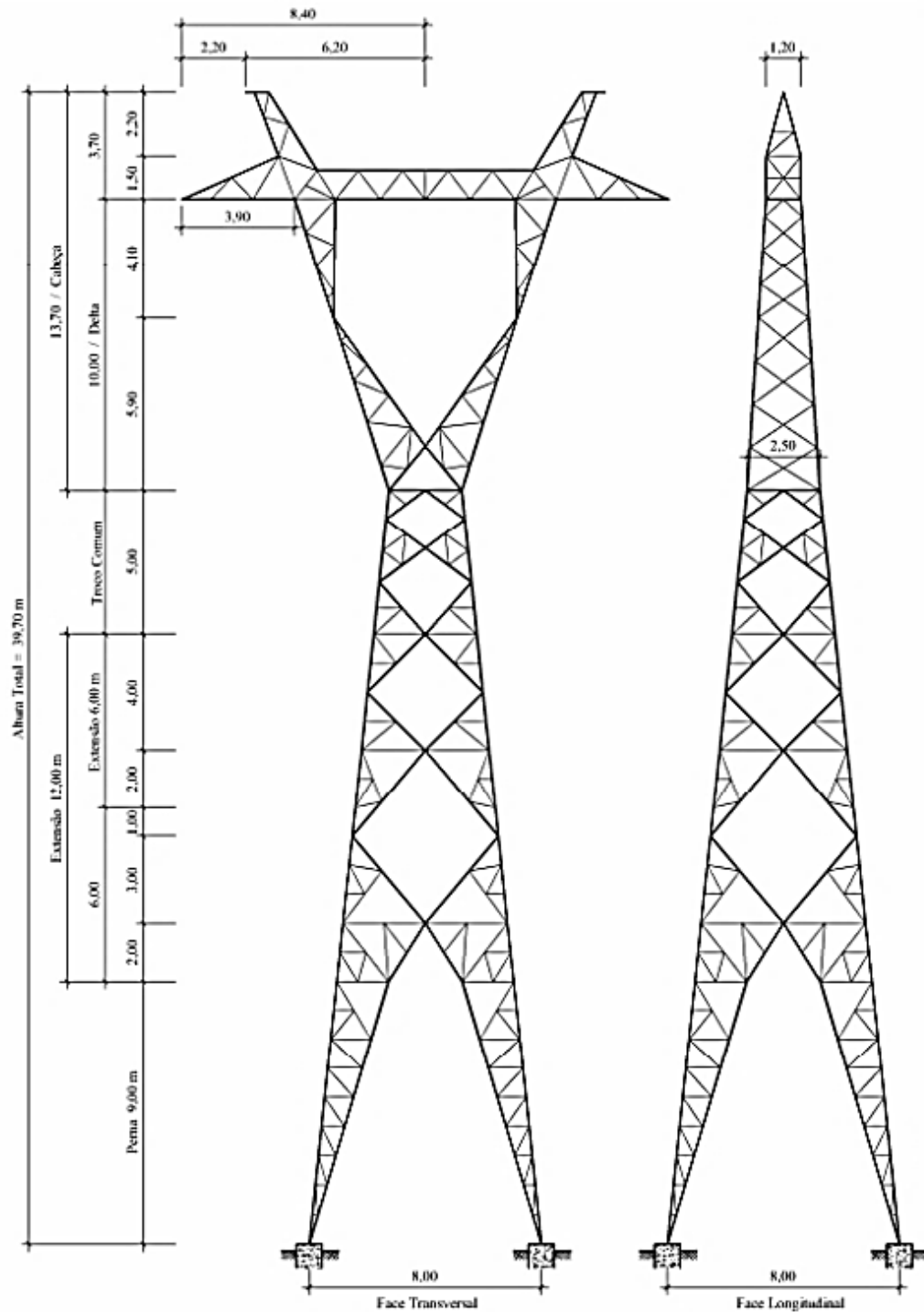


Figura 3. 1 – Silhueta da torre de seção quadrada autoportante A33. Dimensões em metros.

Com estes tipos de elementos podem ser modeladas as seguintes estruturas:

- Elementos de pórtico 3D.
- Treliças 3D.
- Elementos de pórtico plano
- Elementos de grelha plana
- Treliças planas
- Cabos

O elemento *Frame* admite várias formas de seção transversal, sendo necessárias atribuí-las inicialmente. A Figura 3.2 apresenta as várias opções de seções disponíveis para o elemento. Cada um dos perfis metálicos da torre foi modelado segundo o projeto executivo do modelo fornecido pela empresa Eletrobrás Furnas.

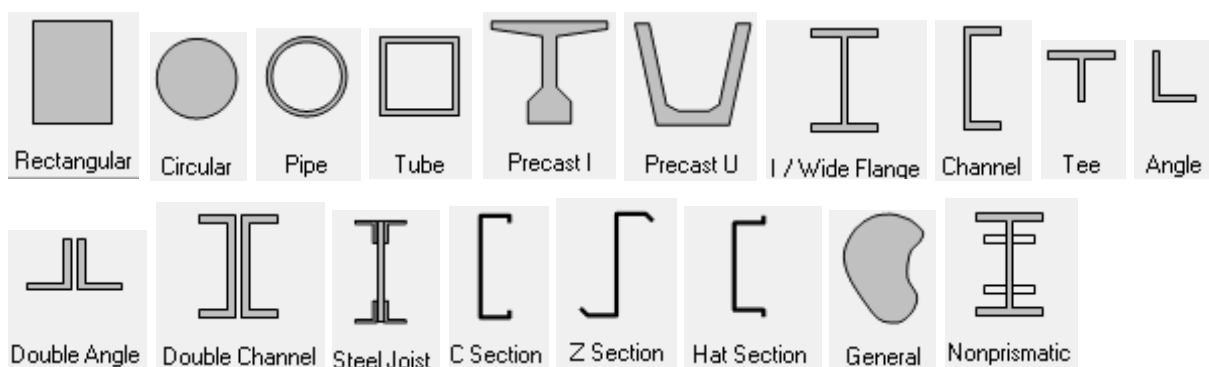


Figura 3. 2 – Tipologia de seções transversais disponíveis para o elemento Frame.

Para a construção do modelo numérico da torre foi utilizado o programa de elementos finitos *SAP 2000 V.14*. Uma representação do modelo de elementos finitos da torre A33 encontra-se na Figura 3.3.

Os montantes consideraram-se contínuos para todos os modelos desde a base até o topo da torre, já que as uniões entre elas garantem a transmissão de momentos. As uniões entre os elementos horizontais e montantes e entre as diagonais, consideraram-se articuladas, dado que na maioria dos casos, a associação entre estes elementos realiza-se mediante um ou dois parafusos. As características geométricas dos elementos que conformam a estrutura são calculadas e consideradas automaticamente pelo programa, uma vez que foram previamente informadas as seções das barras.



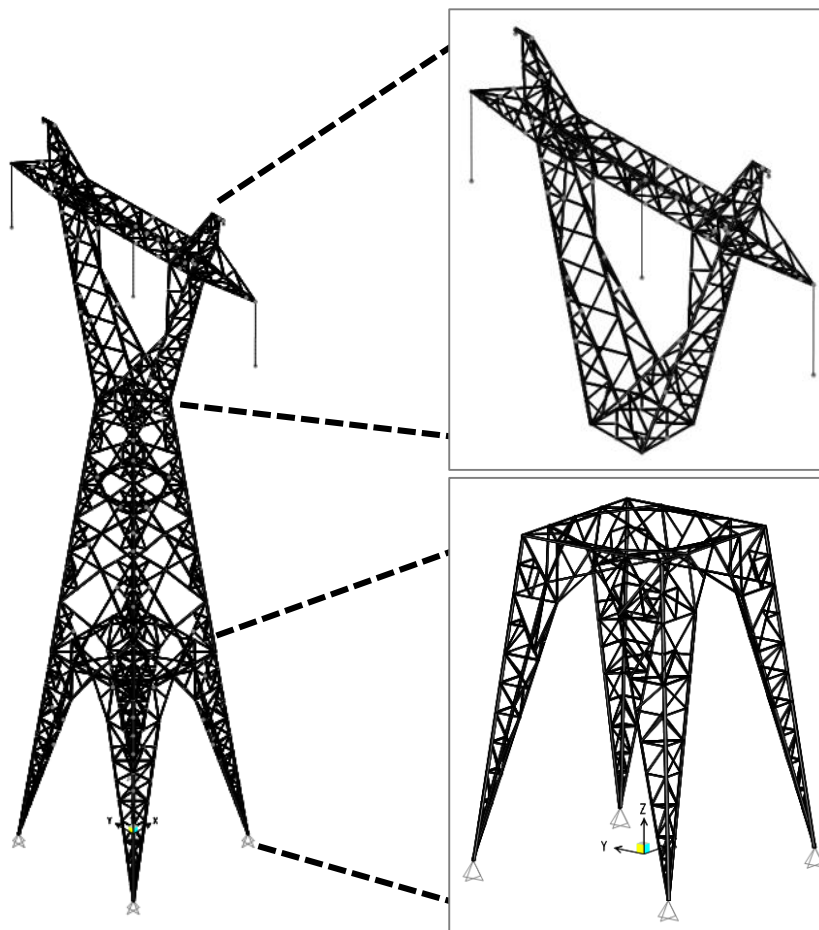


Figura 3. 3 – Representação do modelo 3D da torre A33, com detalhe do primeiro trecho.

### 3.1.2 Considerações sobre os cabos

Um dos elementos que torna complexa a modelagem de uma linha de transmissão são os cabos (condutores e para-raios), já que eles têm um comportamento altamente não linear. A variação da rigidez dos cabos, com a variação das cargas, determina seu comportamento não linear geométrico cujo efeito deve ser considerado no cálculo dos esforços das torres que conformam a linha modelada. Múltiplas são as investigações que abordam a temática do comportamento dos cabos, a maioria delas considera em que a deformada que apresenta o cabo devido a peso próprio tem a forma de uma catenária.

No caso dos cabos inclinados destacam-se as investigações de (DAVENPORT, 1965)(GOLDBERG; GAUNT, 1973)(IRVINE, 1981)(SPARLING; DAVENPORT, 2001) as quais propõem diferentes formulações para o cálculo da rigidez horizontal de cabos inclinados solicitados a carga uniformemente distribuída.

Grey em 2006 realizou uma comparação entre as principais formulações propostas para cabos inclinados e a utilizada no programa de elementos finitos SAP 2000. A Figura 3.4 mostra as

características do cabo considerado para a comparação. O pesquisador aplicou um deslocamento no apoio superior do cabo apresentado na figura e determinou a relação força-deslocamento para cada uma das expressões. O resultado é apresentado na Figura 3.5.

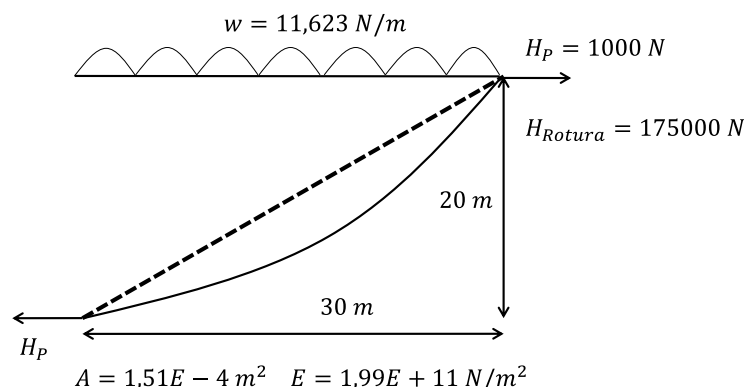


Figura 3. 4 – Características do cabo inclinado considerado na pesquisa de (GREY, 2006).

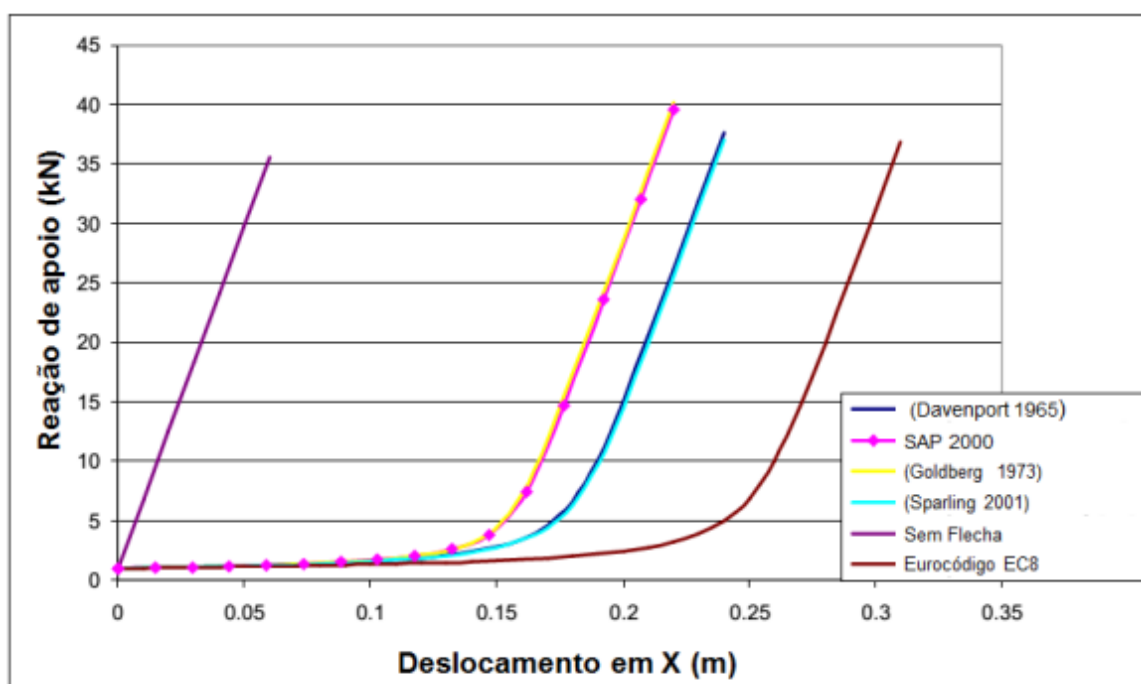


Figura 3. 5 – Relação força-deslocamento de um cabo inclinado para diferentes modelos. Adaptado de (GREY, 2006).

A partir dos resultados mostrados na Figura 3.5 pode-se concluir que a formulação utilizada pelo programa SAP 2000 para cabos inclinados se corresponde com a expressão desenvolvida por Goldberg e Gaunt em 1973, que se expõe a seguir:

$$S = \left[ \frac{4H_p^2}{w^2} \sinh^2 \left( \frac{wL_c \cos \theta}{2H_p} \right) + L_c^2 \sin^2 \theta \right]^{1/2} \quad (3.1)$$

Onde:

$S$ : Comprimento do cabo [m];

$H_p$ : Componente horizontal da força de tração nos extremos do cabo [N];

$w$ : Peso por unidade de comprimento do cabo [N/m];

$L_c$ : Projeção horizontal entre os pontos extremos do cabo inclinado [m];

$\theta$ : Ângulo que forma o cabo com a horizontal .

Quando um dos apoios do cabo é deslocado, a nova força de tração pode ser determinada utilizando um procedimento iterativo utilizando a equação 3.1 em conjunto com a seguinte equação:

$$S = S_m + \frac{S_m}{A_c E_c} \left[ \frac{H_p}{\cos \theta} - \left( \frac{H_p}{\cos \theta} \right)_m \right] \quad (3.2)$$

Onde:

$S_m$  Comprimento do cabo do passo anterior [m];

$\left( \frac{H_p}{\cos \theta} \right)_m$  Tração média do cabo do passo anterior [N].

No caso dos cabos suspensos das linhas de transmissão, quando os pontos de suspensão do cabo possuem a mesma altura, a catenária é simétrica em relação ao centro do vão (ponto onde ocorre a flecha máxima) (KAMINSKI, 2007). Para suportes com diferentes alturas (cabo inclinado), a catenária não é simétrica e a flecha máxima não ocorre no centro do vão, como ilustra na Figura 3.6. A flecha representada na figura como  $f_{teórica}$  depende do comprimento do vão, da temperatura e da tração aplicada no cabo quando é fixado nos suportes (KAMINSKI, 2007).

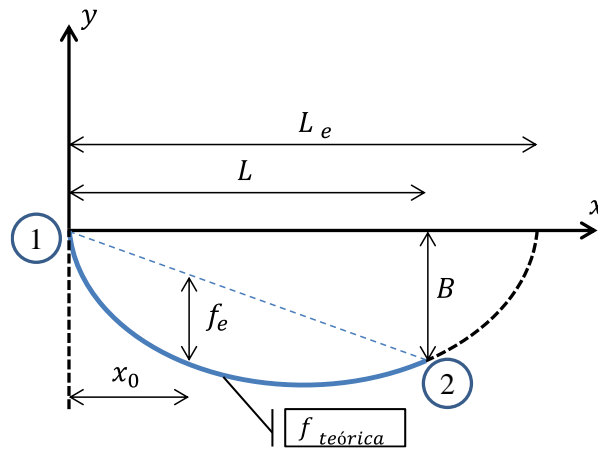


Figura 3. 6 – Cabo inclinado entre os suportes 1 e 2 com alturas diferentes. Adaptado de (KAMINSKI, 2007).

Para determinar as coordenadas da catenária do cabo após a aplicação da gravidade nos modelos, utilizam-se as expressões desenvolvidas por Irvine e Caughey (1974) apud (KAMINSKI, 2007) descritas a seguir:

$$L_e = L + \frac{2B \frac{T_P}{p}}{L} \quad (3.3)$$

$$f_e = \frac{L_e^2}{8 \frac{T_P}{p}} - B \quad (3.4)$$

$$x_0 = \frac{L}{2} - \frac{T_P}{p} \cdot \sinh^{-1} \left( \frac{B}{2 \frac{T_P}{p} \left( \sinh \left( \frac{L}{2 \frac{T_P}{p}} \right) \right)} \right) \quad (3.5)$$

$$f_e = \frac{L_e^2}{8 \frac{T_P}{p}} - B \quad (3.6)$$

$$y = \frac{T_P}{p} \left( \cosh \left( \frac{x - x_0}{\frac{T_P}{p}} \right) - \cosh \left( \frac{x_0}{\frac{T_P}{p}} \right) \right) \quad (3.7)$$

$$\ell_{teórica} = \sqrt{B^2 + 4 \left( \frac{T_P}{p} \right)^2 \cdot \left( \sinh \left( \frac{L}{2 \frac{T_P}{p}} \right) \right)^2} \quad (3.8)$$

Onde:

$p$ : Peso por unidade de comprimento do cabo [N/m];

$T_p$ : Força de tração de projeto do cabo [N];

$B$ : Diferença de nível entre os pontos de suspensão do cabo [m];

$L$  e  $L_e$ : Distâncias ilustradas na Figura 3.6 [m];

$f_e$ : Flecha máxima da catenária teórica [m];

$x_0$ : Posição da flecha máxima na catenária teórica após a aplicação do peso próprio do cabo [m];

$y(x)$ : Equação que descreve a catenária teórica;

$\ell_{teórica}$ : Comprimento do cabo na catenária teórica.

A tração inicial nos cabos considerada foi referente à EDS (*Every Day Stress*) que no caso dos cabos condutores representa cerca de 20% da carga última de ruptura do cabo e para os cabos para-raios esta tração é de aproximadamente 14% da UTS (*Ultimate Tension Stress*).

A linha de transmissão do estudo está constituída por cabos condutores de alumínio com alma de aço CAA 636MCM-26/7, Grosbeak. A Tabela 3.1 exhibe as propriedades desse tipo de condutor.

Tabela 3. 1 Propriedades do condutor CAA 636MCM-26/7.

Seção transversal [mm <sup>2</sup> ]			Módulo de Elasticidade [kgf/mm <sup>2</sup> ]	Coeficiente de Dilatação Linear [°C] <sup>-1</sup>	Massa Linear (kg/m)	Carga de Ruptura [kN]
Alum.	Aço	Total				
322,33	52,46	374,79	7593	1,89E-05	1,3028	110,52

O cabo para-raios utilizado no modelo é do tipo EHS (*Extra High Strength*), com 7 fios de aço de 3/8 de polegada, e tem as propriedades apresentadas na Tabela 3.2.

Tabela 3. 2 Propriedades do cabo para-raios.

Seção transversal [mm <sup>2</sup> ]	Módulo de Elasticidade [daN/mm <sup>2</sup> /100]	Massa Linear (daN/m)	Carga de Ruptura [kN]
51,0773	172,369	0,398413	68,5026

A Figura 3.7 ilustra, de maneira esquemática, o arranjo dos fios de alumínio e de aço que compõem o cabo condutor.

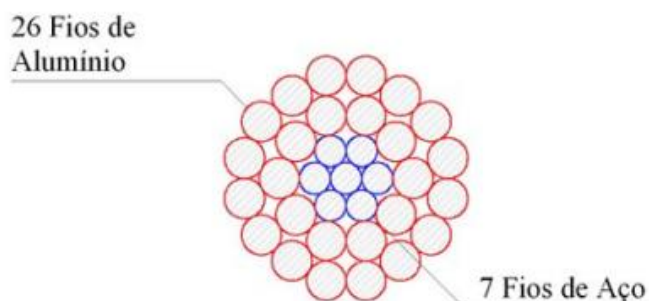


Figura 3. 7 – Arranjo dos cabos condutores CAA 636MCM-26/7.

Na modelagem dos cabos condutores e para-raios do sistema foi utilizado o elemento *Cable* do programa de elementos finitos utilizado (SAP 2000). O elemento *Cable* utiliza uma formulação catenária elástica para representar o comportamento de um cabo delgado submetido à carga de peso próprio, temperatura e tração. Seu comportamento é altamente não linear geométrico e inclui os efeitos de grandes deformações (COMPUTERS & STRUCTURES, 2007)

Previamente à construção dos modelos dos cabos da linha de transmissão foi investigado o comportamento não linear geométrico do elemento quando solicitado apenas à força de peso próprio e a variação do valor da tração inicial. Foram aplicados nesta investigação os valores de 10%, 15%, e 20%. Para o experimento numérico foram utilizados os dados do cabo para-raios apresentados na Tabela 3.2.

A Figura 3.8 ilustra o deslocamento do cabo quando solicitado apenas pelo peso próprio e com diferentes valores de tensões iniciais. Percebe-se que quanto maior a tração inicial aplicada no cabo, menores são os valores de deslocamento. Um detalhe interessante que é mencionado nos estudos sobre cabos é que estes tendem a se comportar como parábolas quando são submetidos a altos níveis de tração, fato que foi observado para o cabo submetido a 20% da UTS (MADUGULA, 2002). Com a simulação preliminar realizada se pode confirmar a validade do elemento “Cable” para a simulação dos cabos condutores e para-raios.

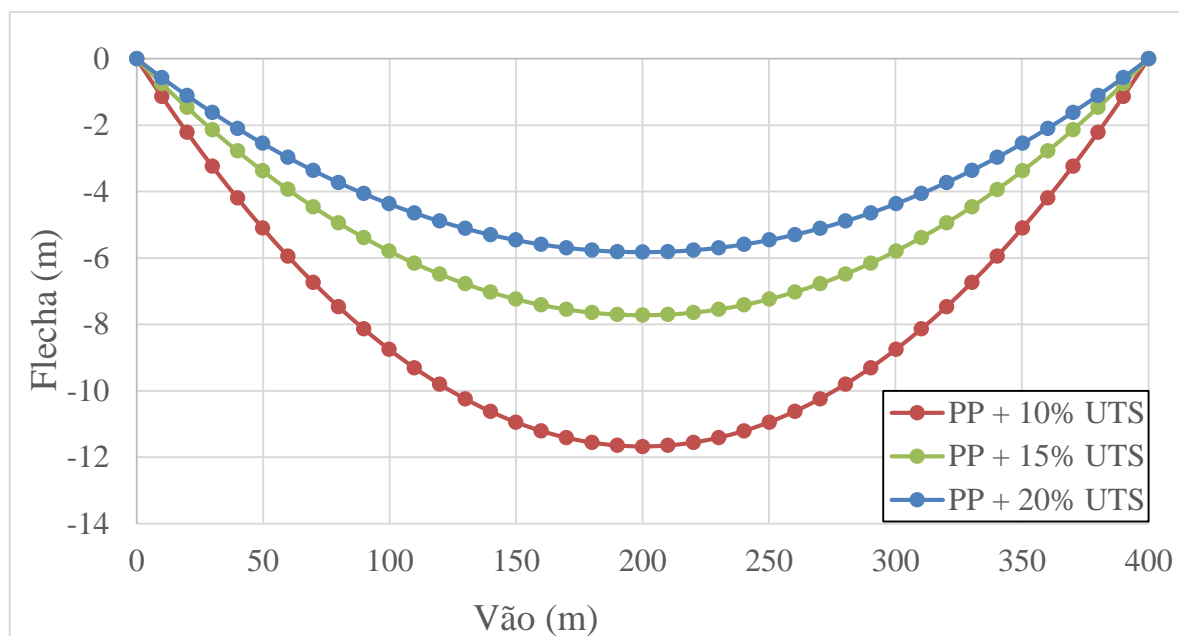


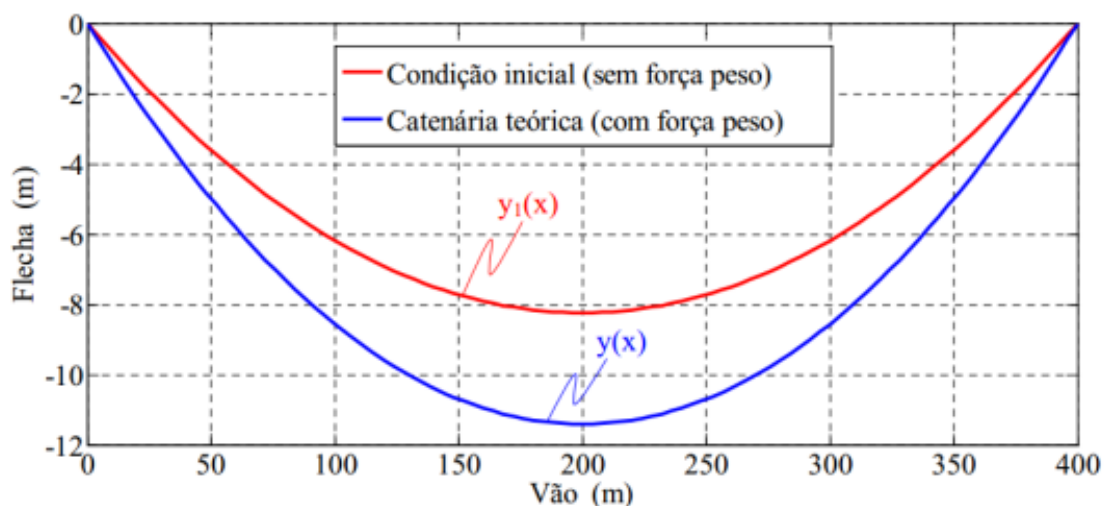
Figura 3. 8 – Deslocamento do cabo para-raios para diferentes valores de tração inicial.

Além do experimento numérico, foi realizada uma comparação com o elemento de cabo utilizado na Tese de Doutorado de João Kaminski (KAMINSKI, 2007), o qual utilizou o programa ANSYS para a modelagem dos cabos condutores e para-raios da linha modelada em sua pesquisa. Kaminski considerou um cabo condutor com as características que se mostram na Tabela 3.3. A discretização do vão para o comprimento de 400 metros foi de um elemento finito de tipo *Cable* para cada 10 m de cabo.

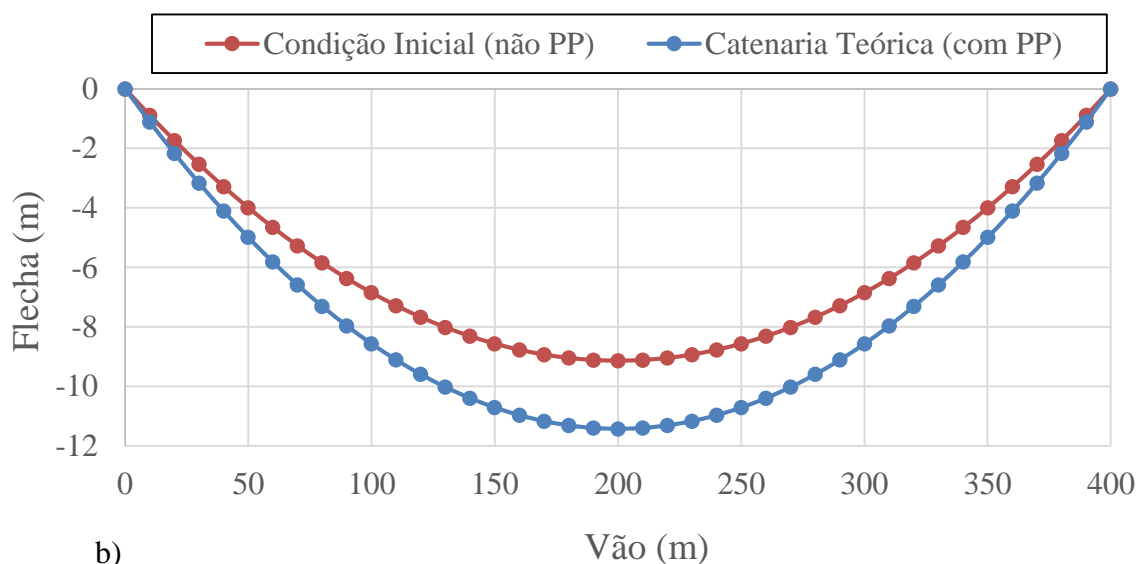
Tabela 3. 3 Características do cabo condutor utilizado por Kaminski. Fonte (KAMINSKI, 2007)

Seção transversal [mm <sup>2</sup> ]			Módulo de Elasticidade [daN/mm <sup>2</sup> /100]	Massa Linear (daN/m)	Carga de Ruptura [kN]
Alum.	Aço	Total			
-	-	374,709	74,515	1,27726	112,095

A Figura 3.9 mostra os resultados da comparação entre as expressões analíticas utilizadas na investigação de Kaminski e os resultados do experimento numérico utilizando o programa SAP 2000. Como pode ser observado na figura ambos os resultados são similares, demonstrando a validade do programa SAP 2000. O valor da flecha máxima considerando o peso próprio do cabo pela equação analítica [3.6] foi de 11.407 e o resultado do numérico foi 11.428.



a)

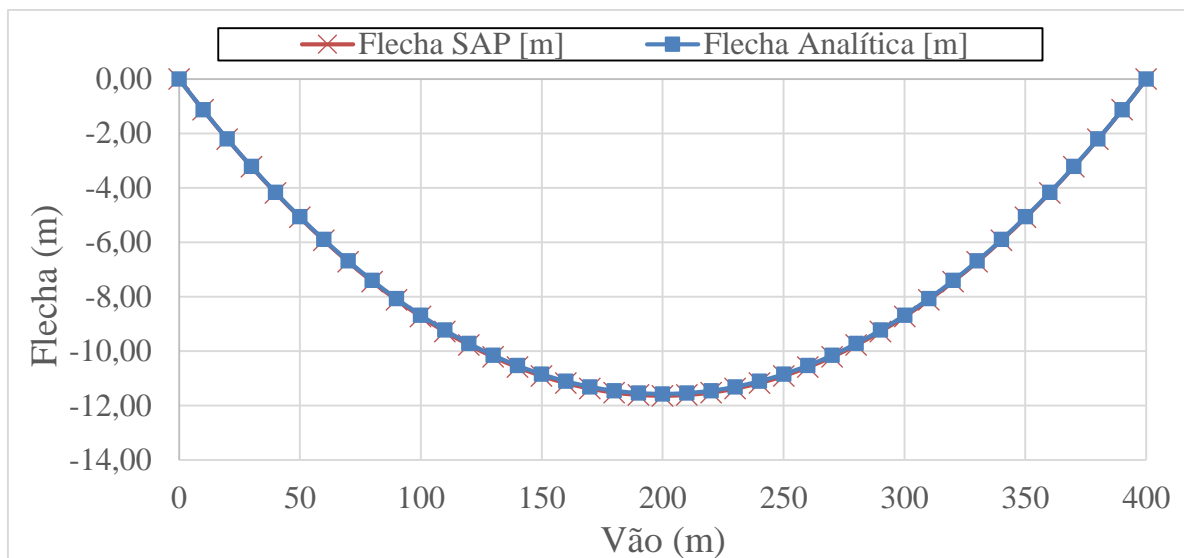


b)

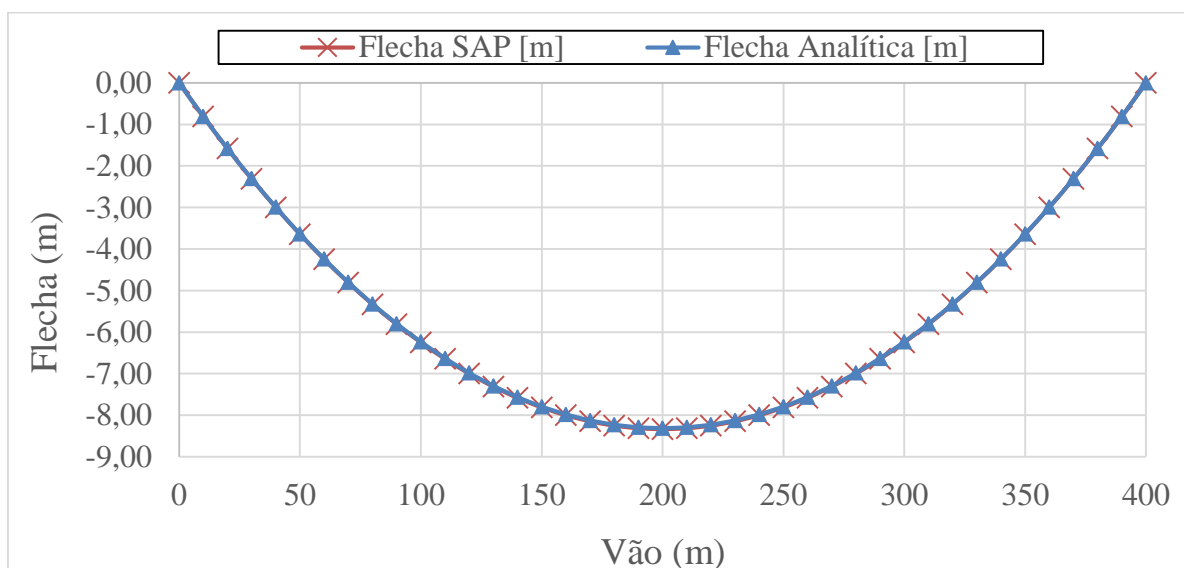
Figura 3. 9 – Comparação entre os resultados da deformada dos cabos a) pesquisa de Kaminski (2007), b) presente investigação.

Na Figura 3.10 mostra-se a flecha dos cabos condutores e para-raios utilizados nesta investigação empregando o elemento *Cable* do programa SAP. Na figura pode ser observada a igualdade que existe entre a formulação analítica e o resultado obtido a través da modelagem numérica pelo SAP. Em ambas as modelagens foi utilizado um elemento de cabo a cada 10 metros de vão ou seja 40 elementos de cabo no total.





a)



b)

Figura 3. 10 – Comparação entre os resultados da equação 3.6 e os resultados numéricos pelo SAP. a) Cabo condutor, b) Cabo para-raio

### 3.1.3 Considerações sobre a cadeia de isoladores

A modelagem da cadeia de isoladores constitui um aspecto essencial na representação numérica de uma linha de transmissão, minimizar sua importância no modelo certamente conduziria a um comprometimento da resposta à carga de vento. Segundo Rodriguez (2004) o sistema formado pelas cadeias de isoladores e cabos elétricos tende a comportar-se como um pêndulo duplo, na direção ortogonal ao eixo da linha de transmissão, quando esta é exposta à ação do vento.

Se, no contexto da engenharia elétrica, a altura das cadeias de isoladores garante a distância de segurança entre as partes energizadas do sistema de transmissão e as partes aterradas da estrutura-suporte, do ponto de vista da engenharia estrutural a altura dessas cadeias define as características dinâmicas do sistema formado por torres e cabos elétricos (RODRIGUES, 2004).

Nesta investigação a cadeia de isoladores foi modelada como pêndulo duplo e as barras que compõem o pêndulo foram consideradas como elementos rígidos incapazes de suportar esforços de compressão (Figura 3.11). O peso total da cadeia considerada é de 1000 N

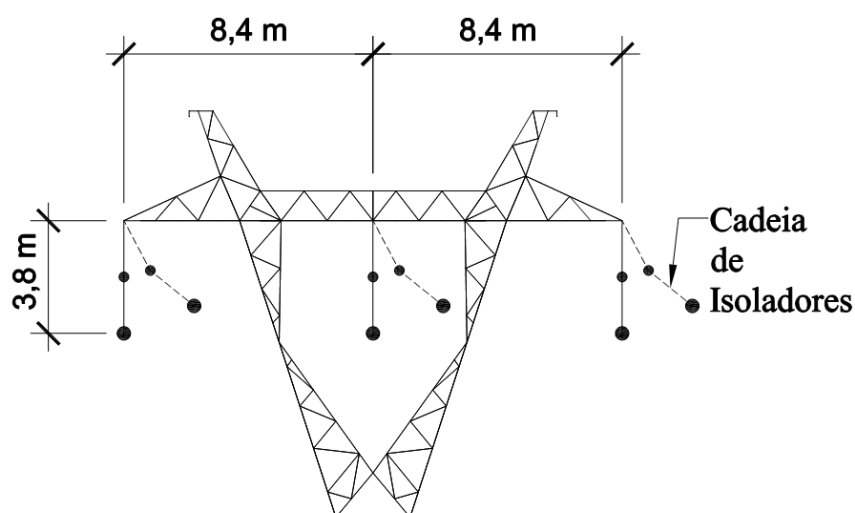


Figura 3. 11 – Detalhe da cadeia de isoladores.

### 3.1.4 Representação da continuidade da linha de transmissão.

O modelo numérico-computacional da linha de transmissão a ser estudado inclui somente vãos diretamente ligados à torre central. Na realidade, um grande trecho de uma linha de suspensão em tangente é composto por múltiplos vãos, havendo continuidade entre os mesmos. A continuidade foi tratada, neste trabalho, de maneira aproximada a partir da inserção de elementos de mola lineares nas extremidades dos cabos condutores e para-raios (estratégia de modelagem utilizada nas investigações de (DESAI et al., 1995))

As constantes das molas associadas aos elementos de cabos foram calculadas com base na formulação apresentada por (DESAI et al., 1995), a partir da equação 3.9, 3.10 e 3.11:

$$K_L = \left( \frac{L}{AE} + \frac{p_z^2 L_x^3}{12H^3} \right)^{-1} \quad (3.9)$$

$$K_V = \frac{1}{L_1} \left( p_z \cdot L + \frac{W_1}{2} \right) \quad (3.10)$$

$$K_T = K_V + \frac{2H}{L_x} \quad (3.11)$$

Onde:

$K_L$ : Coeficiente de rigidez longitudinal do cabo [N/m];

$K_V$ : Coeficiente de rigidez vertical do cabo [N/m];

$K_T$ : Coeficiente de rigidez transversal do cabo [N/m];

$L$ : Comprimento total do cabo [m];

$L_1$ : Comprimento da cadeia de isoladores [m];

$W_1$ : Peso da cadeia de isoladores [N/m];

$A$ : Área da seção transversal do cabo [m<sup>2</sup>];

$E$ : Módulo de elasticidade [N/m<sup>2</sup>];

$p_z$ : Peso por unidade de comprimento do cabo [N/m];

$L_x$ : Dimensão da projeção horizontal do cabo [m];

$H$ : Componente horizontal da tração estática [N].

Para o cálculo da constante elástica das molas relativas aos cabos condutores, foram utilizados os seguintes valores:

$$A = 3,7479 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$$

$$L = 400,9022 \text{ m}$$

$$H = 21955,375 \text{ N}$$

$$L_x = 400 \text{ m}$$

$$W_1 = 1000 \text{ N}$$

$$L_1 = 3,8 \text{ m}$$

$$E = 7,446 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$$

$$p_z = 12,776 \text{ N/m}$$

$$K_L = \left( \frac{L}{AE} + \frac{p_z^2 L_x^3}{12H^3} \right)^{-1} = 1,035 \cdot 10^4 \text{ N/m}$$

$$K_V = \frac{1}{L_1} \left( p_z \cdot L + \frac{W_1}{2} \right) = 1479,45 \text{ N/m}$$

$$K_T = K_V + \frac{2H}{L_x} = 1589,23 \text{ N/m}$$

No caso dos cabos para-raios, os seguintes dados de entrada foram tomados:

$$A = 5,108 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2$$

$$L = 400,4626 \text{ m}$$

$$H = 9557,2356 \text{ N}$$

$$L_x = 400 \text{ m}$$

$$E = 1,724 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2$$

$$p_z = 3,984 \text{ N/m}$$

$$K_L = \left( \frac{L}{AE} + \frac{p_z^2 L_x^3}{12H^3} \right)^{-1} = 7,020 \cdot 10^3 \text{ N/m}$$

Para validar o modelo de continuidade adotado nesta investigação foi realizada uma comparação dos resultados da análise modal das pesquisas de (BATTISTA; RODRIGUES; PFEIL, 2003) e (OLIVEIRA, 2006). No caso da pesquisa de (BATTISTA et al., 2003) a continuidade da linha foi modelada utilizando apoios fixos nos extremos do trecho modelado, entretanto no estudo de (OLIVEIRA, 2006) considerou-se a componente longitudinal e lateral da rigidez do cabo proposta por (DESAI et al., 1995). Na tabela 3.4 são apresentados os resultados do primeiro modo de oscilação do presente trabalho inclusive àqueles das investigações referidas anteriormente. A diferença entre os resultados reside no fato de que nas investigações de (OLIVEIRA, 2006) e (BATTISTA; RODRIGUES; PFEIL, 2003) foram

utilizados modelos de torre delta com características similares à utilizada nesta pesquisa pero com alturas menores, bem como comprimentos de vão diferentes (450 m).

A Figura 3.12 apresenta a representação em planta da primeira forma modal obtida na presente investigação e na pesquisa de (BATTISTA; RODRIGUES; PFEIL, 2003), onde pode ser observada a similaridade na resposta. A Figura 3.13 ilustra as formas modais (1, 3 e 4) obtidas através do esquema de modelagem de (OLIVEIRA, 2006) e a comparação com as obtidas na presente pesquisa.

Tabela 3. 4 Primeiro modo de oscilação para os esquemas considerados.

Modelos	Modo	Frequência [Hz]	Modo de Vibração	Oscilação
Presente Trabalho	1	0,148	Torre/Cabos Condutores	Lateral
(BATTISTA; RODRIGUES; PFEIL, 2003)	1	0,158	Torre/Cabos Condutores	Lateral
(OLIVEIRA, 2006)	1	0,154	Torre/Cabos Condutores	Lateral

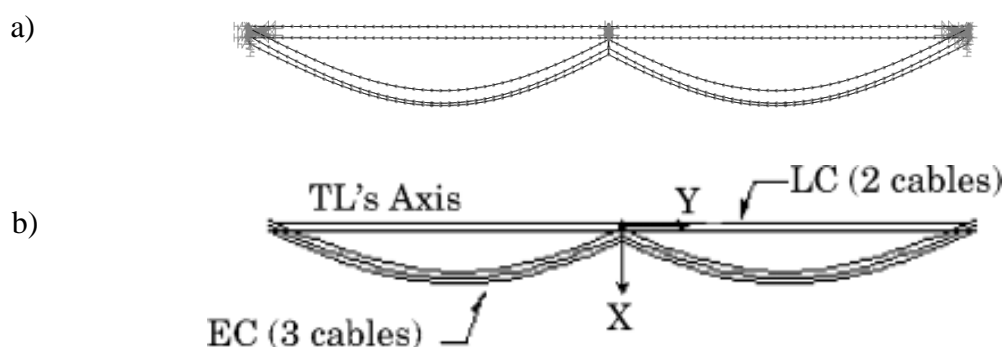


Figura 3. 12 – Primeiro modo de oscilação da linha de transmissão a) Presente trabalho b) Modelo utilizado por (BATTISTA; RODRIGUES; PFEIL, 2003).

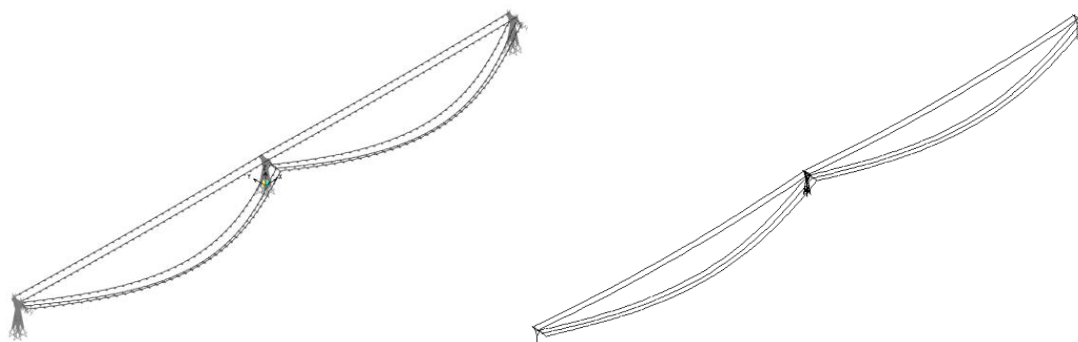




Figura 3. 13 – Representação das formas modais 1, 3 e 4 respectivamente do sistema composto por cabos e torres [esquerda presente investigação e direita estudo de (OLIVEIRA, 2006).

### 3.2 ANÁLISE MODAL

Nesta investigação o método de superposição modal é utilizado para o cálculo da resposta do sistema global considerado, por tanto o estudo das características modais da estrutura é essencial. No estudo da resposta modal do sistema, foi analisado primeiramente o comportamento modal da torre isolada. Embora os resultados da análise de vibração livre associada apenas à estrutura da torre não constituírem dados suficientes para análise dinâmica do sistema global, estes podem conduzir a uma boa estimativa do seu comportamento. A principal restrição do uso desse tipo de análise é a desconsideração da massa associada aos cabos condutores e para-raios, acoplados à torre por meio da cadeia de isoladores.

A Tabela 3.5 resume as frequências naturais obtidas para a torre isolada. Os modos 1, 2 e 3, associados as frequências apresentadas na tabela, podem ser visualizados na Figura 3.14.

Tabela 3. 5 Frequências naturais de vibração da torre.

	<b>M 1</b>	<b>M 2</b>	<b>M 3</b>	<b>M 4</b>	<b>M 5</b>	<b>M 6</b>	<b>M 7</b>	<b>M 8</b>	<b>M 9</b>	<b>M 10</b>
<b>Frequência (Hz)</b>	2,589	2,746	3,695	4,959	5,028	5,080	5,320	5,957	7,952	8,422

O primeiro modo da torre constitui uma deformada em flexão em torno do eixo longitudinal da linha de transmissão, ele pode ser considerado como um dos mais importantes no que diz respeito à excitação induzida pelo vento que incide ortogonalmente à linha de transmissão. O segundo modo de vibração é caracterizado pela deformada em flexão em torno do eixo “y”, ortogonal à direção longitudinal da linha. No caso do terceiro modo de oscilação, a estrutura exhibe uma deformação em torção, na qual as extremidades da viga tendem se a afastar uma de outra. Uma possível fonte de excitação para esse modo seria a ruptura de um dos cabos condutores.

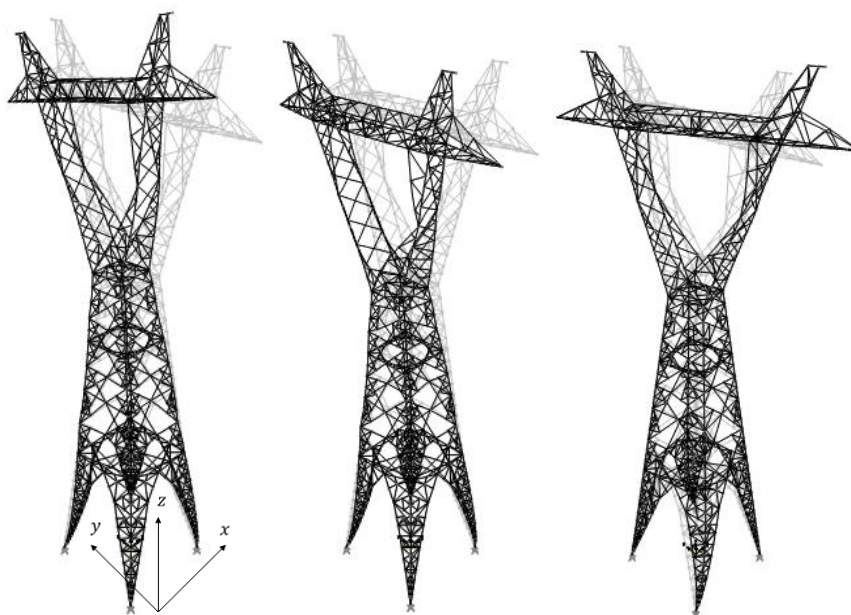


Figura 3. 14 – Representação das formas modais 1, 2 e 3 da torre isolada.

A análise modal realizada para a torre isolada resultou em uma frequência fundamental de aproximadamente 2,6 Hz. Um sistema estrutural com frequência fundamental nesse nível dificilmente teria uma parcela ressonante relevante em sua resposta quando excitada pelo *downburst*. Como o conjunto de cabos e isoladores possuem uma massa relativamente grande e uma rigidez muito baixa, sua influência no comportamento dinâmico global do sistema tende a ser muito mais relevante, logo foi realizada uma análise modal do sistema completo (torres + isoladores + cabos). A análise modal foi realizada considerando o estado tenso-deformacional do estado inicial o qual contempla as cargas de peso próprio e a tração imposta aos cabos condutores e para-raios.

A Tabela 3.6 apresenta os resultados das frequências modais obtidas através da análise modal e, como era de se esperar, a frequência fundamental obtida para o sistema foi bem menor que àquela associada à estrutura isolada (a frequência fundamental da estrutura isolada é cerca de dezoito vezes superior).

Tabela 3. 6 Frequências naturais de vibração do sistema estrutural completo.

Modo	Período (s)	Frequência (Hz)	Formas Modais	
			Componentes Envolvidos	Direção do deslocamento no topo da torre
<b>1</b>	6,7765	0,1476	Torre + Cabos Condutores	Lateral
<b>2</b>	6,7697	0,1477	Torre + Cabos Condutores	Lateral
<b>3</b>	6,7696	0,1477	Torre + Cabos Condutores	Longitudinal
<b>4</b>	6,3084	0,1585	Torre + Cabos Condutores	Lateral, Torsional
<b>5</b>	6,3080	0,1585	Torre + Cabos Condutores	Lateral
<b>6</b>	6,3080	0,1585	Torre + Cabos Condutores	Lateral
<b>7</b>	6,0156	0,1662	Torre + Cabos Condutores	Vertical, Torsional
<b>8</b>	6,0141	0,1663	Torre + Cabos Condutores	Longitudinal
<b>9</b>	6,0121	0,1663	Cabos Condutores	Vertical
<b>10</b>	5,2490	0,1905	Torre + Cabos Para-Raios	Lateral

Como pode ser observado na tabela da acima a frequência fundamental do sistema estrutural completo é inferior a 1 Hz, logo espera-se que os efeitos dinâmicos induzidos pela turbulência atmosférica sejam significativos no seu comportamento estrutural (BATTISTA; RODRIGUES; PFEIL, 2003).

### 3.3 COEFICIENTES AERODINÂMICOS DA TORRE

Um passo fundamental na estimativa da força do vento que atua em uma estrutura é a determinação dos coeficientes aerodinâmicos, dado que o uso de valores de coeficientes subestimados pode resultar em um colapso da estrutura. Em geral os valores de coeficientes aerodinâmicos apresentados em normas e relatórios valem somente para formas geométricas específicas, quando a forma da estrutura é complexa o mais razoável é a determinação experimental destes coeficientes.

Rippel (2005) realizou um estudo dos coeficientes aerodinâmicos em dois modelos de torres de transmissão elétrica da empresa Eletrobrás Furnas, sendo um deles utilizado nesta pesquisa. Os ensaios experimentais foram realizados no Túnel de Vento *Prof. Joaquim Blessmann* do



Laboratório de Aerodinâmica das Construções (LAC), da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

A partir dos desenhos de projeto, foram confeccionados diversos modelos reduzidos procurando seguir as recomendações da (IEC-60826, 2003) de dividir a torre em trechos com uma altura máxima de 10 metros, sendo que alguns destes módulos foram ensaiados em distintas escalas para a verificação de eventuais efeitos do número de *Reynolds* (Figura 3.15).

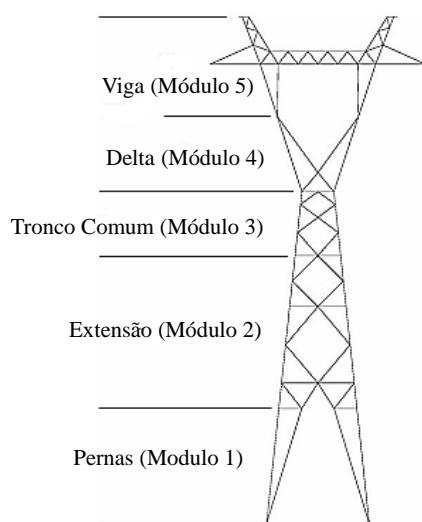


Figura 3. 15 – Módulos da torre, para as medições em túnel de vento. Adaptado de (RIPPEL, 2005).

Os modelos foram confeccionados com escalas variando de 1:17 a 1:11, em função das dimensões dos módulos. Os ensaios foram realizados com vento incidindo a  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$  de acordo com a convenção indicada na Figura 3.16.

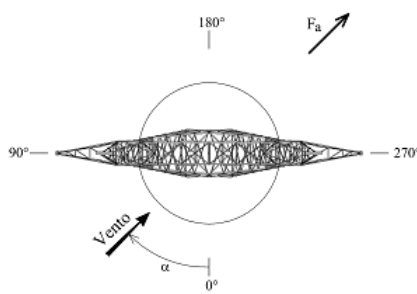


Figura 3. 16 – Referência para ângulo de incidência do vento. Adaptado de (RIPPEL, 2005).

Na Tabela 3.7 apresentam-se os valores do produto coeficiente de arrasto  $\times$  área chamado nesta pesquisa de área fictícia que é determinado a partir da equação 3.12. As letras B e S na tabela se referem as forças medidas a barlavento e a sotavento na balança.

$$A_F = \frac{2F}{\rho V^2} \times E^2 \quad (3.12)$$

Onde:

$F$ : Força medida experimentalmente [N];

$\rho$ : Massa específica do ar [Kg/m<sup>3</sup>];

$V$ : Velocidade do escoamento durante a medição dos dados [m/s];

$E$ : Inverso da escala do modelo [adim].

Na Tabela 3.7 também são apresentados os resultados do cálculo da área fictícia segundo a formulação da (IEC-60826, 2003) a qual permite determinar a área fictícia para qualquer ângulo de incidência do vento (equação 3.13) . Como pode ser observado na tabela os valores que oferece a formulação para o ângulo de 45 graus divergem em grande medida com aqueles obtidos experimentalmente nos ensaios no túnel de vento. Este fato deve-se a que na fórmula original da IEC o parâmetro  $k$  é fixo e igual a 0.2, por tanto procedeu-se a um ajuste por mínimos quadrados para cada módulo ensaiado do coeficiente  $k$  da fórmula da IEC 60826. Para o ajuste foi considerada a média entre os valores das áreas fictícias a barlavento e sotavento, os resultados são apresentados na Tabela 3.8, observa-se a partir dos resultados da tabela a dependência do valor de  $k$  com a geometria de cada módulo.

$$A_f(\alpha) = (1 + k \cdot \sin^2 2\alpha)(A_{f1} \cos^2 \alpha + A_{f2} \sin^2 \alpha) \quad (3.13)$$

Onde:

$\alpha$ : Ângulo de incidência do escoamento;

$A_{f1}$ : Área fictícia para o ângulo de incidência de 0°;

$A_{f2}$ : Área fictícia para o ângulo de incidência de 90°;

$k = 0.2$ .

A Tabela 3.9 apresenta os resíduos do cálculo do arrasto total feito através da equação 3.12 da IEC 60826. Em todos os casos os resíduos foram pequenos, mostrando a validade da formulação da IEC 60826 com a devida correção do valor de  $k$ . A partir dos novos valores de  $k$  determinados é possível calcular o valor da área fictícia para qualquer direção do vento.

Tabela 3. 7 Valores das áreas fictícias para os módulos considerados

Módulo (Escala)	$\alpha$ (°)	Arrasto		IEC $k=0,2$	
		A <sub>F-B</sub>	A <sub>F-S</sub>	A <sub>F-B</sub>	A <sub>F-S</sub>
		(m <sup>2</sup> )	(m <sup>2</sup> )	(m <sup>2</sup> )	(m <sup>2</sup> )
1 (1:13)	0	16,74	16,87	-	-
	45	19,32	19,14	20,09	20,24
	90	16,74	16,87	-	-
2 (1:15)	0	24,69	24,77	-	-
	45	27,58	27,76	29,63	29,72
	90	24,69	24,77	-	-
3 (1:11)	0	8,15	-	-	-
	45	9,05	-	9,78	-
	90	8,15	-	-	-
4 (1:8)	0	8,72	8,75	-	-
	45	10,15	10,19	10,07	10,05
	90	8,07	8,00	-	-
5 (1:17)	0	25,33	25,34	-	-
	45	27,23	27,25	25,04	25,12
	90	16,40	16,53	-	-

Tabela 3. 8 Ajuste da fórmula da IEC 60826

Módulo (Escala)	$k$	A <sub>F1</sub> (m <sup>2</sup> )	A <sub>F2</sub> (m <sup>2</sup> )
1 (1:13)	0,144	16,805	16,805
2 (1:15)	0,119	24,730	24,730
3 (1:11)	0,110	8,150	8,150
4 (1:8)	0,213	8,735	8,035
5 (1:17)	0,303	25,335	16,465

Tabela 3. 9 Resíduos do ajuste.

Modulo (Escala)	$\alpha$ (°)	Arrasto	
		AF-B	AF-S
		(m <sup>2</sup> )	(m <sup>2</sup> )
1 (1:13)	0	-0,07	0,07
	45	0,10	-0,08
	90	-0,07	0,07
2 (1:15)	0	-0,04	0,04
	45	-0,09	0,09
	90	-0,04	0,04
3 (1:11)	0	0,00	-
	45	0,00	-
	90	0,00	-
4 (1:8)	0	-0,01	0,02
	45	-0,02	0,02
	90	0,04	-0,04
5 (1:17)	0	-0,01	0,00
	45	0,00	0,02
	90	-0,07	0,07

## 4 IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL

Neste capítulo apresenta-se uma descrição do programa computacional desenvolvido, bem como os resultados das simulações realizadas no acoplamento do fenômeno modelado (*downburst*) e o trecho de linha considerado em termos de geração do campo de velocidades nos nós da linha e a análise dinâmica realizada no domínio do tempo.

### 4.1 PROGRAMA COMPUTACIONAL TLT\_SIMULATION

Para a realização da análise dinâmica no domínio do tempo por superposição modal foi desenvolvido um programa computacional denominado `TLT_Simulation` capaz de acoplar a simulação do campo de velocidades gerado através do programa `Vicroy` ou `Holmes` com a linha modelada no programa `SAP 2000`. O programa está estruturado em 5 etapas, em três das quais uma função é chamada para o desenvolvimento da mesma. Cada uma das etapas foi cuidadosamente testada para comprovar sua funcionalidade. A seguir na Figura 4.1 mostra-se o esquema de trabalho implementado no programa.

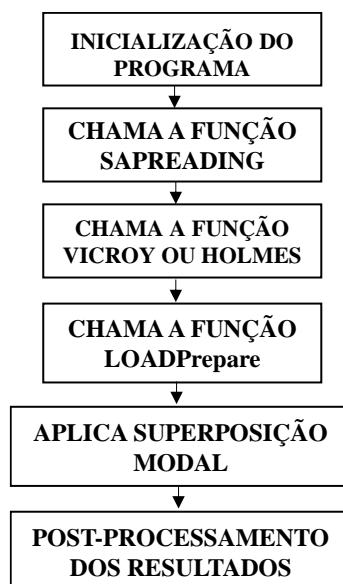


Figura 4. 1 – Etapas de trabalho do programa `TLT_Simulation`.

Na primeira etapa do programa é chamada a função `SAPReading`. Nesta função são lidos e armazenados uma serie de dados que são exportados pelo programa `SAP 2000` em arquivos com extensão (`xlsx`), tais como:

- a) Coordenadas dos nós do trecho modelado
- b) As massas nodais da estrutura
- c) As conectividades dos elementos Frame e Cable
- d) As frequências dos modos de oscilação
- e) Deslocamentos modais para cada nó do trecho modelado
- f) Deslocamento provocado pelo peso próprio da estrutura

A função `SAPReading` com alguns dos dados mencionados acima calcula a matriz das massas, a rigidez modal da estrutura, os comprimentos dos elementos Frame e Cable, bem como os cossenos diretores, estes dois últimos são utilizados posteriormente no cálculo da carga de vento que atua em cada nó da estrutura. Nesta etapa do programa são também armazenados os coeficientes de arrasto e o valor do coeficiente  $k$  da fórmula da IEC 60826 para cada módulo da torre apresentados no item 3.3. A Figura 4.2 apresenta os modos de oscilação 1 e 4 representados através da utilização do programa `SAPReading` em comparação com os obtidos no SAP para uma mesma escala.

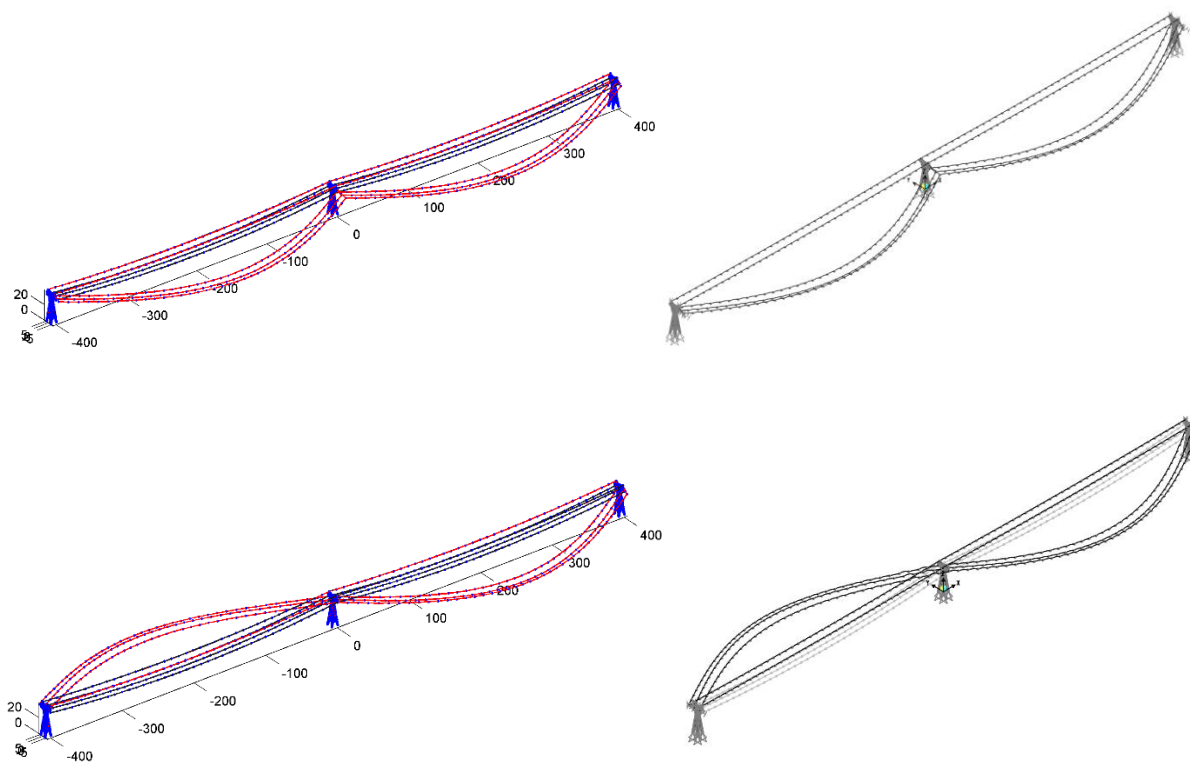


Figura 4. 2 – Representação dos modos de oscilação 1 e 4 através do programa `SAPReading` (esquerda) e SAP 2000 (direita).

Um aspecto importante a considerar quando é utilizado o método de superposição modal é a rigidez da estrutura, pois o método é utilizado exclusivamente em estruturas que apresentam um comportamento linear. A estrutura considerada nesta investigação, pela presença dos cabos exibe um comportamento não-linear geométrico, portanto foi realizado um estudo de convergência com a finalidade de determinar a quantidade de modos de oscilação a ser utilizados na superposição modal. A rigidez de partida considerada corresponde à da configuração deformada pelo peso próprio em torno da qual foi assumida a linearização. A Figura 4.3 apresenta o exemplo para o nó central de um dos cabos condutores. Os resultados foram comparados com os obtidos através do programa SAP 2000 o qual permite a implementação da análise não-linear geométrica.

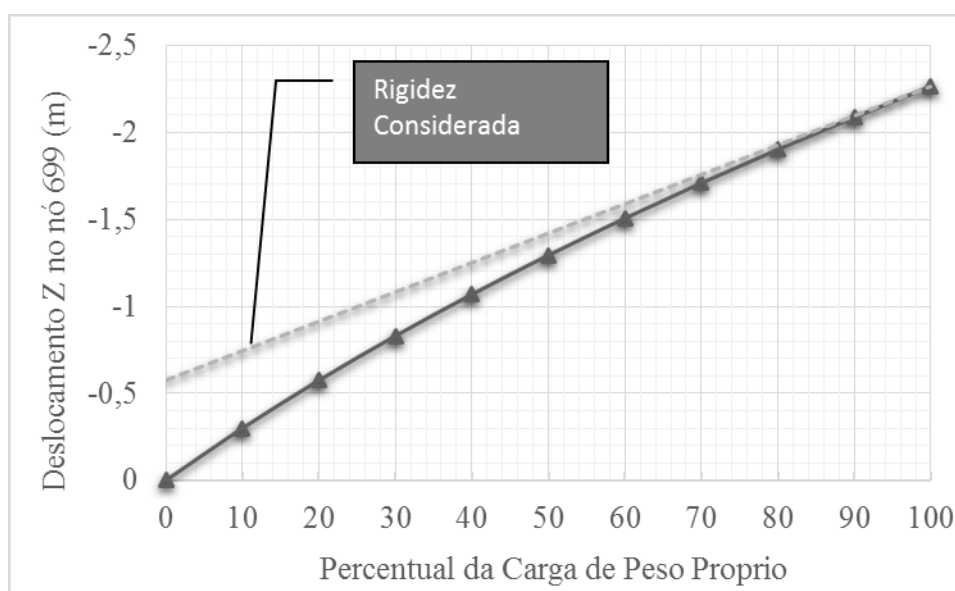


Figura 4. 3 – Representação da rigidez considerada no processo de linearização realizado.

No estudo de convergência realizado foi aplicada uma força de 100 kN na direção horizontal na torre central do trecho modelado segundo a Figura 4.4. A partir da deformada por peso próprio que oferece o SAP 2000 a qual contempla os efeitos da não-linearidade de tipo geométrica, foi acrescentada a deformada calculada utilizando o método de superposição modal. A convergência da solução *versus* a quantidade de modos superpostos é apresentada na Figura 4.5 para o nó central de um dos cabos condutores e para o nó onde a carga de 100 kN foi aplicada. Como se pode observar na figura a estabilidade na solução é obtida a partir da superposição de 600 modos. A comparação entre os resultados da análise não linear realizada utilizando o SAP 2000 e os resultados da superposição modal mostra-se na Figura 4.6.

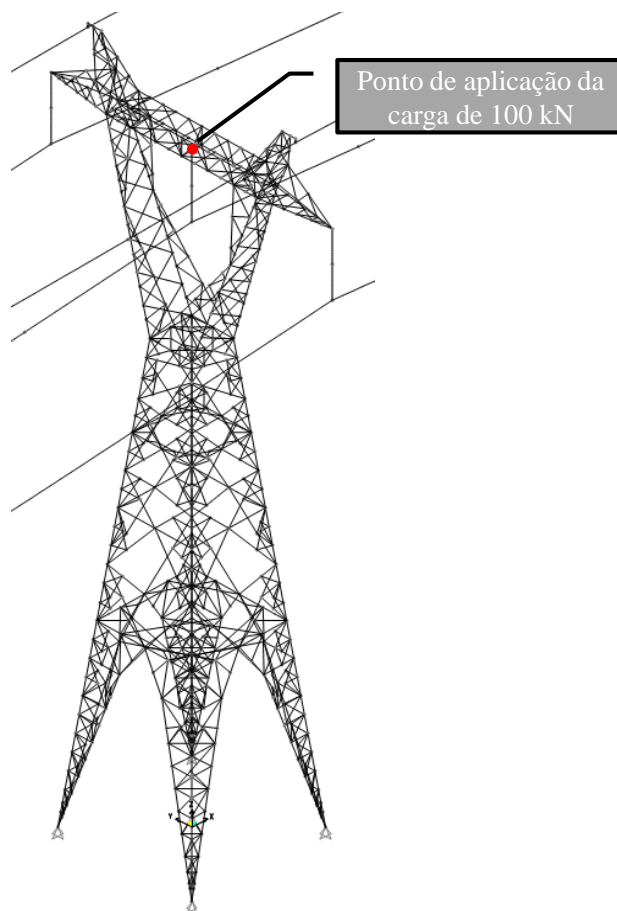
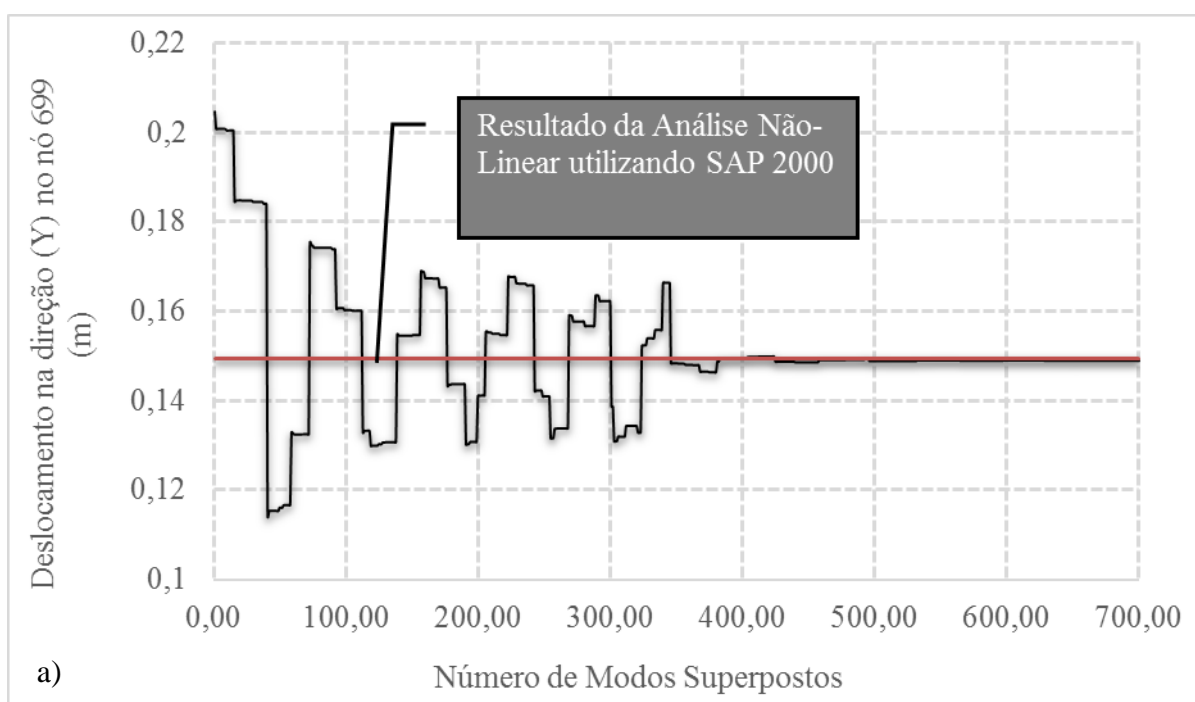


Figura 4. 4 – Ponto de aplicação da carga de 100 kN na torre central.





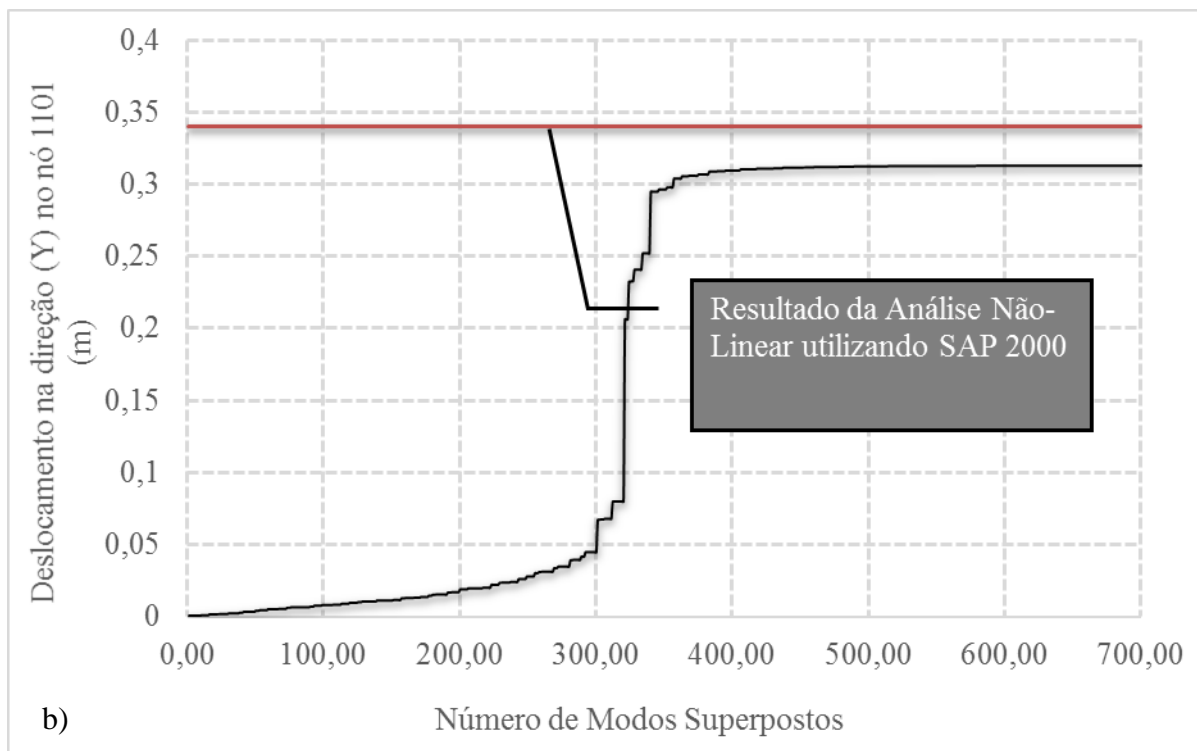


Figura 4. 5 – Convergência da solução *versus* quantidade de modos superpostos. a) nó central de um dos cabos condutores e b) nó onde a carga de 100 kN foi aplicada.

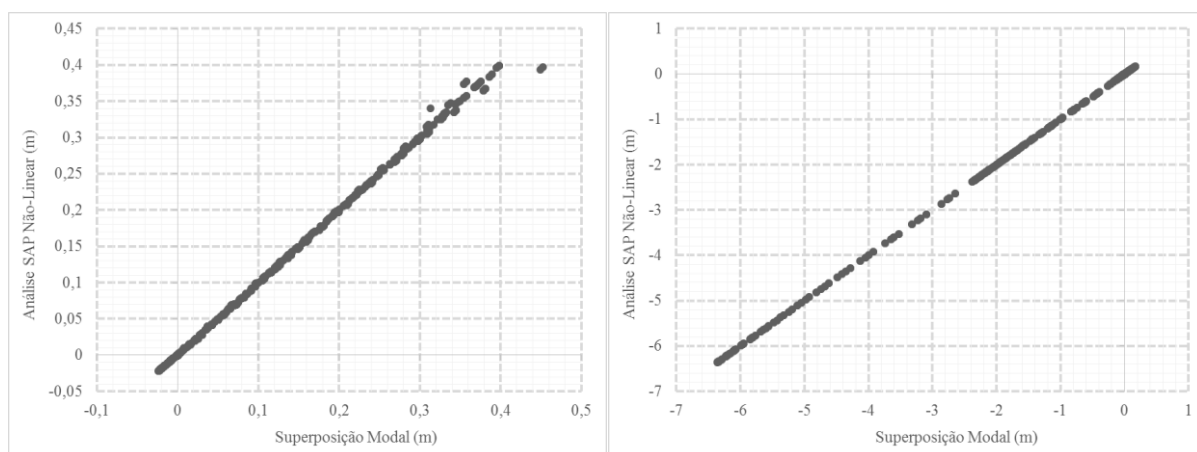


Figura 4. 6 – Comparação dos resultados entre a análise não-linear utilizando o SAP 2000 e os resultados utilizando superposição modal para a carga de 100 kN. Esquerda (deslocamento na direção Y) e direita (Deslocamentos da direção Z).

Como se observa na Figura 4.6 existe uma total correspondência entre os resultados que oferece o SAP 2000 e a superposição modal demonstrando a validade desta técnica no cálculo da resposta estrutural do sistema analisado.

Na segunda etapa do programa com as coordenadas dos nós da estrutura e as características do downburst a simular, é calculado o campo de velocidades para cada nó do trecho de linha. No caso da pesquisa foram considerados dos modelos para a geração do campo de velocidades horizontal e vertical do downburst acordo o apresentado em 2.5. A seguir na Figura 4.7 mostra-se o esquema de trabalho implementado no programa.

Para a validação do programa foram utilizados os resultados das investigações de Holmes & Oliver (2000), Qu & Ji (2009), Li et al. (2009).

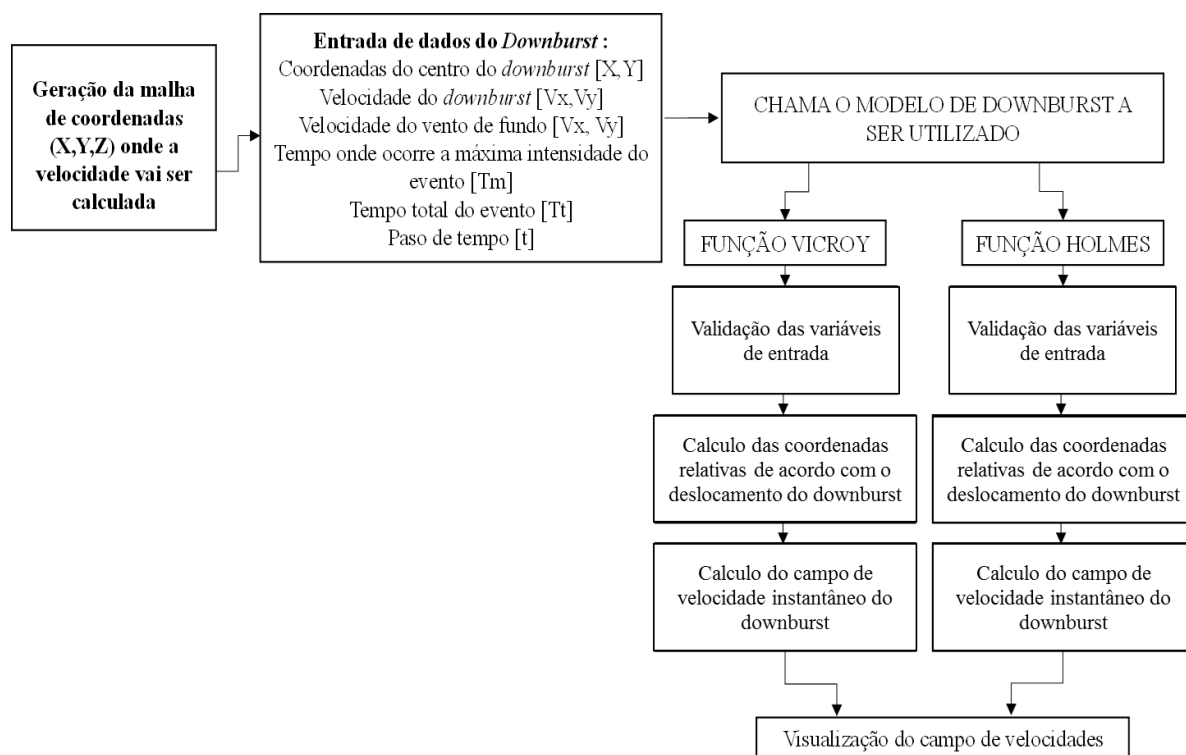


Figura 4. 7 – Esquema do trabalho do programa TLT\_Simulation.

Em Holmes e Oliver (2000), para a validação do modelo numérico proposto pelo autores foi realizada a simulação do *downburst* ocorrido na base da força aérea de Andrews (BFAA). Este *downburst*, em particular, tem sido simulado em uma série de investigações, já que nele encontram-se presentes diversas características do fenômeno, bem como o registro do anemômetro. Holmes e Oliver depois de várias tentativas caracterizaram o *downburst*:

- a)  $V_{r,\text{máx}}(z = 5 \text{ m}) = 47 \text{ m/s}$
- b)  $r_{\text{máx}} = 1000 \text{ m}$
- c)  $R = 700 \text{ m}$
- d) Vento de fundo  $V_0 = 12 \text{ m/s}$
- e) *Offset* do caminho do *downburst* em relação ao ponto de análise 150 m (Figura 4.8)

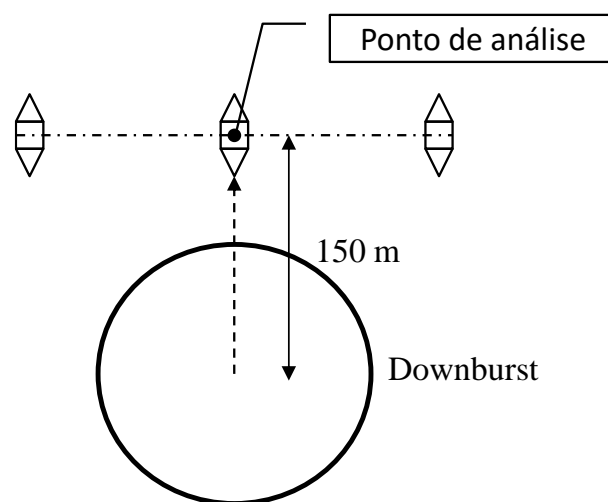


Figura 4. 8 – Esquema do caminho percorrido pelo *downburst* até o ponto de análise.

A comparação entre os resultados obtidos por Holmes e Oliver (2000) e pelo programa TLT\_Simulation é apresentada na Figura 4.9.

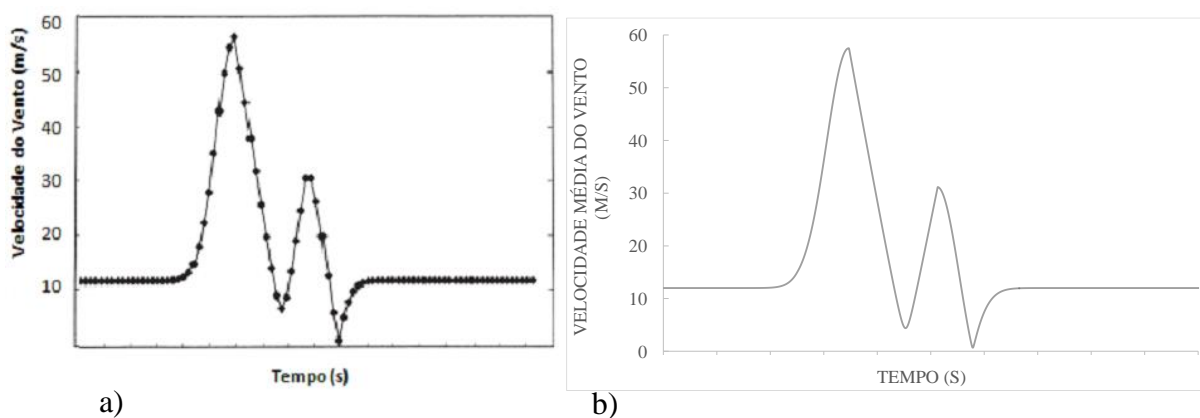


Figura 4. 9 – Validação da função Holmes do programa TLT\_Simulation através da reprodução da componente média do registro da BFAA. [a] Simulação realizada por Holmes e Oliver (2000), [b] Simulação realizada com o programa TLT\_Simulation.

Em Qu e Ji (2009) foram realizadas quatro simulações com diferentes condições do modelo, as quais foram apresentadas no item 2.4.10. Neste caso as características do *downburst* simulado foram:

- a)  $V_{r,máx} = 80 \text{ m/s}$
- b)  $r_p = 1000 \text{ m}$
- c)  $T_{máx} = 150 \text{ s}$
- d)  $T_{total} = 500 \text{ s}$
- e)  $z_{máx} = 80 \text{ m}$
- f) Vento de fundo  $V_0 = 12 \text{ m/s}$
- g) *Offset* do caminho do *downburst* em relação ao ponto de análise (150,3000) (Figura 4.10)
- h)  $r_t$  aumenta linearmente de 750 m no início da tormenta a 1000 m durante 500 s para as condições III e IV

A Figura 4.11 ilustra a comparação da simulação da componente média simulada para as quatro condições e as obtidas segundo a função Vicroy do programa TLT\_Simulation. Na Figura 4.12 encontra-se representado o campo de velocidades para uma altura de 18 metros em diferentes instantes de tempo. A Figura 4.13 apresenta os resultados da simulação do campo de velocidades turbulento e não turbulento realizada por Li et al. (2009) através de simulações por CFD onde pode ser observada a similaridade com o campo obtido através do programa TLT\_Simulation.

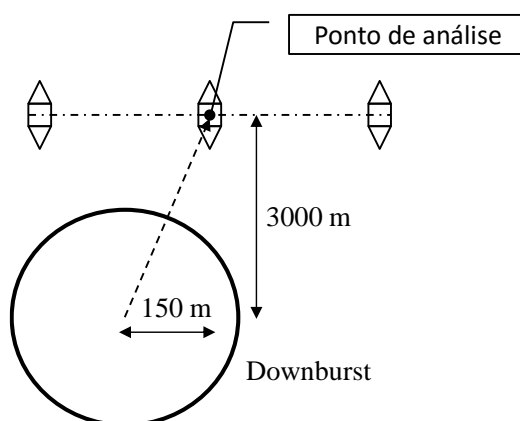


Figura 4. 10 – Esquema do caminho recorrido pelo *downburst* até o ponto de análise.

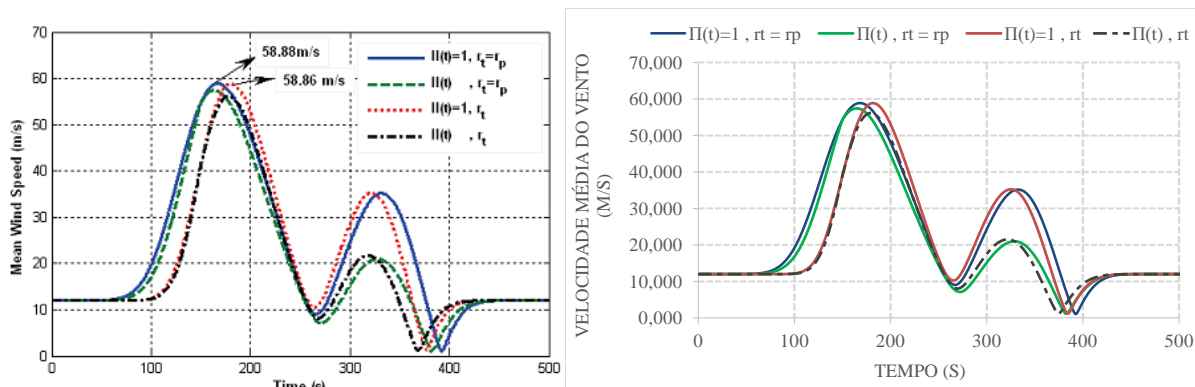


Figura 4. 11 – Comparação dos resultados obtidos na pesquisa de Qu e Ji (2009) (esquerda) e nesta investigação utilizando o programa TLT\_Simulation (direita).

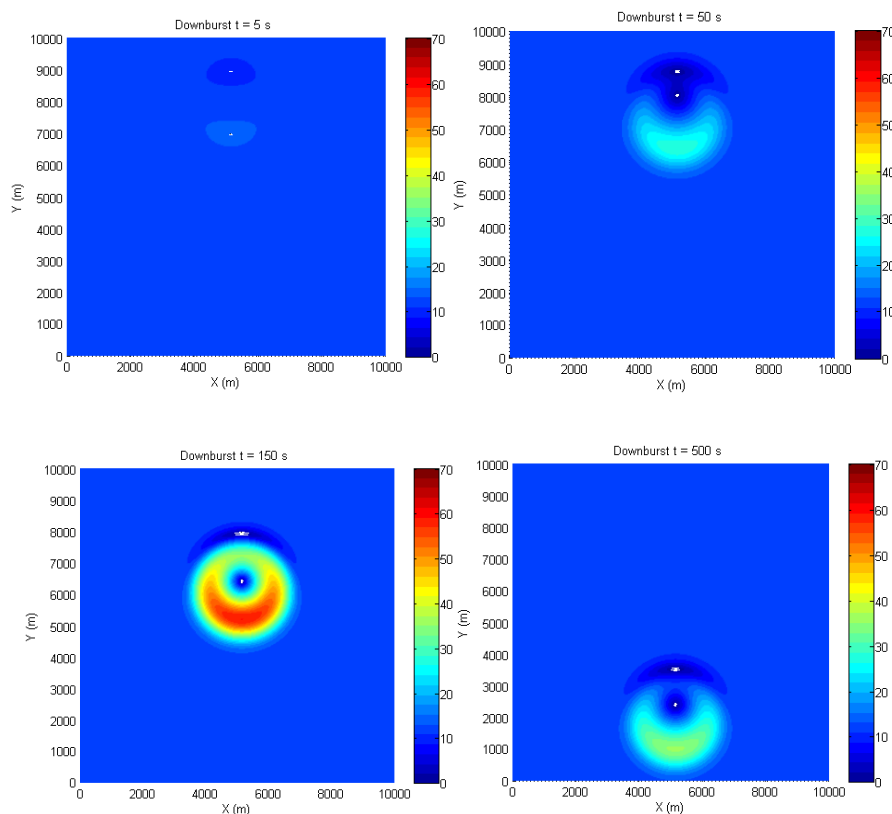


Figura 4. 12 – Representação do campo de velocidades não turbulento do *downburst* para diferentes instantes de tempo utilizando o programa TLT\_Simulation.

Um detalhe interessante que é citado na pesquisa de Chay e Albermani (2004) é a incapacidade do modelo OBV modificado de representar o anel de vórtices (*ring vortex*) do fluxo radial, fato que pode ser visualizado na Figura 4.14. A figura 4.14 [b] observa-se que a máxima velocidade encontra-se a uma altura aproximada de 80 m sobre o terreno e que esta altura mantém-se para

cada intervalo de tempo, esta deficiência do modelo ainda não foi solucionada em grande parte pela falta de registros reais do evento.

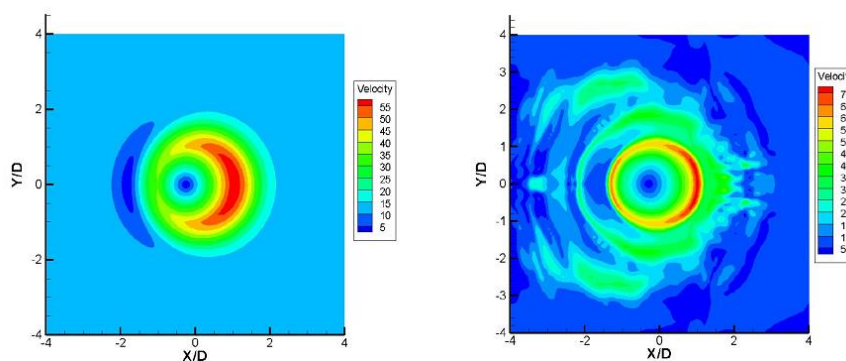
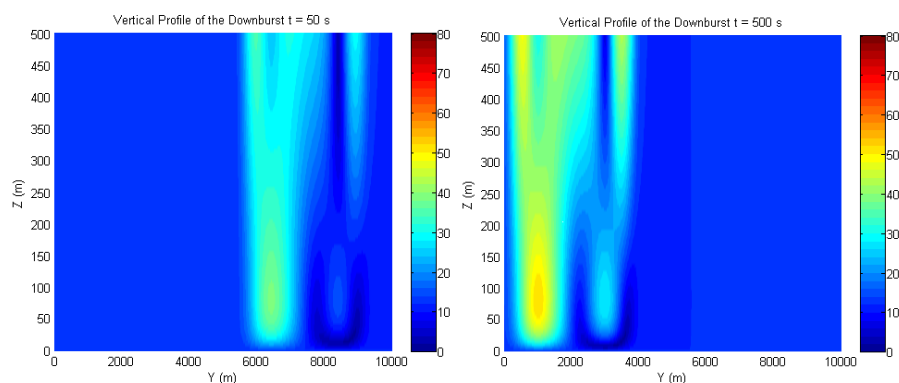
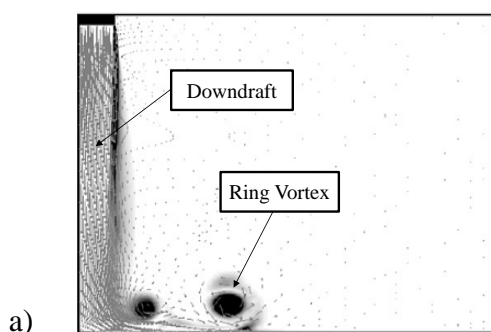


Figura 4. 13 – Representação do campo de velocidades turbulento (direita) e não turbulento (esquerda) do *downburst* simulado na pesquisa de LI et al. (2009). Fonte (LI et al., 2009)



b)

Figura 4. 14 – Representação do campo de velocidades vertical não turbulento de um *downburst*. [a] Simulação por CFD realizada na pesquisa de Kim e Hangan (2007). [b] Perfil vertical de velocidades simulado através do programa TLT\_Simulation.

Na Figura 4.15 é apresentado um exemplo da simulação do campo de velocidades utilizando o Modelo de Vicroy.

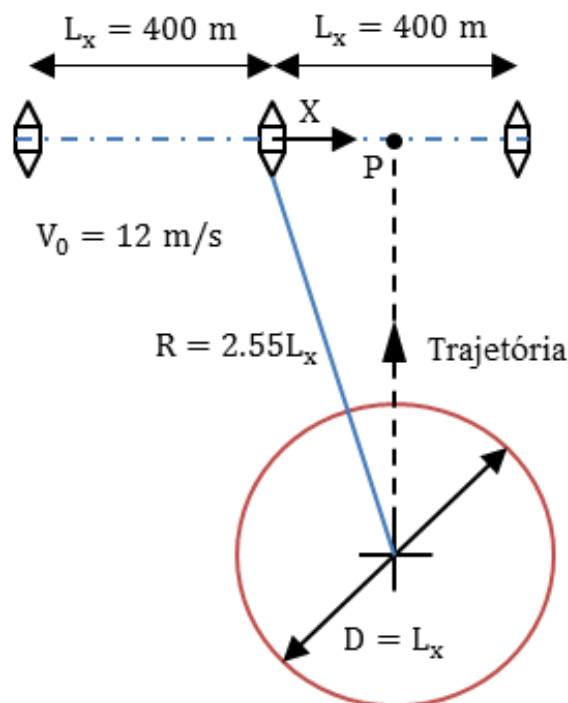


Figura 4. 15 – Configuração considerada no exemplo.

Outras características do fenômeno consideradas são:  $V_{r,m\acute{a}x}(z = 67 \text{ m}) = 80 \text{ m/s}$ ,  $r_{m\acute{a}x} = 200 \text{ m}$ ,  $T_{m\acute{a}x} = 200 \text{ s}$ ,  $T_{total} = 400 \text{ s}$ . Na Figura 4.16 mostra-se a variação da velocidade normalizada em relação à velocidade máxima no ponto P nos cabos condutores. Observa-se a diferença de velocidades e conseqüentemente a diferença de pressões entre os vãos adjacentes, fenômeno descrito na pesquisa de Shehata e El Damatty (2008) para uma configuração similar à proposta no exemplo. Este fato faz com que exista uma diferença entre as forças de tração que se geram nos cabos condutores, ocasionando a aparição de uma força resultante que provoca flexão fora do plano da torre.

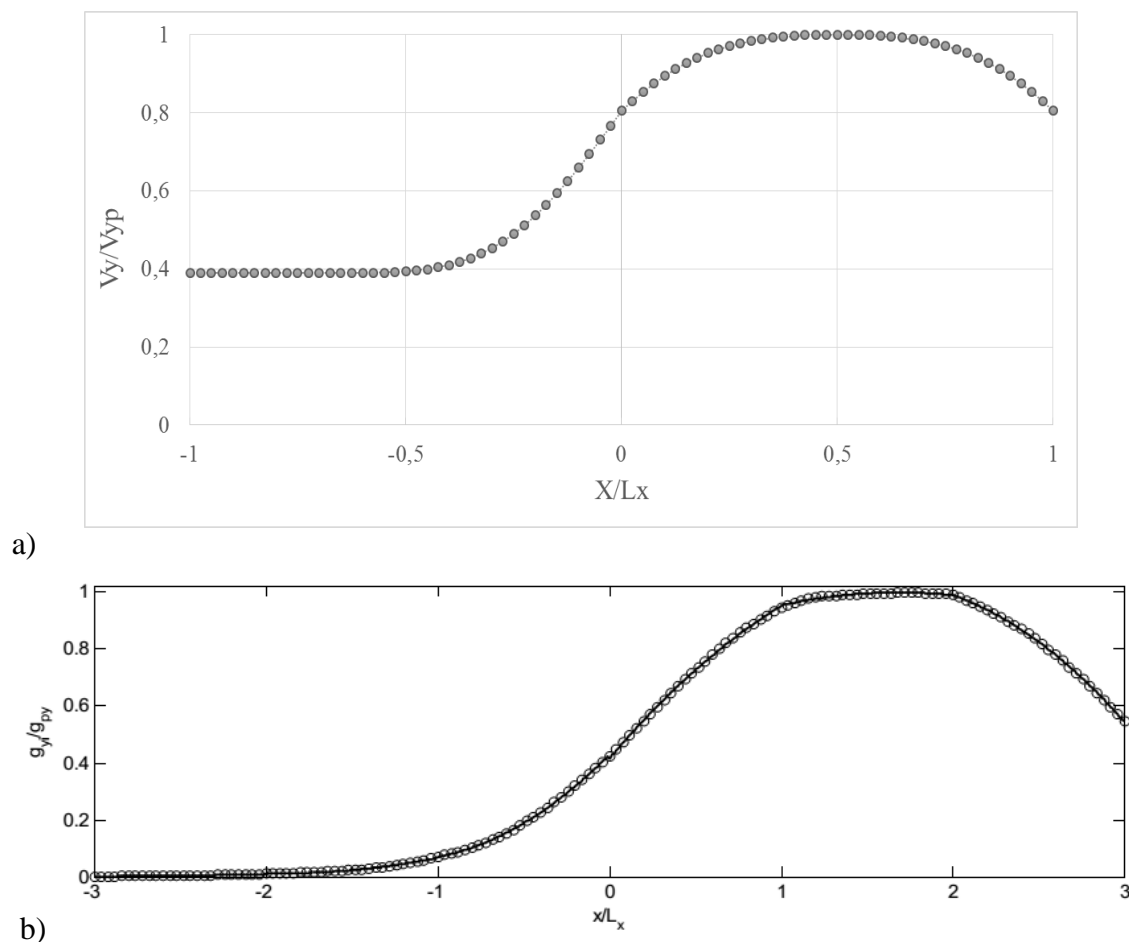


Figura 4. 16 – Velocidade nos condutores normalizada pela velocidade no ponto P. [a] presente investigação. [b] resultados da pesquisa de Shehata e El Damatty (2008).

Com os resultados da componente média em cada nó da estrutura procede-se à terceira etapa do programa, na qual é chamada a função `LOADPrepare` que calcula a carga de vento que atua em cada um dos nós da estrutura.

A força de vento que atua na estrutura neste caso é calculada através da expressão:

$$F_V = \frac{1}{2} \rho_a V^2 C_A A \text{ ou } F_V = 0.613 \cdot V^2 C_A A \quad (4. 1)$$

Onde:

$\rho_a$ : Densidade do ar  $1,225 \text{ kg/m}^3$ ;

$V$ : Velocidade média do vento [m/s];

$C_A$ : Coeficiente de arrasto [adim];

$A$ : Área projetada [ $\text{m}^2$ ].



No caso das torres a partir da equação 3.13 da IEC 60826:2003 com a devida correção realizada do fator  $k$  foi realizado o cálculo da área fictícia ( $C_A A$ ) para cada instante de tempo, considerando que tanto a velocidade quanto a direção do vento do fenômeno variam. Este procedimento é realizado a partir do cálculo dos cossenos diretores do vetor velocidade de vento para cada uma das componentes da velocidade. A Figura 4.9 apresenta a variação da área fictícia projetada nos eixos ( $x$ ) e ( $y$ ) para o nó 1088 localizado na torre central para um *downburst* com as características descritas na página 129. Na figura pode ser observada a mudança rápida na direção do vento que acontece no carregamento que atua na estrutura a medida que o evento transcorre.

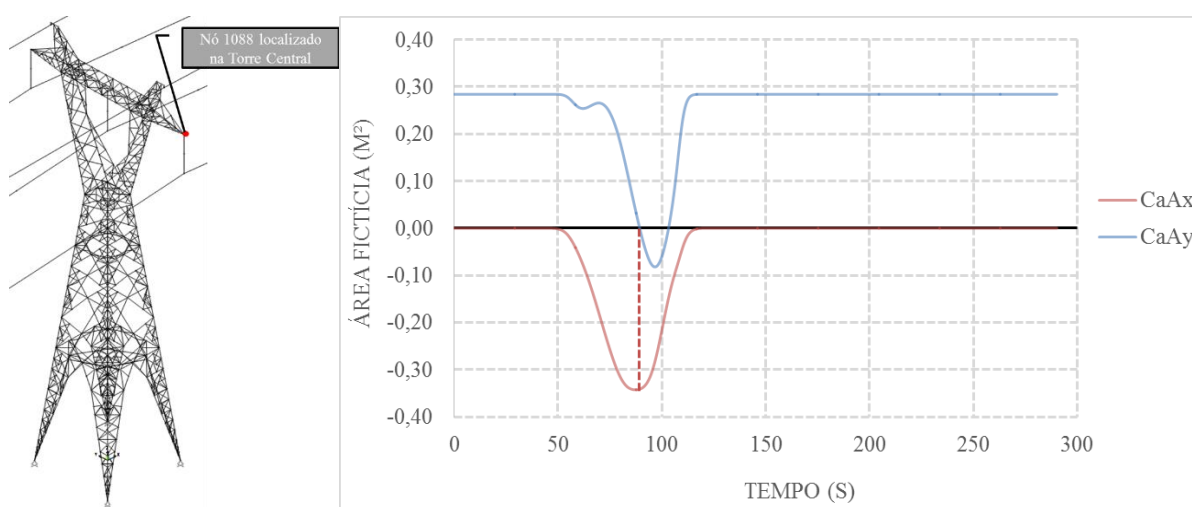


Figura 4. 17 – Variação da área fictícia projetada no eixo no tempo para o nó 1088.

Para os cabos o procedimento realizado é diferente já que só foi considerada a componente da área fictícia que provoca arrasto na direção ortogonal ao cabo, coplanar à direção do vento (Figura 4.10), através da formulação a seguir:

$$\vec{f} = \vec{c} \times (\vec{v} \times \vec{c}) \quad (4. 2)$$

Onde:

$\vec{f}$ : vetor da área fictícia que provoca arrasto na direção ortogonal ao cabo, coplanar à direção do vento;

$\vec{c}$ : vetor que contem a direção do elemento de cabo;

$\vec{v}$ : vetor que contem a direção do vento .

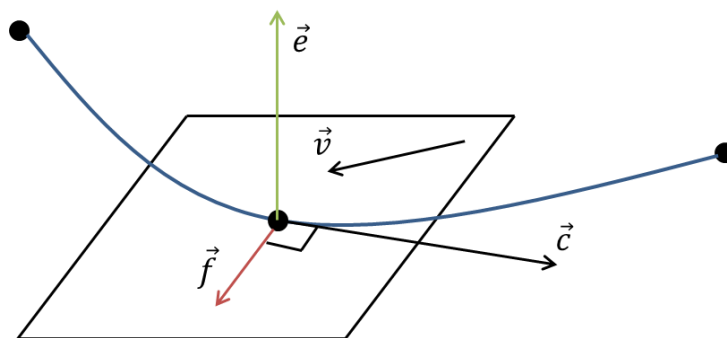


Figura 4. 18 – Esquema com a representação da componente da área fictícia considerada no caso dos cabos.

Para garantir uma maior eficiência computacional foi utilizada a técnica *vector triple product* ou triplo produto vetorial (equação 4.3), pois desta forma evita-se chamar a função `CROSS` do Matlab a qual tem que realizar uma maior quantidade de operações de multiplicação para obter o mesmo resultado.

$$\vec{f} = \vec{a} \times (\vec{b} \times \vec{c}) = \vec{b} \cdot (\vec{a} \cdot \vec{c}) - \vec{c} \cdot (\vec{a} \cdot \vec{b}) \quad (4.3)$$

Aplicando a equação 4.3 a 4.2 resulta:

$$\vec{f} = \vec{v} \cdot (\vec{c} \cdot \vec{c}) - \vec{c} \cdot (\vec{c} \cdot \vec{v}) = \vec{v} - \vec{c} \cdot (\vec{c} \cdot \vec{v}) \quad (4.4)$$

Para os condutores e para-raios o coeficiente de arrasto foi calculado segundo as recomendações da NBR 6123 (ABNT-ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 1988) (Tabela 4.1). Para tal, é necessário calcular o número de Reynolds:

$$Re = 70000 \cdot V_k \cdot d \quad (V_k \text{ em } m/s, d \text{ em } m) \quad (4.5)$$

Tabela 4. 1 Coeficiente de arrasto,  $C_a$  para fios e cabos com  $\frac{1}{d} > 60$

Regime do fluxo ( $Re = 70000 V_k d$ ) [ $V_k$ em m/s; $d$ em mm]	Coeficiente de arrasto $C_a$ para:			
	Fio liso	Fio moderadamente liso (galvanizado ou pintado)	Cabos torcidos de fios finos $r/d \leq 1/30$	Cabos torcidos de fios grossos $r \geq 1/25$
$Re \leq 2.5 \cdot 10^4$	-	-	1.2	1.3
$Re \geq 4.2 \cdot 10^4$	-	-	0.9	1.1
$Re \leq 2.5 \cdot 10^5$	1.2	1.2	-	-
$Re \geq 4.2 \cdot 10^5$	0.5	0.7	-	-

Para  $Re$  e  $r/d$  intermediários, os valores de  $C_a$  são obtidos por interpolação

Aplicando a equação 4.3 resultou em um coeficiente de arrasto para os cabos de 1.2.

## 4.2 SOLUÇÃO DAS EQUAÇÕES DE EQUILÍBRIO ATRAVÉS DO MÉTODO DE SUPERPOSIÇÃO MODAL

O cálculo da resposta dinâmica de sistemas estruturais lineares pode ser realizado através do método de Superposição Modal, o qual faz uso da distribuição de massa, das formas modais e das frequências naturais de vibração livre. Uma importante vantagem deste método é a possibilidade de se obter essas informações a partir de softwares comerciais de análise estrutural tais como SAP, TQS, STRAP, etc., e posteriormente realizar-se a simulação de carregamentos e o processamento de resultados com uma ferramenta de análise diversa, como por exemplo o Matlab ou Octave. Para tanto as forças são convertidas em forças modais, através de uma projeção algébrica que utiliza as formas modais fornecidas pelos programas de análise estrutural antes citados. Esta projeção resulta em equações diferenciais de equilíbrio dinâmico escalares desacopladas, uma para cada modo de vibração, cujas soluções são obtidas por um método numérico, como por exemplo a integral de Duhamel ou a integração no domínio da frequência por transformadas de Fourier. As chamadas respostas ou soluções modais são então superpostas para compor a solução final.

No método da superposição modal, a equação matricial de equilíbrio dinâmico da estrutura:

$$\mathbf{M}\ddot{\vec{u}}(t) + \mathbf{C}\dot{\vec{u}}(t) + \mathbf{K}\vec{u}(t) = \vec{P}(t) \quad (4.6)$$

pode ser desacoplada através das frequências naturais de vibração livre,  $\omega_k$ , e dos vetores de forma modal do sistema dinâmico,  $\vec{\varphi}_k$ , obtidos a partir da solução do problema de autovalores/autovetores (sem consideração do amortecimento):

$$\mathbf{K} \vec{\varphi}_k = \omega_k^2 \mathbf{M} \vec{\varphi}_k \quad (4.7)$$

Para isso a resposta total é substituída pela resposta em apenas um modo de vibração  $k$ :

$$\vec{u}_k(t) = \vec{\varphi}_k u_k(t) \quad (4.8)$$

onde  $u_k(t)$  é uma função escalar do tempo denominada resposta modal. Substituindo-se  $\vec{u}_k(t)$  na eq. 4.6 e pré multiplicando-se todos os termos por  $\vec{\varphi}_k^T$  (transposta de  $\vec{\varphi}_k$ ), chega-se a:

$$[\vec{\varphi}_k^T \mathbf{M} \vec{\varphi}_k] \ddot{u}_k(t) + [\vec{\varphi}_k^T \mathbf{C} \vec{\varphi}_k] \dot{u}_k(t) + [\vec{\varphi}_k^T \mathbf{K} \vec{\varphi}_k] u_k(t) = [\vec{\varphi}_k^T \vec{P}(t)] \quad (4.9)$$

Devido às propriedades dos autovetores  $\vec{\varphi}_k^T$ , os termos entre colchetes são todos escalares:

$$\begin{aligned} [\vec{\varphi}_k^T \mathbf{M} \vec{\varphi}_k] &= M_k \\ [\vec{\varphi}_k^T \mathbf{C} \vec{\varphi}_k] &= C_k \\ [\vec{\varphi}_k^T \mathbf{K} \vec{\varphi}_k] &= K_k \\ [\vec{\varphi}_k^T \vec{P}(t)] &= P_k(t) \end{aligned} \quad (4.10)$$

denominados *massa modal*, *amortecimento modal*, *rigidez modal* e *força (externa) modal*, respectivamente. A partir destas definições, a equação matricial de equilíbrio dinâmico é substituída por equações escalares, uma para cada modo de vibração, na forma:

$$M_k \ddot{u}_k(t) + C_k \dot{u}_k(t) + K_k u_k(t) = P_k(t) \quad (4.11)$$

Um procedimento comumente empregado quando utilizado o método de superposição modal é a normalização pela massa modal da estrutura (Equação 4.12), de esta forma a rigidez modal resulta na equação 4.13.

$$\frac{\vec{\varphi}_k^T}{\sqrt{M_k}} \mathbf{M} \frac{\vec{\varphi}_k}{\sqrt{M_k}} = \frac{M_k}{M_k} = 1 \quad (4.12)$$

$$K_k = \omega_k^2 \quad (4.13)$$

Uma vez calculadas as respostas modais  $u_k(t)$ , a resposta (vetorial) completa da estrutura é obtida com a superposição através da eq. 4.6 sendo que o somatório pode ser truncado para um número de termos muito menor que o número de graus de liberdade (número total de formas modais) da estrutura.

O pico da resposta em deslocamento é obtido da teoria de processos aleatórios como um fator de pico,  $g$ , que multiplica o valor r.m.s. (root mean square) da parcela flutuante do deslocamento. O fator de pico é calculado a partir do espectro de frequências da resposta. Assim tem-se que:

$$u_{k,peak} = g \cdot u_{k,rms} \quad (4.14)$$

## 5 ESTUDO PARAMÉTRICO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

Neste capítulo a partir do programa computacional e do modelo de elementos finitos descritos nas seções anteriores é realizada uma análise paramétrica com a finalidade de determinar o evento que provoca os maiores carregamentos no sistema analisado. Para isso, é necessário estudar a influência que exercem cada um dos parâmetros que definem os modelos analíticos de *downburst* na resposta estrutural da linha de transmissão considerada.

### 5.1 DEFINIÇÃO E ESTIMATIVA DA FAIXA DE VARIAÇÃO DOS PARÂMETROS ENVOLVIDOS NO ESTUDO

No Brasil segundo o conhecimento do autor, o fenômeno denominado de *downburst* ainda é pouco estudado. Este fato demonstra-se pela limitada quantidade de pesquisas existentes na temática, resultado da falta de dados observacionais da estrutura interna destes fenômenos, já que geralmente são eventos de muito curta duração. Por tanto a estimativa do rango de variação dos parâmetros envolvidos nos modelos foi determinada através do trabalho de Hjelmfelt (1988). Na referida investigação foram apresentadas as características de 27 *downburst* analisados durante o projeto JAWS (Tabela 5.1).

Tabela 5. 1 Valores de  $T_{\text{máx}}$  (s),  $T_t$  (min) e  $r_p$  (m) provenientes da pesquisa de Hjelmfelt. Adaptado de Hjelmfelt (1988).

Microburst	$T_{\text{máx}}$ (s)	$T_t$ (min)	$r_p$ (m)	Microburst	$T_{\text{máx}}$ (s)	$T_t$ (min)	$r_p$ (m)
1	300	-	1250	17	178	300	2000
2	-	840	1500	18	480	300	3500
3	240	300	1250	19	360	120	2000
4	211	387	1250	20	-	780	1250
5	259	130	1000	21	120	480	1000
6	540	900	1150	22	-	420	1500
7	420	900	2000	23	141	189	1250
8	-	420	1250	24	-	-	1000
9	358	356	2000	25	-	550	1000
10	76	302	1500	26	-	332	1000
11	-	560	3000	27	130	325	2000
12	766	983	1500	Valor Médio	302	464	1635
13	-	567	2500	Desvio Padrão	203	265	628
14	312	308	2000	Faixa considerada	100	200	1000

15	-	480	1500	300	450	1500
16	243	360	2000	500	750	2000

A velocidade máxima do *downburst* utilizada no estudo paramétrico foi determinada a partir de um procedimento iterativo desenvolvido, tomando como referência a velocidade de vento no topo da estrutura, calculada a partir da metodologia proposta na NBR 6123 (1988). O procedimento, visa identificar, possíveis diferenças no perfil vertical entre ambos tipos de vento (EPS e TS), mantendo a intensidade dentro de uma mesma faixa de variação, para tal empregasse a equação 5.1 apresentada no anexo A.2 da NBR 6123 da seguinte forma:

- Propõe-se uma velocidade inicial no topo  $V_t(h)$ ;
- Calcula-se o intervalo de tempo ( $t$ ) através da equação 5.1;
- Determina-se a nova  $V_t(h)$  a partir do programa `TLT_Static`;
- Comparam-se os valores da  $V_t(h)$  proposta e a  $V_t(h)$  calculada.

$$t = 7.5 \cdot L/V_t(h) \quad (5.1)$$

Para começar as iterações foi proposto um valor de  $V_t(h) = 50 \text{ m/s}$  que equivale a um  $t = 5,955 \text{ s}$ . Depois de varias iterações verificou-se que o valor do intervalo de tempo a ser utilizado na obtenção da velocidade média do vento que incide na torre é  $t = 5.9843 \text{ s}$  que corresponde a uma  $V_t(h) = 49.7553 \text{ m/s}$  (Figura 5.1).

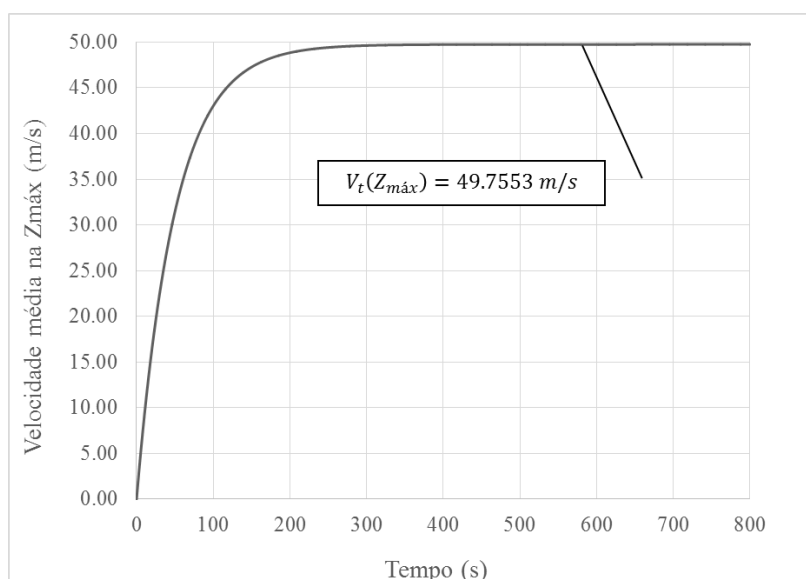


Figura 5. 1– Histórico no tempo da velocidade média no topo da estrutura calculada a partir do programa `Static`.

Uma vez determinada a velocidade de vento máxima no topo da estrutura, foram calibrados os modelos de Holmes e Vicroy de maneira tal que a intensidade da velocidade resultante da simulação estivesse em torno de 49.7553 m/s (Figura 5.2).

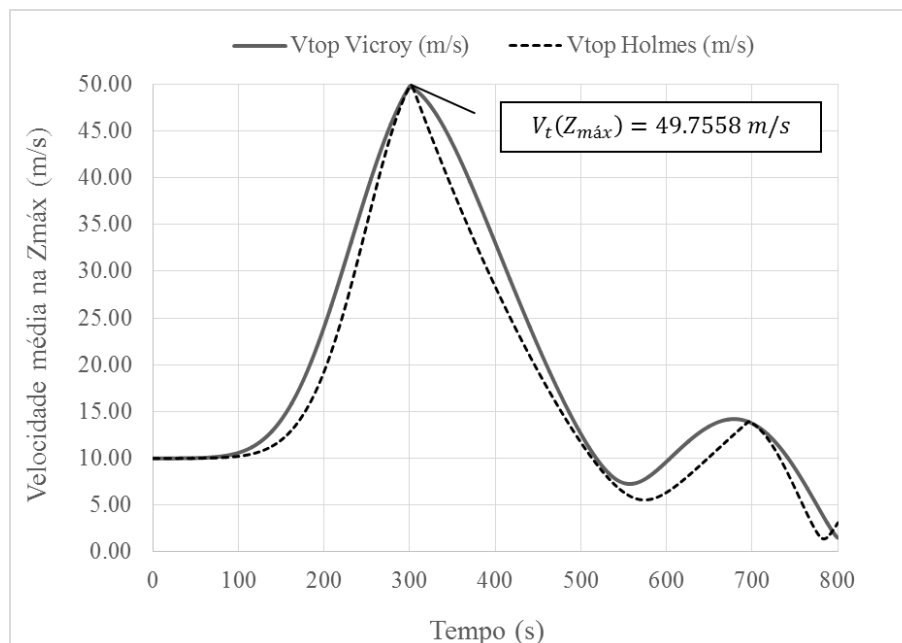


Figura 5. 2– Histórico no tempo da velocidade média no topo da estrutura simulada utilizando os modelos de Holmes e Vicroy.

A velocidade de fundo ( $V_0$ ) foi fixada com um valor constante de 10 m/s sugerido na investigação de (HJELMFELT, 1988) e utilizado na pesquisa de (CONCEIÇÃO, 2013).

Quanto à variação da posição do evento em relação ao eixo ( $x$ ) da linha foram considerados 3 casos (Figura 5.3). No caso A existe uma simetria na força do vento que atua nos cabos condutores e para-raios de ambos vãos do trecho modelado, este fato ocorre devido à simetria do campo de velocidades dos modelos analíticos aplicados nesta pesquisa. No entanto, o anterior não é aplicável nos casos B e C onde produto do deslocamento dos eventos respeito à torre central ocorre uma diferença nas velocidades e consequente nas pressões que atuam em cada um dos vãos da linha.

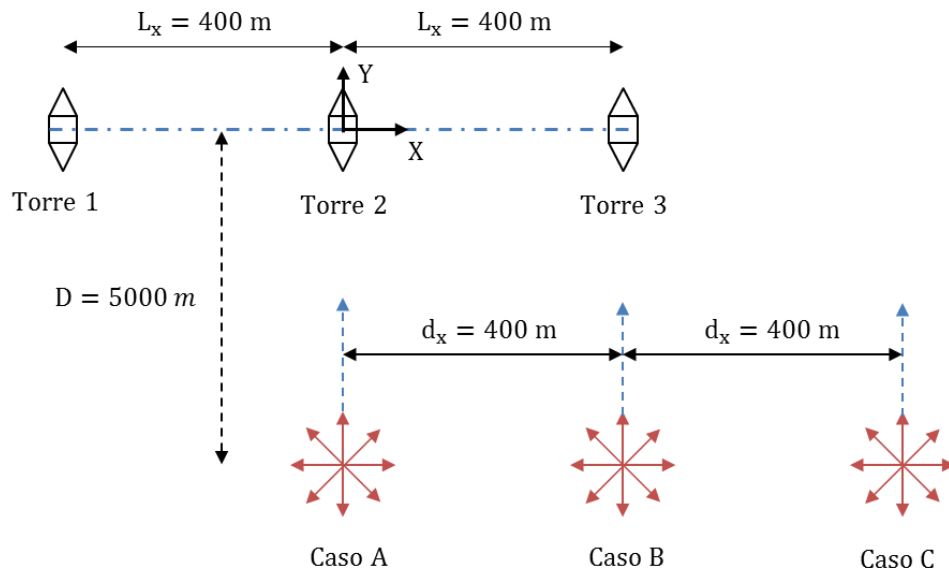


Figura 5. 3– Posições dos eventos consideradas na pesquisa atual.

A posição no eixo ( $y$ ) foi fixada com um valor de 5000 m, de modo que:

- e)  $\frac{V_0 \cdot T_m}{D} = 1$ , a máxima intensidade do evento ocorre sobre o eixo longitudinal da linha de transmissão
- f)  $\frac{V_0 \cdot T_m}{D} = 0.6$ , a máxima intensidade do evento alcança-se aproximadamente na metade do trajeto entre o ponto onde começa o evento e a linha de transmissão.
- g)  $\frac{V_0 \cdot T_m}{D} = 0.2$ , a máxima intensidade do evento alcança-se aproximadamente em um quarto do trajeto entre o ponto onde começa o evento e a linha de transmissão.

A altura onde ocorre a velocidade máxima foi fixada com um valor constante de 80 metros, este valor é proposto nas investigações de (HJELMFELT, 1988; KIM; HANGAN, 2007; WOOD et al., 2001).

No caso do modelo que incorpora a solução analítica proposta por Holmes e Oliver (2001) além das variáveis apresentadas para o modelo de Vicroy [ $\mathbf{T}_{\text{máx}}(s)$ ,  $\mathbf{T}_t(s)$ ,  $\mathbf{r}_p(m)$ ,  $\mathbf{X0}(m)$ ], encontra-se o fator  $\mathbf{R}$  [escala de comprimento radial]. Neste trabalho foram considerados valores de  $\mathbf{R}$  iguais ao 50% de  $\mathbf{r}_p$  que segundo a pesquisa de Holmes e Oliver (2001) fornecem resultados muito próximos as medições reais (Figura 5.4).



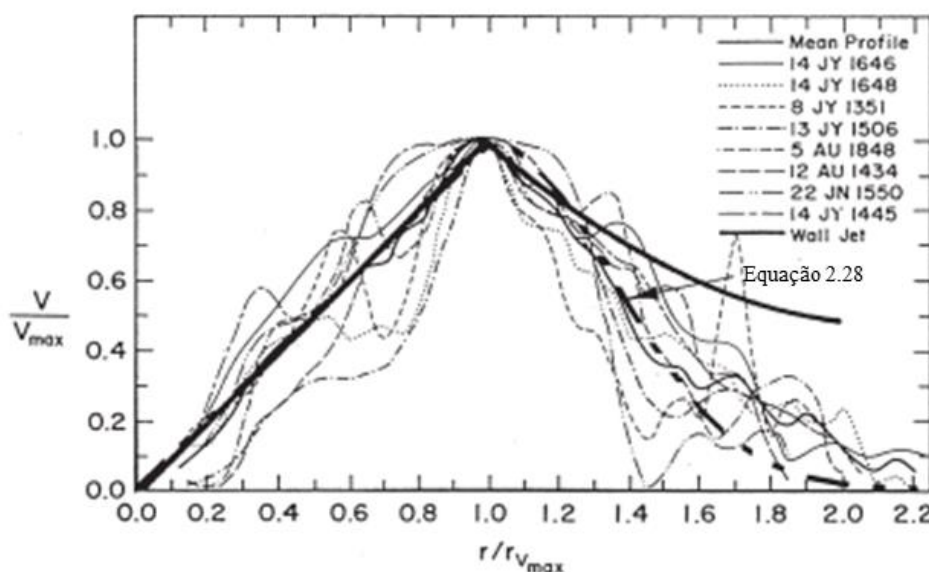


Figura 5. 4– Comparação da equação 2.28 com os perfis observados por Hjelmfelt (1988). Adaptado de Holmes e Oliver (2001).

Considerando todas as variáveis envolvidas e a faixa de variação foram analisados um total de  $3^4 = 81$  casos para o modelo que incorpora a formulação de Vicroy e  $3^5 = 243$  casos para o modelo de Holmes e Oliver.

## 5.2 CRITÉRIO PARA A DETERMINAÇÃO DA CONDIÇÃO MAIS CRÍTICA DE CARGA NA LINHA DE TRANSMISSÃO

Para determinar a combinação de variáveis que provoca o estado mais crítico de carga na estrutura foi utilizado o critério de energia potencial elástica armazenada pelo sistema. Neste critério é calculada a energia potencial que armazenam cada um dos elementos que compõem a linha de transmissão em cada intervalo de tempo, embora seja necessário destacar que o resultado obtido através de este critério é relativo, já que fornece só o instante de tempo no qual o sistema encontra-se mais solicitado. A energia potencial de pico da torre e dos cabos pode ser calculada através da expressão a seguir:

$$E_p = \frac{1}{2}(\vec{u}^T \cdot \mathbf{K} \cdot \vec{u}) \quad (5.2)$$

Sendo que:

$$\vec{u} = \sum \vec{\varphi}_k u_k \quad (5.3)$$

$$\mathbf{K} \vec{\varphi}_k = \omega_k^2 \mathbf{M} \vec{\varphi}_k \quad (5.4)$$

A equação 5.1 transforma-se em:

$$E_p = \frac{1}{2} \left[ \left( \sum \vec{\varphi}_k u_k \right)^T \mathbf{K} \left( \sum \vec{\varphi}_k u_k \right) \right] = \frac{1}{2} \sum u_k^2 \omega_k^2 \cdot \vec{\varphi}_k^T \mathbf{M} \vec{\varphi}_k \quad (5.5)$$

Conhecendo que:

$$\vec{\varphi}_k^T \mathbf{M} \vec{\varphi}_k = M_k = 1 \quad (5.6)$$

Finalmente 5.1 resulta em:

$$E_p = \frac{1}{2} \sum u_k^2 \omega_k^2 \quad (5.7)$$

A energia potencial elástica de todo o sistema foi separada em energia potencial dos elementos da torre e energia potencial dos cabos condutores, para-raios e isoladores considerando que:

$$\vec{\varphi}_k^T \mathbf{M} \vec{\varphi}_k = \sum \vec{\varphi}_{ki}^2 M_i \text{ e } M_k = 1 = M_{k \text{ isol}} + M_{k \text{ torre}} + M_{k \text{ cond}} + M_{k \text{ para}} \quad (5.8)$$

A equação 5.7 pode ser adotada pois a matriz de massa é diagonal, desta forma a equação 5.6 divide-se em:

$$E_{pI} = \frac{1}{2} \sum u_k^2 \omega_k^2 M_{k \text{ isola}} \quad (5.9)$$

$$E_{pT} = \frac{1}{2} \sum u_k^2 \omega_k^2 M_{k \text{ torre}} \quad (5.10)$$

$$E_{pC} = \frac{1}{2} \sum u_k^2 \omega_k^2 M_{k \text{ cond}} \quad (5.11)$$

$$E_{pP} = \frac{1}{2} \sum u_k^2 \omega_k^2 M_{k \text{ para}} \quad (5.12)$$

Onde:

$M_{k \text{ isol}}$ : porção da massa modal referente aos isoladores;

$M_{k \text{ torre}}$ : porção da massa modal referente as torres;

$M_{k \text{ cond}}$ : porção da massa modal referente aos cabos condutores;

$M_{k \text{ para}}$ : porção da massa modal referente aos cabos para-raios.

Na Figura 5.5 mostra-se um esquema com a combinação de variáveis que provoca a maior quantidade de energia potencial elástica armazenada na linha de transmissão para ambos modelos estudados [Holmes (1) e Vicroy (2)]. Para dar uma explicação a este fenômeno apresenta-se a Figura 5.6, a qual exhibe o campo de velocidades horizontal para 10 metros de altura, no instante de tempo onde acontecem os maiores valores de energia elástica no sistema, para os diferentes valores de  $r_p$  analisados nesta pesquisa (1000, 1500, 2000 m), mantendo  $T_{m\acute{a}x} = 300 s$  e  $T_t = 750 s$ . Examinando a figura pode-se observar que quando o valor da variável  $r_p = 2000 m$  o campo de velocidades de vento onde ocorrem os máximos valores abrange a totalidade da linha o que não se verifica nos casos restantes.

Na Figura 5.7 encontra-se representada a variação da energia armazenada no tempo para a combinação de variáveis citada na Figura 5.5. Conforme pode ser observado na figura existe uma certa diferença nos valores da energia obtidos nos cabos condutores e para-raios do Modelo de Holmes (que nesta pesquisa utiliza o perfil vertical desenvolvido por Wood e Kwok (1998)) com aqueles obtidos para o Modelo de Vicroy, isto pode ser explicado através da diferença existente entre os perfis verticais de velocidades de ambos os modelos. Na Figura 5.8 é apresentada uma comparação entre os perfis verticais de velocidade para diferentes modelos onde é possível verificar que para uma altura de 26.4 (altura média dos nós do cabo condutor) existe uma diferença marcante entre ambos os perfis de velocidade.

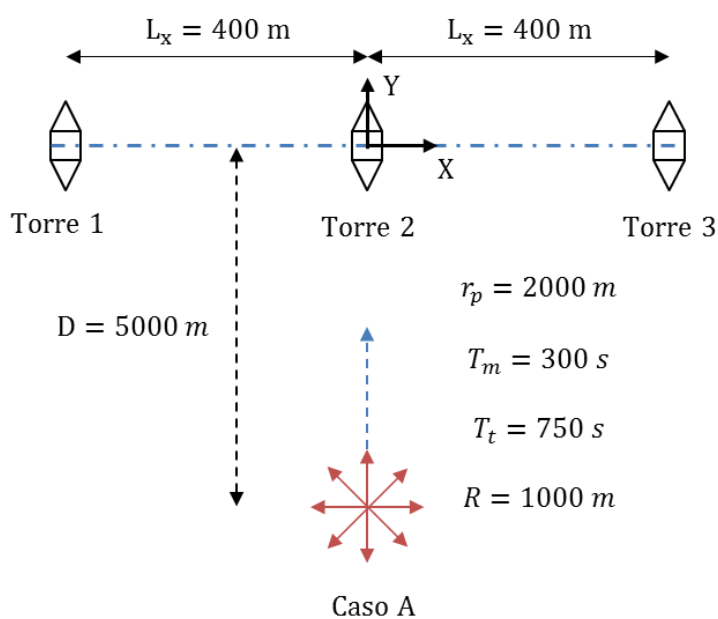


Figura 5. 5– Combinação de variáveis que geram o evento mais crítico para o sistema analisado.

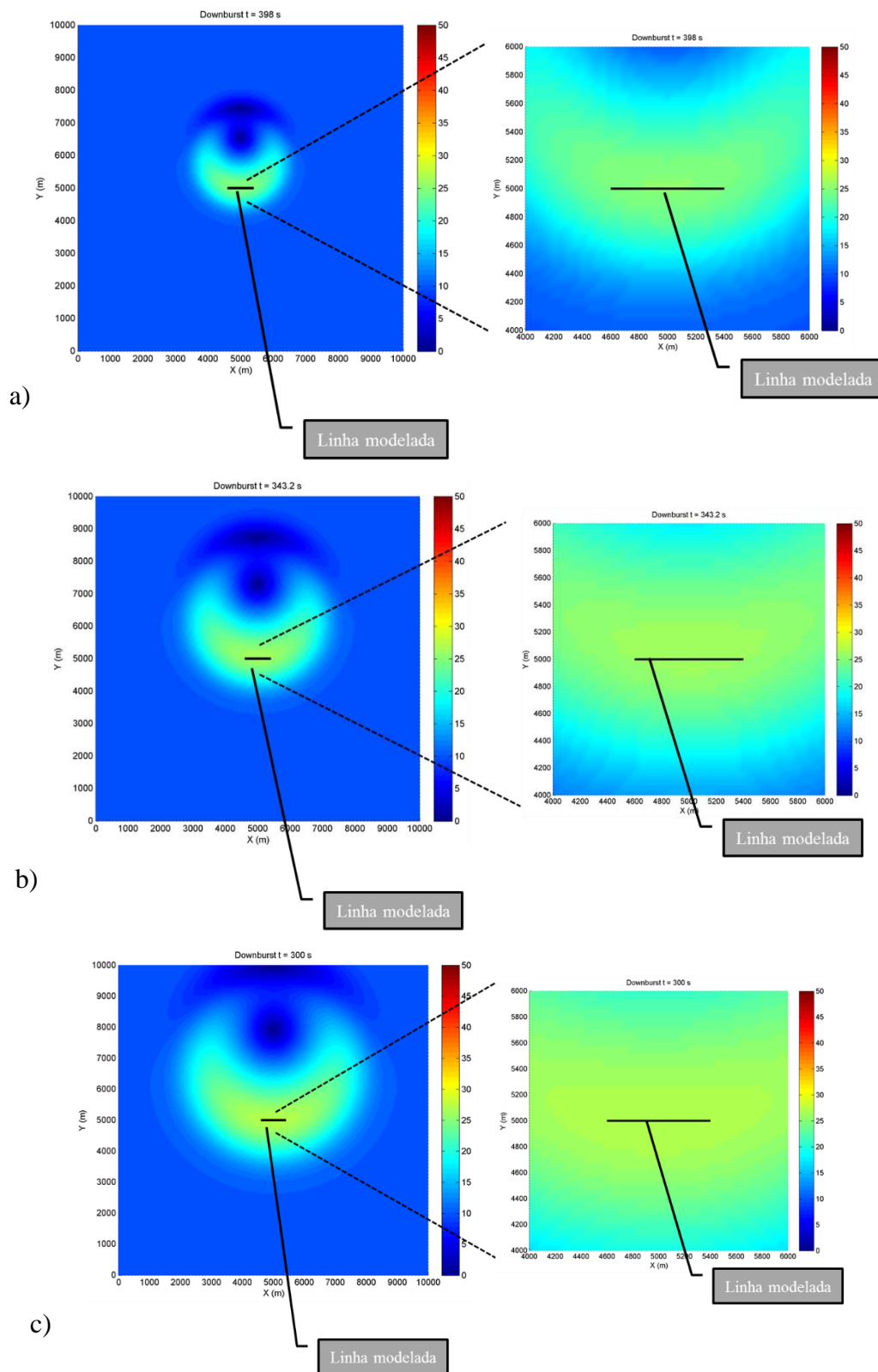


Figura 5. 6– Campo de velocidades horizontal para 10 metros de altura no instante de tempo onde ocorrem os máximos valores de energia elástica armazenada. a)  $r_p = 1000 m$ , b)  $r_p = 1500 m$ , c)  $r_p = 2000 m$ .

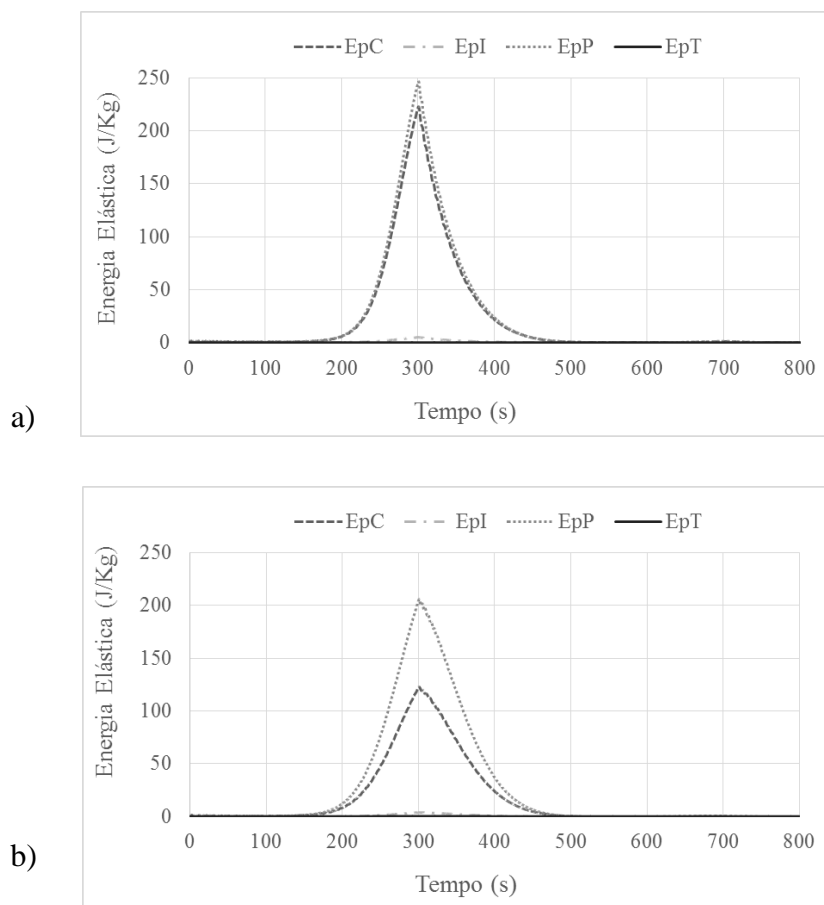


Figura 5. 7– Variação da energia elástica no tempo para a combinação crítica de variáveis. a) Modelo de Holmes, b) Modelo de Vicroy.

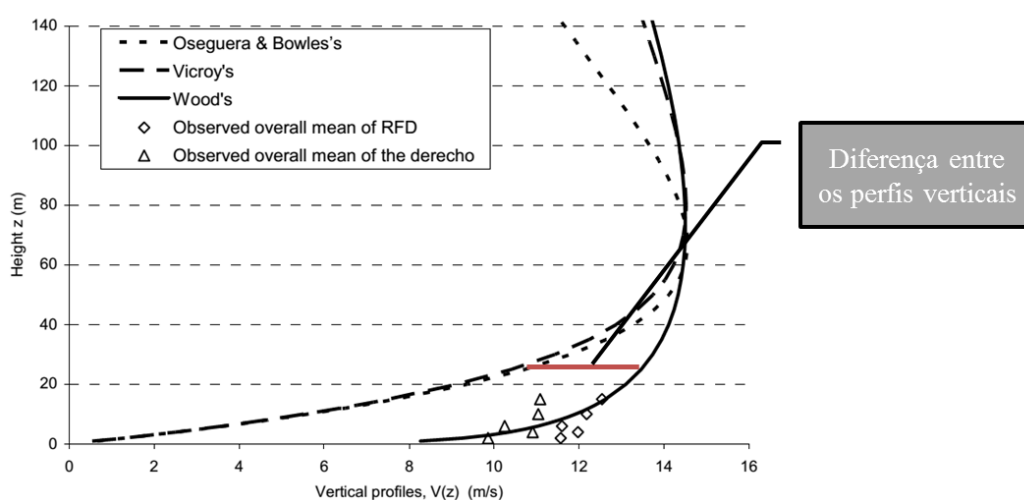
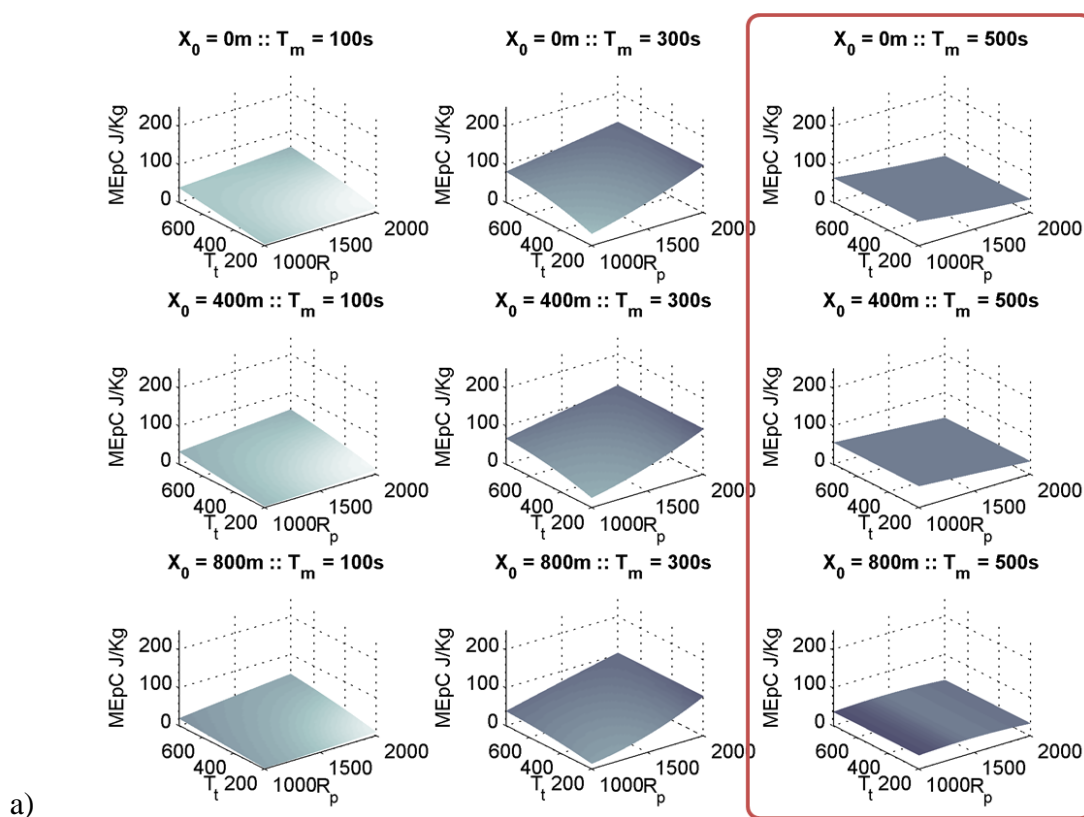
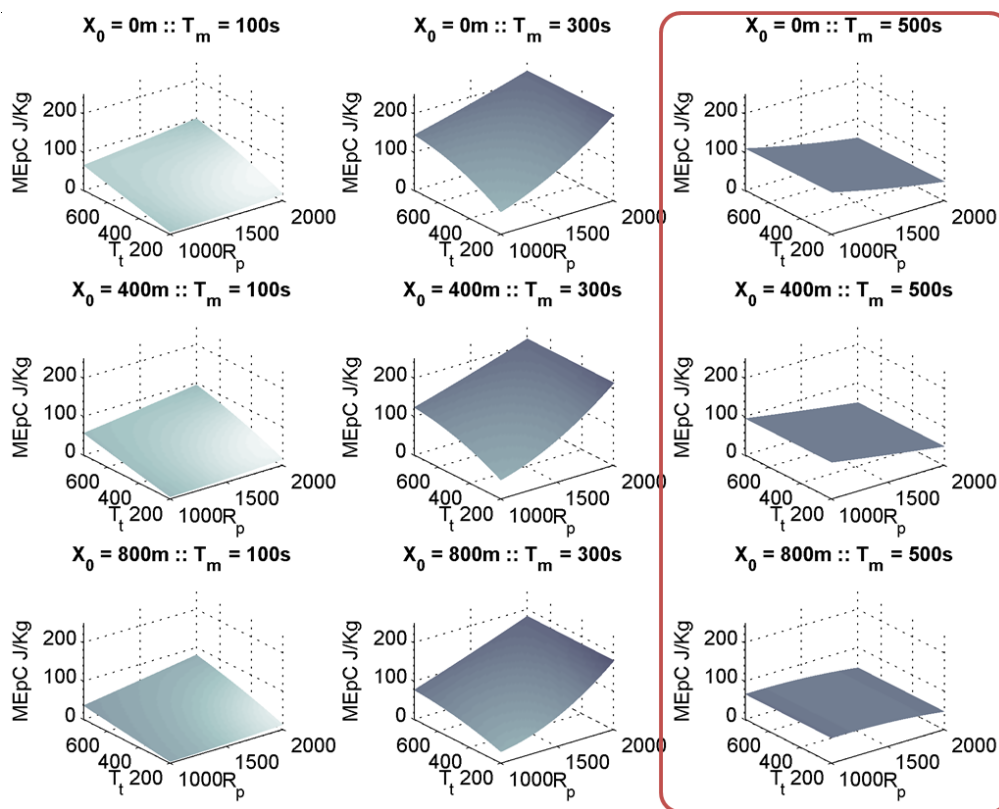


Figura 5. 8– Comparação entre os registros obtidos na pesquisa de Chen (2005) para diferentes perfis verticais. Fonte (CHEN, 2005).

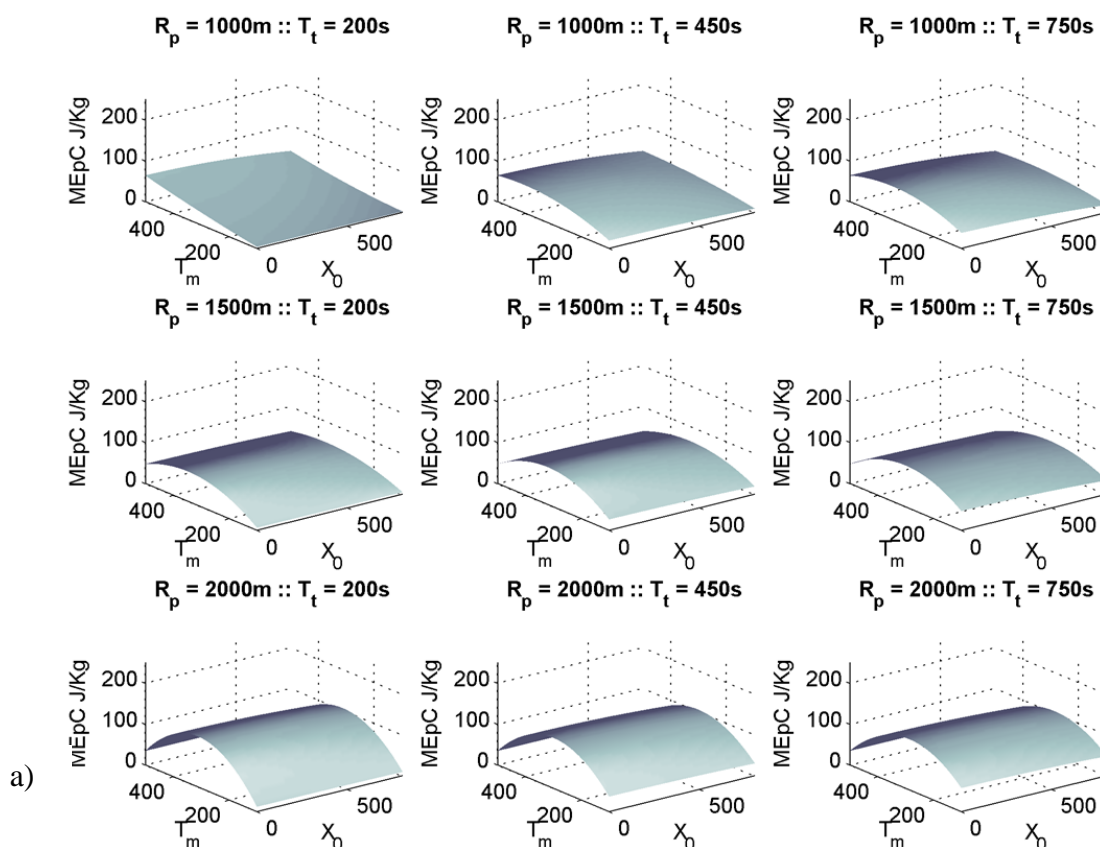
A partir dos valores de energia elástica máxima obtidos para cada combinação de variáveis foi realizado um estudo de sensibilidade dos parâmetros associados a cada modelo. Para tal, foram construídas funções bidimensionais com dois parâmetros escolhidos e os outros dois fixos. As superfícies representadas por estas funções permitem uma avaliação visual qualitativa da sensibilidade ao conjunto de parâmetros dos modelos. Na Figura 5.9 apresentam-se superfícies obtidas considerando a energia armazenada nos cabos condutores para as formulações utilizadas, fixando os parâmetros  $X_0$  e  $T_m$  e variando os valores das variáveis  $r_p$  e  $T_t$ , realizando uma análise dos gráficos representados pode-se concluir que existe um incremento monotônico crescente da energia com o aumento dos parâmetros  $r_p$  e  $T_t$  para a maioria dos casos, exceto quando  $T_m = 500$  s. O parâmetro para o qual a linha mostrou uma maior sensibilidade foi o  $T_m$ , o que pode ser visualizado na Figura 5.10, sendo que, quando o parâmetro assume o valor de 300 s obtem-se os máximos valores de energia elástica em todos os elementos da linha estudada. No caso da variável  $X_0$ , o estudo mostrou que na medida que o evento se desloca da torre central, o efeito do vento na linha começa a ser menor para os cabos da estrutura, embora a variação deste parâmetro não tem uma influência significativa na resposta da linha.





b)

Figura 5. 9– Comportamento da energia elástica máxima nos cabos condutores com a variação dos parâmetros  $T_t$  e  $r_p$  fixando  $X_0$  e  $T_m$ . a) Modelo de Vicroy, b) Modelo de Holmes.



a)

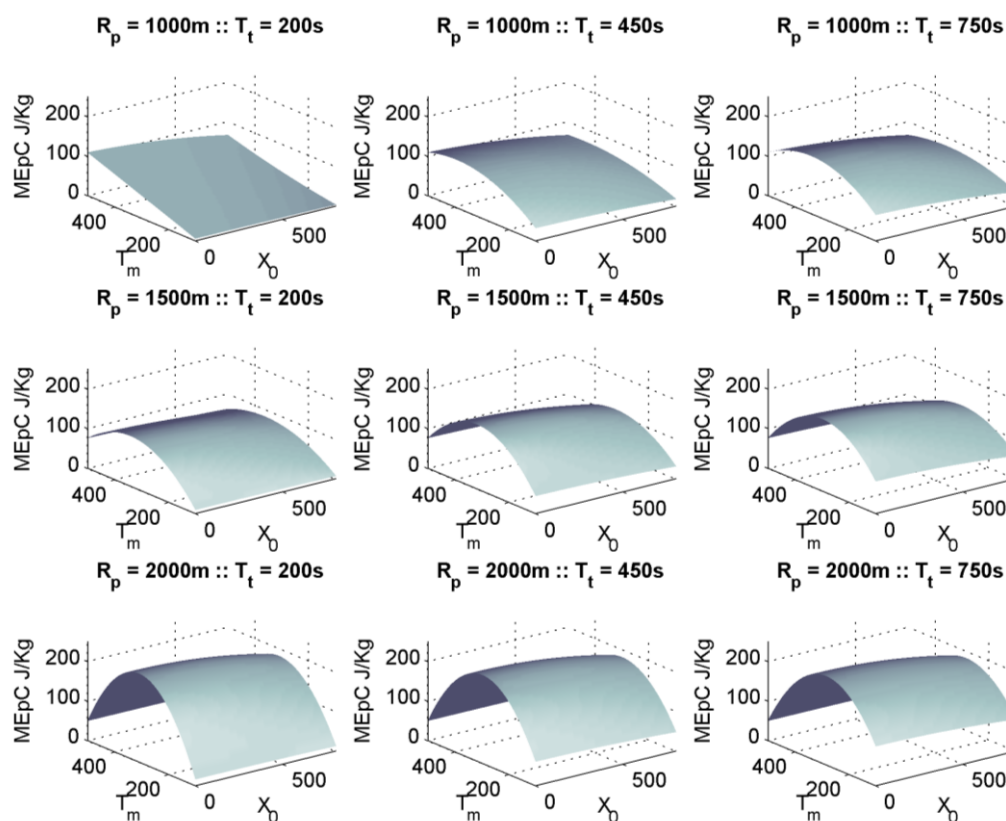


Figura 5. 10– Comportamento da energia elástica máxima nos cabos condutores com a variação dos parâmetros  $X_0$  e  $T_m$ , fixando as variáveis  $T_t$  e  $r_p$ . a) Modelo de Vicroy, b) Modelo de Holmes.

### 5.3 INFLUÊNCIA DAS FLUTUAÇÕES NA RESPOSTA RESONANTE DA LINHA DE TRANSMISSÃO

Neste item é efetuada uma análise da influência da componente flutuante na resposta ressonante da linha modelada. O campo de velocidades foi gerado de acordo com a metodologia apresentada por (AMBROSINI; RIERA; DANESI, 2002), a qual precisa de um espectro de densidade de potencias para a geração da componente longitudinal da carga de vento. A flutuação foi simulada como um processo estacionário totalmente correlacionado com média zero e desvio padrão igual à intensidade de turbulência.

O espectro de potencia da flutuação normalizada foi definido a partir da formulação empírica exibida na pesquisa de Chen e Letchford (2007), a qual baseia-se na tese de doutorado realizada por Chen (2005) (Figura 5.11). Chen e Letchford (2007) estabeleceram em sua investigação



que a intensidade de turbulência a 10 metros de altura correspondente ao espectro apresentado na equação 2.65 é 0.088.

$$S_u(\omega, z) = \frac{\sigma(z)^2}{2\pi} \times \left\{ \begin{array}{l} [1 - \phi_2(z)]^2 + \phi_1(z)^2 \\ + 2\phi_1(z)[1 - \phi_2(z)] \cos \omega \\ + 4\phi_2(z) \cos^2 \omega \end{array} \right\}^{-1} \quad (5.13)$$

Onde:

$\phi_1(z)$  e  $\phi_2(z)$  Coeficientes do modelo AR(2)

$\sigma(z)$  Desvio padrão do ruído branco do processo AR(2)

Sendo:

$$\sigma(z) = -0.0338 \ln(z) + 0.7825 \quad (5.14)$$

$$\phi_1(z) = -0.0777 \ln(z) - 0.7356 \quad (5.15)$$

$$\phi_2(z) = -0.0477 \ln(z) + 0.1557 \quad (5.16)$$

Posteriormente foi determinada a parte real  $Re(\omega)$  e a parte imaginária  $Im(\omega)$  da transformada de Fourier, através das equações apresentadas a continuação:

$$Re(\omega) = \sqrt{0.5 \cdot S_u(\omega, z)} \cdot Z \quad (5.17)$$

$$Im(\omega) = i \cdot \sqrt{0.5 \cdot S_u(\omega, z)} \cdot Z \quad (5.18)$$

Onde:

$S_u(\omega, z)$ : Espectro de potência das flutuações normalizadas;

$Z$ : Distribuição gaussiana de números aleatórios com média zero e desvio padrão unitário;

$i$ : Unidade imaginária.

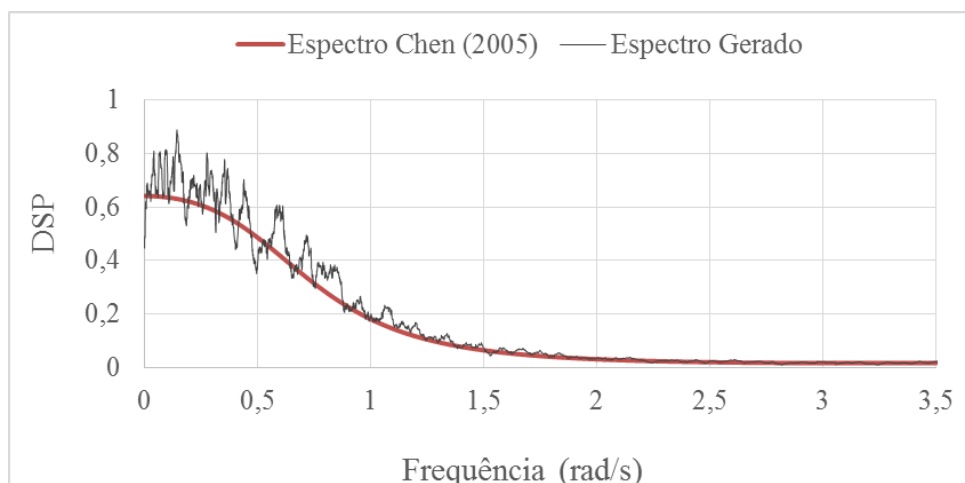


Figura 5. 11– Densidade espectral de potencia (DSP) das flutuações modelada através de equação 2.65.

Uma vez determinada a parte real e imaginaria da transformada de Fourier aplica-se transformada inversa à soma de  $Re(\omega)$  e  $Im(\omega)$  para a obtenção da flutuação, a qual foi escalada de forma tal que o desvio padrão é igual à intensidade de turbulência. Na Figura 5.12, apresenta-se a flutuação da intensidade de turbulência com o tempo gerada segundo o procedimento descrito anteriormente. É importante enfatizar que a intensidade de turbulência mostrada na figura foi afetada pelo modelo temporal descrito por Chay et. al (2006).

Como exemplo ilustrativo, o procedimento apresentado acima foi utilizado para simular o campo de velocidades das pesquisas de Holmes e Oliver (2000) e Qu e Ji (2009) incluindo as flutuações. Na Figura 5.13 mostra-se a variação da velocidade no tempo para ambos os modelos a 10 metros de altura.

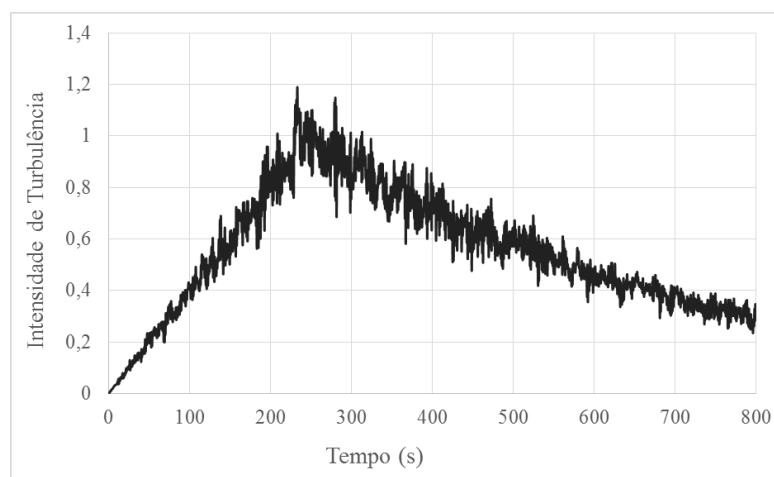


Figura 5. 12– Variação da intensidade de turbulência com tempo via espectro da equação 2.65.

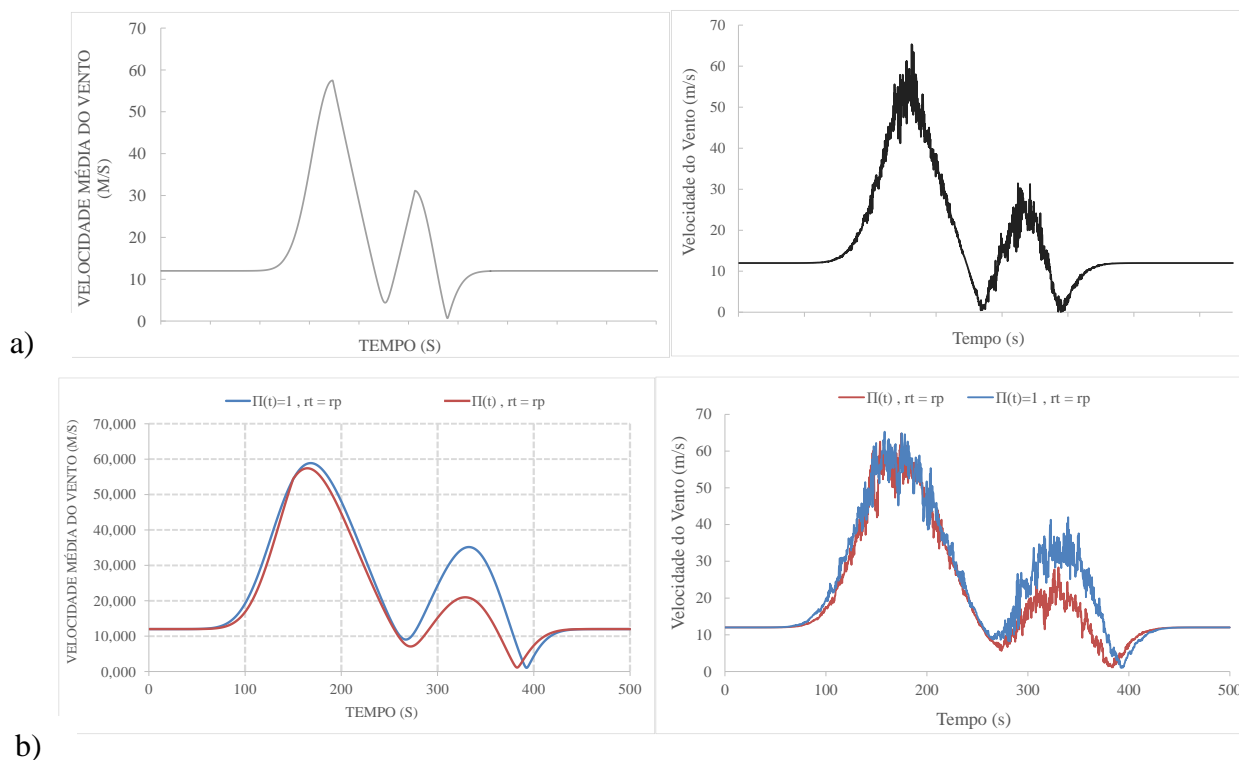


Figura 5. 13– Campo de velocidade simulado segundo o modelo: a) Holmes, b) Vicroy (esquerda vento médio e direita vento médio + flutuações).

Da mesma forma que foi realizado o estudo paramétrico incluindo só a ação da componente média da carga do vento atuando na estrutura, efetuou-se uma análise incorporando o efeito da componente flutuante. Embora seja necessário comentar que pelo fato da componente flutuante ter sido simulada considerando um campo de velocidade totalmente correlacionado, a resposta obtida através desta hipótese pode ser considerada conservadora. Na Figura 5.14 apresenta-se a variação de energia potencial nos cabos condutores para ambos os esquemas (com e sem turbulência), para a combinação que gera os resultados mais desfavorável na linha modelada.

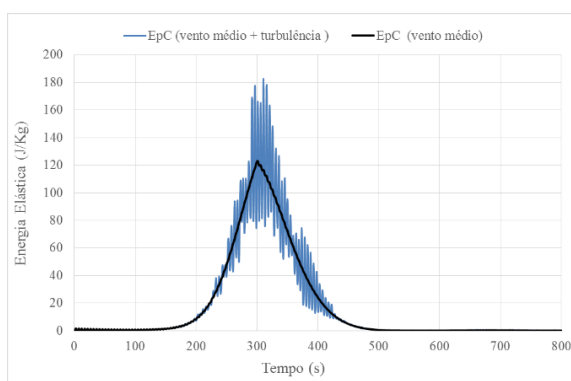
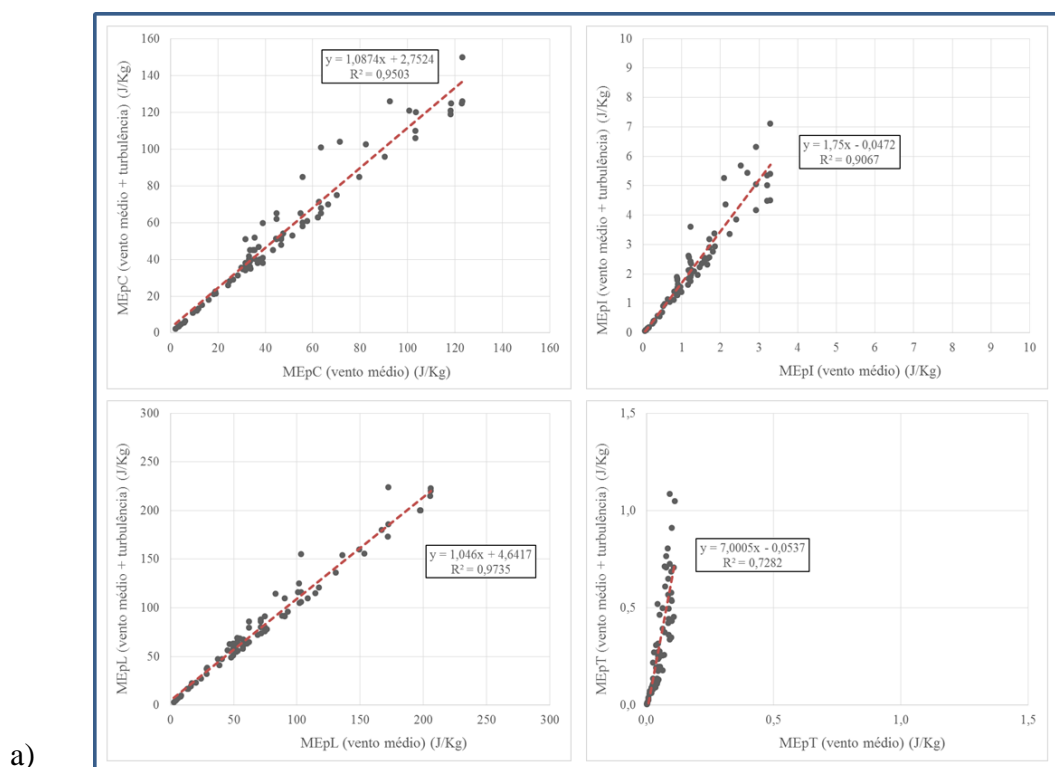


Figura 5. 14– Variação da energia potencial do cabo condutor no tempo com e sem a consideração das flutuações.

Para estimar a influência das flutuações na resposta ressonante da linha modelada, apresenta-se a Figura 5.15, a qual mostra a máxima energia potencial armazenada pelos componentes da linha para cada combinação de variáveis do estudo paramétrico realizado. Na figura o eixo das ordenadas representa os resultados da energia potencial máxima nos casos onde foi considerada a componente média mais as flutuações, e o eixo das abcissas representa os casos onde foi contemplada só a componente média.

Os resultados das linhas de tendência apresentadas na Figura 5.15 sugerem que no caso dos cabos condutores e para-raios, o efeito da componente ressonante na resposta dinâmica destes elementos pode ser desprezada. Este fato pode-se comprovar através dos valores obtidos na inclinação das linhas de tendência os quais para estes elementos atingem aproximadamente o valor unitário, resultado que se corresponde com as conclusões da pesquisa de Darwish et al. (2010). No estudo de Darwish et al. (2010) as flutuações foram simuladas como processos estocásticos totalmente correlacionados semelhante à metodologia utilizada nesta investigação, isto faz com que se maximize a resposta de fundo em comparação com a resposta ressonante.

No caso das torres e os isoladores os resultados mostraram uma alta sensibilidade destes elementos à componente ressonante, aspecto que deve ser analisado em pesquisas posteriores simulando corretamente a correlação espacial das flutuações do campo de velocidades do *downburst*.



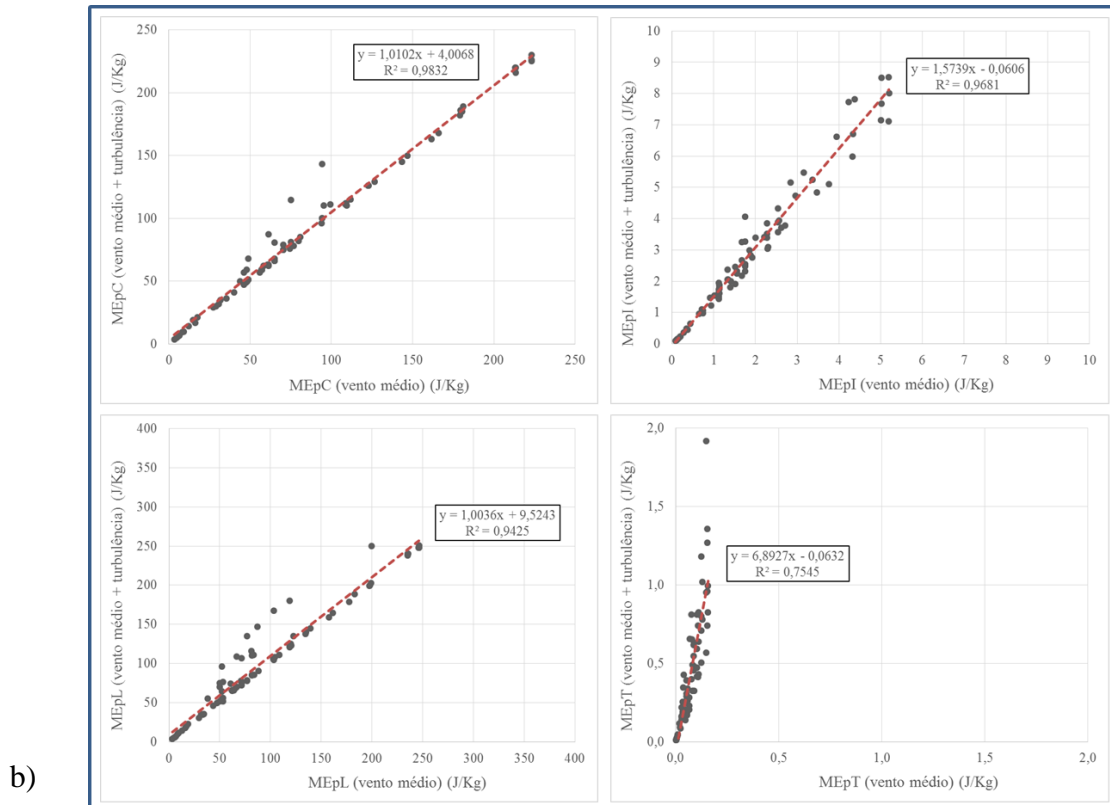


Figura 5. 15– Comparação entre os resultados da máxima energia armazenada nos elementos da linha de transmissão contemplando as flutuações no campo de velocidades média: a) Modelo de Vicroy, b) Modelo de Holmes.

## 5.4 CÁLCULO DA CARGA ESTÁTICA EQUIVALENTE

Para fins de dimensionamento estrutural, existe a possibilidade de se definirem vetores de forças estáticas equivalentes. Quando o projetista fornece massas, frequências e formas modais, a matriz de rigidez não está, a princípio, explicitamente disponível como é o caso desta pesquisa. Caso estivesse, a parcela dinâmica do vetor de cargas, para cada modo  $k$ , seria dada por:

$$\vec{P}_{k,peak} = \mathbf{K} \cdot \vec{u}_{k,peak} \quad (5.19)$$

onde, substituindo-se na equação 4.6, tem-se:

$$\vec{P}_{k,peak} = \vec{u}_{k,peak} \cdot \mathbf{K} \cdot \vec{\varphi}_k \quad (5.20)$$

e, aplicando-se na equação 5.19, chega-se a:

$$\vec{P}_{k,peak} = \omega_k^2 \cdot \vec{u}_{k,peak} \cdot \mathbf{M} \cdot \vec{\varphi}_k \quad (5.21)$$

que não faz uso da matriz de rigidez de forma explícita. Este vetor de cargas pode, então, ser lido por algum *software* comercial (SAP, TQS, STRAP e outros) para a obtenção da resposta em tensões e deslocamentos, bem como para verificações de dimensionamento. Na pesquisa atual, foi utilizado o programa SAP 2000 para esses fins, já que o programa oferece a possibilidade de realizar uma análise não-linear de tipo geométrico devido aos grandes deslocamentos que se manifestam nos cabos.

O efeito da não-linearidade foi capturado no MATLAB através de um teste realizado para a condição mais crítica de carga nos cabos. No teste foi definida a rigidez em termos de frequências naturais a ser utilizada no MATLAB de forma tal que os deslocamentos obtidos no programa `TLT_Simulation` fossem compatíveis com os deslocamentos obtidos no SAP para as forças estáticas equivalentes calculadas a partir da equação 5.14. Depois de várias simulações chegou-se à conclusão que majorando-se o peso próprio por um fator em torno de 2,23 resulta em frequências naturais que utilizadas no MATLAB produzem um deslocamento transversal ( $u_k$ ) no cabo para a condição mais crítica de carga de vento muito próximo ao obtido no SAP por meio de uma análise não-linear (Tabela 5.2) com o peso próprio correto.

Através do estudo também se constatou que em termos de carga estática equivalente considerar a rigidez correta não é tão significativo, devido ao fato de que os deslocamentos ( $u_k$ ) são calculados para uma dada rigidez e as forças estáticas equivalentes são calculadas para esta mesma rigidez no processo inverso. Portanto se a rigidez aumenta os deslocamentos são menores, mas as forças estáticas equivalentes resultam praticamente as mesmas. Na Figura 5.16 apresenta-se a soma algébrica das cargas estáticas equivalentes em cada um dos eixos analisados (x, y e z), para cada uma das rigidezes consideradas, onde se pode observar o anteriormente descrito.

Tabela 5. 2 Comparação do deslocamento transversal obtido a partir da análise não-linear no SAP 2000 e o obtido mediante o uso da superposição modal no MATLAB.

	<b>Deslocamento transversal no nó 699 (m)</b>					
	<b>1W</b>	<b>2W</b>	<b>2,23W</b>	<b>2,25W</b>	<b>2,5W</b>	<b>3W</b>
<b>SAP 2000 NON-LINEAR</b>	15,17	15,12	15,13	15,12	15,13	15,13
<b>SUPERPOSIÇÃO MODAL</b>	29,16	16,51	15,13	15,05	13,87	12,01

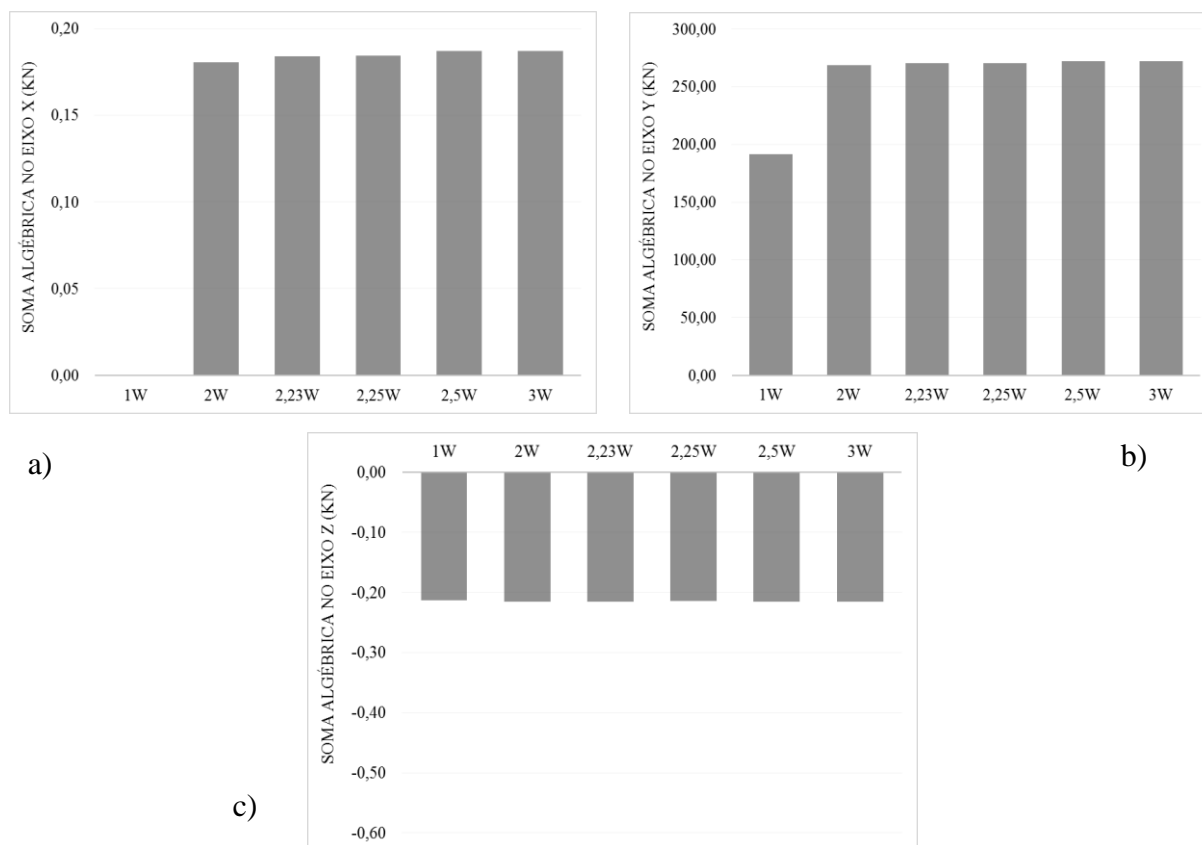


Figura 5. 16– Soma algébrica das forças estáticas equivalentes: a) eixo x, b) eixo y, c) eixo z.

Com as forças estáticas equivalentes voltou-se no SAP 2000 para o cálculo das tensões e deslocamentos da estrutura analisada, para posteriormente efetuar uma revisão estrutural da torre central e dos cabos condutores e para-raios.

## 5.5 REVISÃO ESTRUTURAL DA TORRE CENTRAL

Baseados nos resultados do estudo paramétrico foram escolhidos três cenários para realizar uma revisão estrutural da torre central da linha modelada, os quais são apresentados na Figura 5.17. Os três cenários foram estabelecidos devido à diferença de forças que é gerada nos cabos devido ao deslocamento do evento em relação à torre central (Figura 5.18).

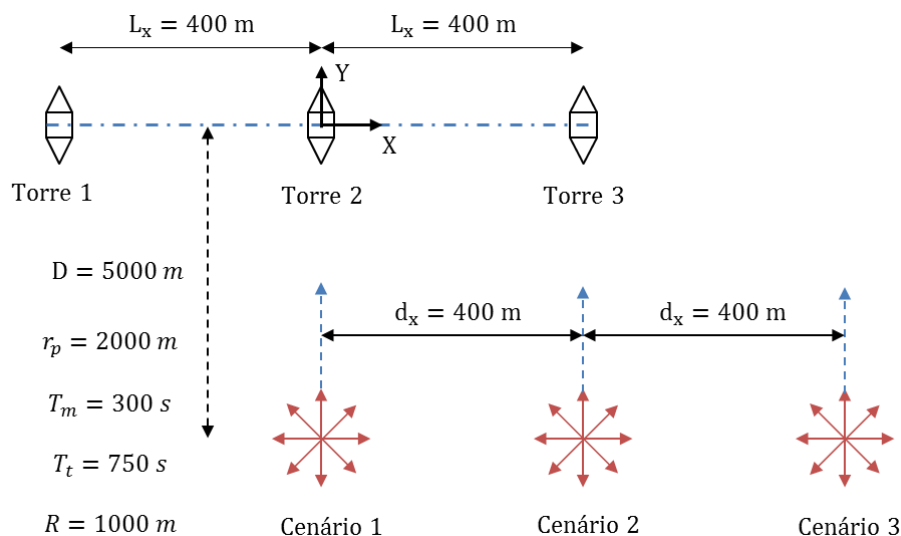


Figura 5. 17– Cenários considerados para a realização da revisão estrutural das columnas.

A revisão foi realizada segundo as recomendações da norma norteamericana de torres de telecomunicações ANSI/TIA-222-G do ano 2005 a qual encontra-se implementada no programa de elementos finitos utilizado e concentrou-se exclusivamente nas columnas devido à importância que elas têm na estrutura já que são os elementos mais solicitados, sendo que a falha de alguns de estes elementos implica o colapso da estrutura toda. Geralmente as columnas das treliças de torres de transmissão encontram-se submetidas à ação de esforços combinados de flexão e axial. Segundo a ANSI/TIA-222-G nas seções simétricas devem considerar-se as seguintes condições (TELECOMMUNICATIONS INDUSTRY ASSOCIATION, 2005):

$$a) \frac{P_u}{\phi P_n} \geq 0,2$$

$$\frac{P_u}{\phi P_n} + \frac{8}{9} \left( \frac{M_{ux}}{\phi_b M_{nx}} + \frac{M_{uy}}{\phi_b M_{ny}} \right) \leq 1 \quad (5.22)$$

$$b) \frac{P_u}{\phi P_n} < 0,2$$

$$\frac{P_u}{2\phi P_n} + \left( \frac{M_{ux}}{\phi_b M_{nx}} + \frac{M_{uy}}{\phi_b M_{ny}} \right) \leq 1 \quad (5.23)$$

Onde:

$P_u$ : Força axial atuante (N);



$P_u$ : Força axial resistente (N);

$M_{ux}$ : Momento atuante no eixo x (N mm);

$M_{uy}$ : Momento atuante no eixo y (N mm);

$M_{nx}$ : Momento resistente no eixo x (N mm);

$M_{ny}$ : Momento resistente no eixo y (N mm);

$\phi$ : Coeficiente de minoração da resistência, no caso de força axial de compressão (0.85);

$\phi_b$  Coeficiente de minoração da resistência a flexão (0.9).

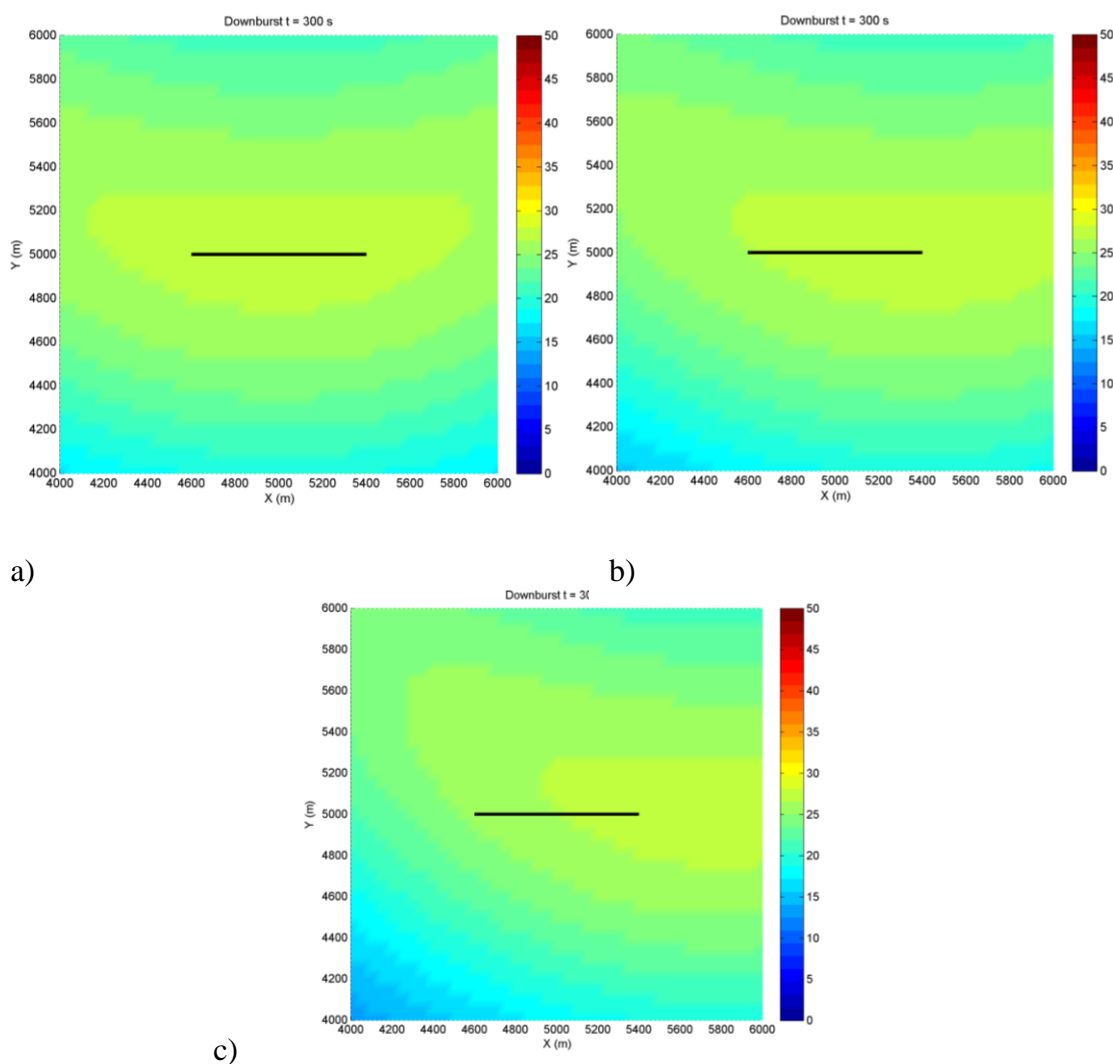


Figura 5. 18– Campo de velocidades de vento gerado a 10 metros de altura para diferentes valores de  $X_0$ . a)  $X_0 = 0$  m, b)  $X_0 = 400$  m, c)  $X_0 = 800$  m.

Na revisão estrutural efetuada os montantes foram denominados em A, B, C e D, conforme mostrado na Figura 5.19. No estudo foi identificada o montante mais solicitado a força axial de compressão e tração, no primeiro caso encontra-se o montante A e no segundo caso o montante C. A Figura 5.20 m a variação da força axial de compressão e tração nos montantes antes citados para os diferentes cenários apresentados na Figura 5.17. Nesta investigação as forças axiais de compressão foram consideradas como negativas e as de tração positivas, respeitando desta forma o critério empregado no programa de elementos finito utilizado.

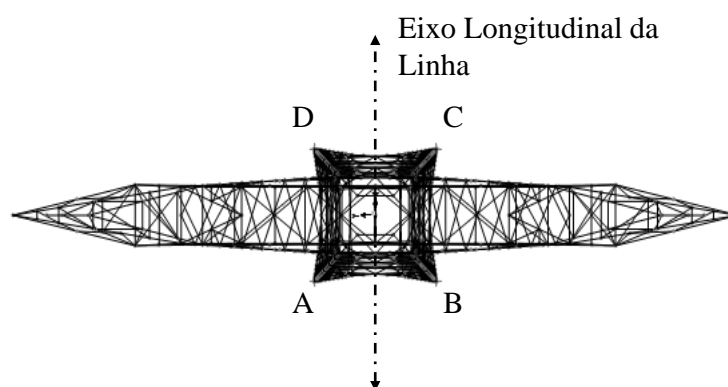


Figura 5. 19– Denominação dos montantes segundo os vértices correspondentes.

Na Figura 5.20 pode-se observar que a distribuição de força axial nas colunas mais solicitadas tanto de compressão quanto de tração , que difere do usual comportamento em balanço nesta tipologia estrutural quando solicitada a carga de vento, onde as maiores solicitações surgem em pontos próximos à base das torres. Outro detalhe interessante que pode-se verificar na figura é o incremento nas solicitações com o afastamento do evento da torre central da linha. Este fenômeno ocorre devido à diferença na carga de vento que atua entre vãos adjacentes, a qual provoca uma mudança nas tensões dos cabos, ocasionando a aparição de uma força de tração resultante que atua na direção longitudinal da linha, com grande magnitude, que causa flexão fora do plano da torre.

Na Figura 5.20 também pode-se verificar o fato de que no caso do Modelo de Holmes a diferença do Modelo de Vicroy as máximas solicitações apresentam-se no cenário 2, demonstrando mais uma vez a importância que tem a escolha do modelo na representação física do fenômeno.

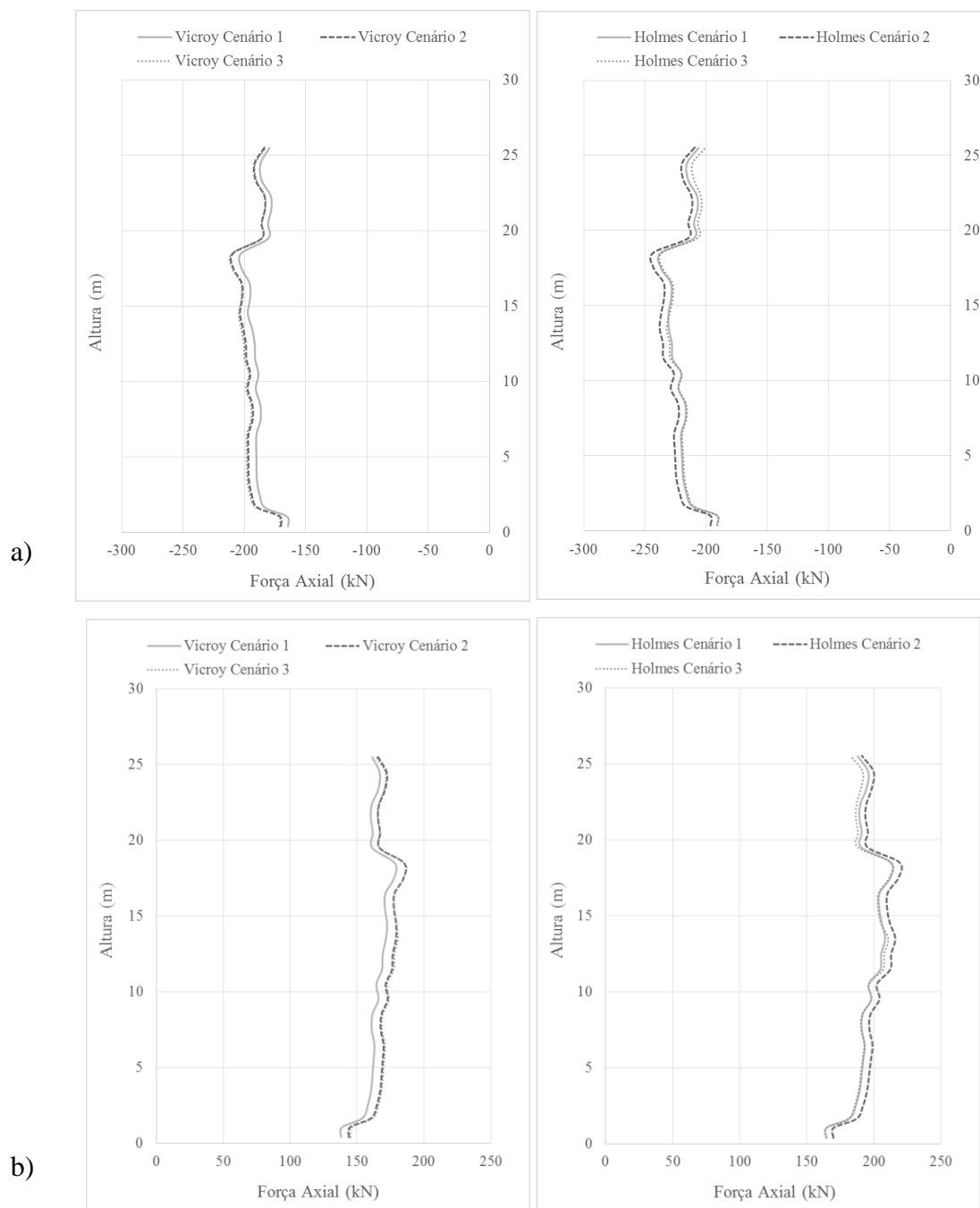
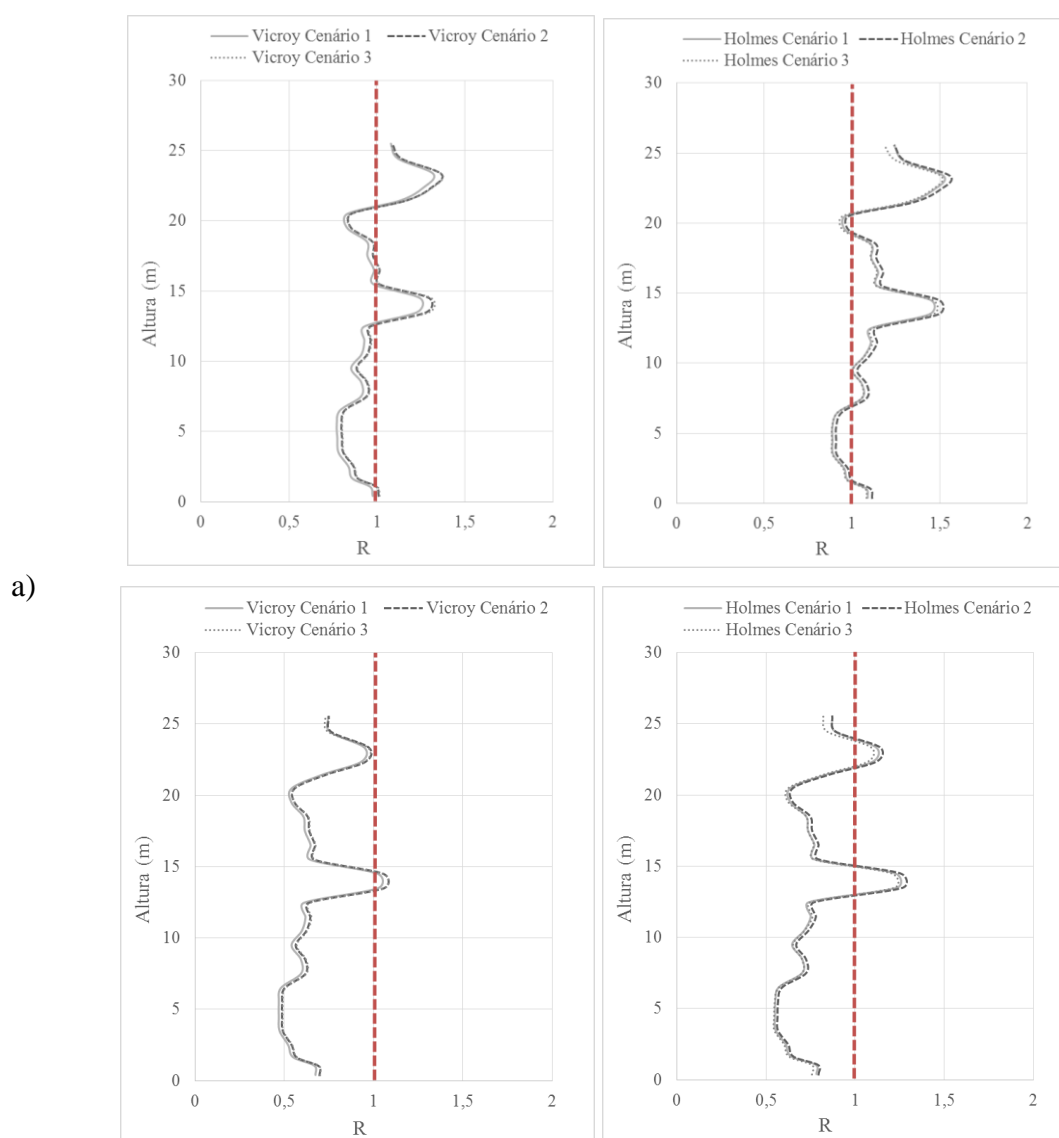


Figura 5. 20– Distribuição da força axial na altura da torre para os modelos considerados (Vicroy e Holmes). a) Montante mais solicitado a compressão, b) Montante mais solicitado a tração.

O aproveitamento da seção foi estimado através do parâmetro  $R$  o qual considera a capacidade resistente dos elementos estruturais em função das solicitações atuantes. Se o valor de  $R$

ultrapassa a unidade pode-se afirmar que o elemento falhou, seja por capacidade resistente ou por estabilidade.

Como pode ser observado na Figura 5.21 a falha do montante mais comprimido e tracionado encontra-se aproximadamente aos 14 e 23 metros de altura respectivamente. Este fato acontece, já que nesses pontos da torre deveria existir um sistema de enrijecimento horizontal capaz de absorver o momento fletor que se manifesta devido à torção (Figura 5.22), para demonstrar o antes descrito apresenta-se a Figura 5.23 a qual mostra a distribuição com a altura do momento fletor no montante mais comprimido.



b) 5. 21– Distribuição da relação demanda/capacidade (R) na altura da torre. a) Montante mais comprimido, b) Montante mais tracionado.

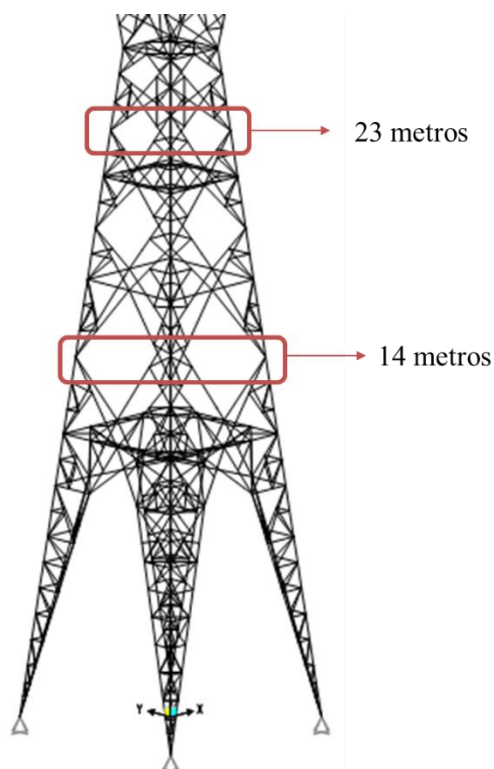


Figura 5. 22– Representação espacial da treliça da torre central da linha modelada .

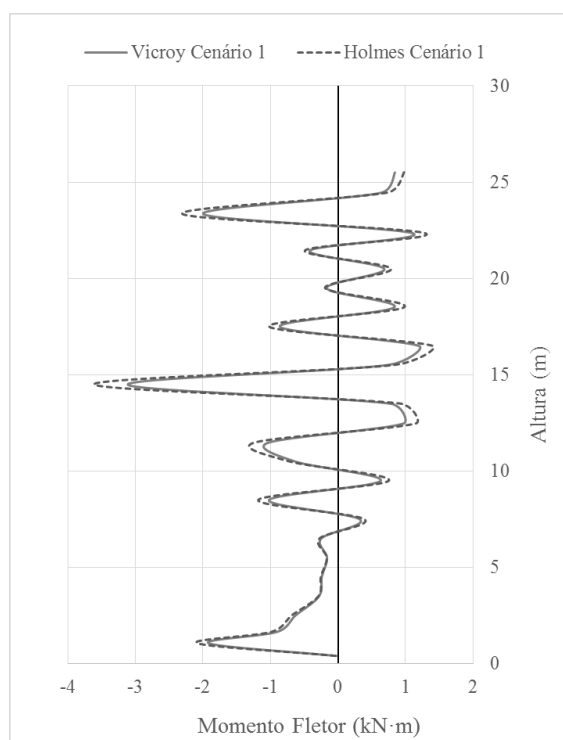


Figura 5. 23– Distribuição do momento fletor no montante mais comprimido da torre central.

Outra particularidade que é apresentada na figura é o fato de que a combinação de solicitações que provoca a maior relação demanda/capacidade encontra-se aproximadamente no primeiro terço da torre o que corresponde com o que ocorre usualmente na realidade (Figura 5.24).



Figura 5. 24– Colpasos de torres de transmissão tipo Delta resgistrados em Cândido Mota, no centro-oeste de São Paulo. Fonte: (DEOLHONOTEMPO, 2012).

Para completar os resultados da pesquisa foi programada uma rotina chamada `TLT_Static`, que incorporada ao programa `TLT_Simulation` é capaz de calcular a força estática do vento que atua em cada um dos nós da linha de transmissão, bem como a energia potencial armazenada pelos elementos da estrutura. Para o cálculo da carga de vento foram consideradas as seguintes condições:

- a) Intervalo de tempo da rajada segundo a NBR 6123 (5. 9843 s)
- b) Período de recorrência (50 anos)
- c) Rugosidade de terreno (Categoria II)

A partir das condições apresentadas acima o programa `Static` calcula a carga de vento em cada um dos nós da estrutura. Na Figura 5.25 é apresentado o perfil vertical de velocidade gerado no programa utilizando as considerações anteriores.

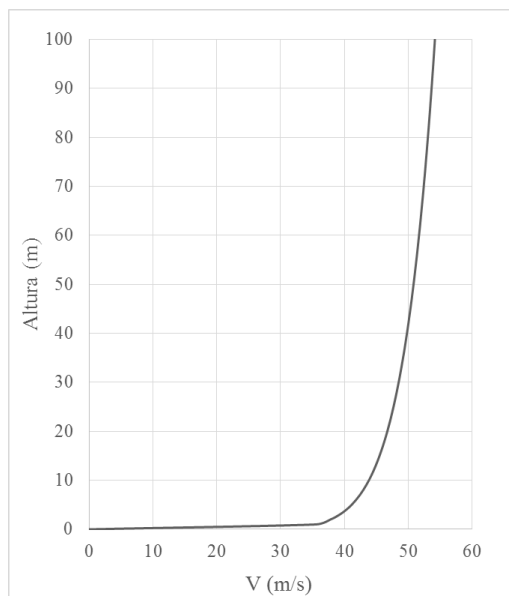


Figura 5. 25– Perfil vertical de velocidades gerado no programa *Static* para rugosidade de terreno (II), período de recorrência (50 anos).

Uma vez obtida a carga estática de vento, foi realizada uma revisão estrutural dos montantes da torre. Os resultados da revisão encontram-se representados na Figura 5.26 em conjunto com aqueles obtidos através dos modelos de *downburst* utilizados nesta pesquisa, tanto para a coluna mais comprimida quanto para a mais tracionada.

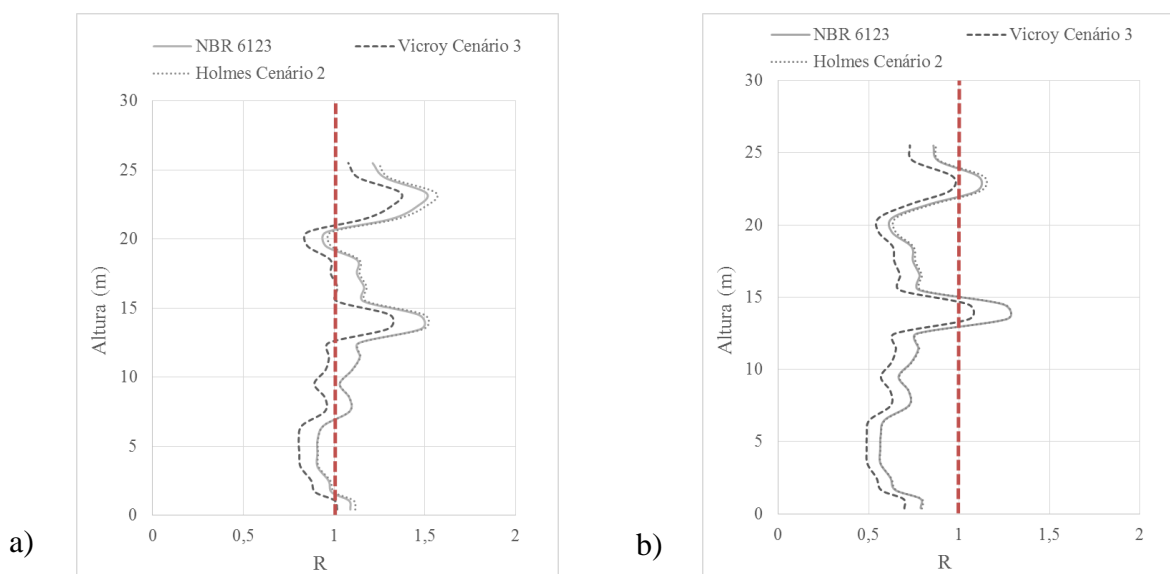


Figura 5. 26– Distribuição na altura da relação demanda/capacidade: a) Montante mais comprimido, b) Montante mais tracionado.

Conforme pode-se observar na Figura 5.26 a relação demanda/capacidade obtida segundo a NBR 6123 supera aquela obtida pelo modelo Vicroy, fato que se explica se analisarmos a Figura 5.27 a qual apresenta o perfil vertical simulado através da formulação da NBR 6123, o Modelo de Vicroy e o Modelo de Holmes. Na Figura 5.27 percebe-se que a velocidade de vento gerada a partir do Modelo de Vicroy para alturas próximas à superfície é muito menor que aquelas obtidas segundo a NBR 6123 e o Modelo de Holmes. Isto ocorre produto de que, embora o modelo modificado por Vicroy incorpora o efeito da fricção que gera o vento ao se aproximar na superfície, ele não consegue modelar com precisão o crescimento da camada limite (CHAY; ALBERMANI, 2004). No entanto no caso do modelo de Holmes, ele foi modificando utilizando o perfil vertical de Wood e Kwok que se adequa melhor ao crescimento da camada limite deste tipo de fenômenos (CHEN, 2005), já que o modelo em si mesmo só logra simular a componente horizontal do campo de velocidades do *downburst*.

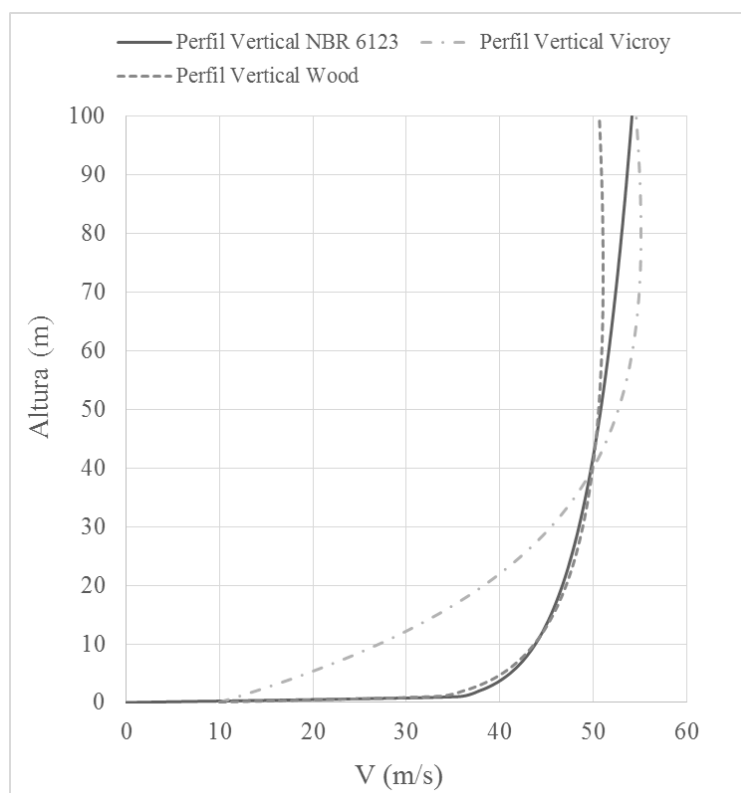


Figura 5. 27– Perfil vertical de velocidade gerado através dos modelos de Vicroy, Holmes e NBR 6123.

Considerando os resultados da revisão estrutural realizada foi proposto um sistema de enrijecimento horizontal da torre nas alturas de 14 e 23 m aproximadamente o qual pode ser visualizado na Figura 5.28.



A partir das modificações realizadas no sistema de contraventamento horizontal apresenta-se na Figura 5.29 a nova revisão estrutural efetuada, na qual pode-se visualizar a efetividade do sistema proposto no modelo onde são diminuídos os momentos fletores gerados nos montantes devido à torção gerada nesses pontos.

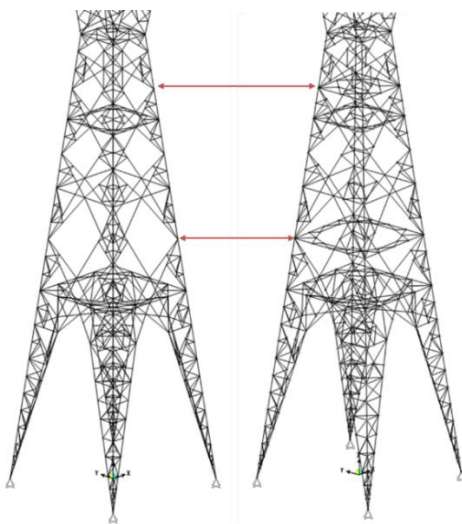


Figura 5. 28– Representação das modificações realizadas no modelo A-33 no sistema de enrijecimento horizontal.

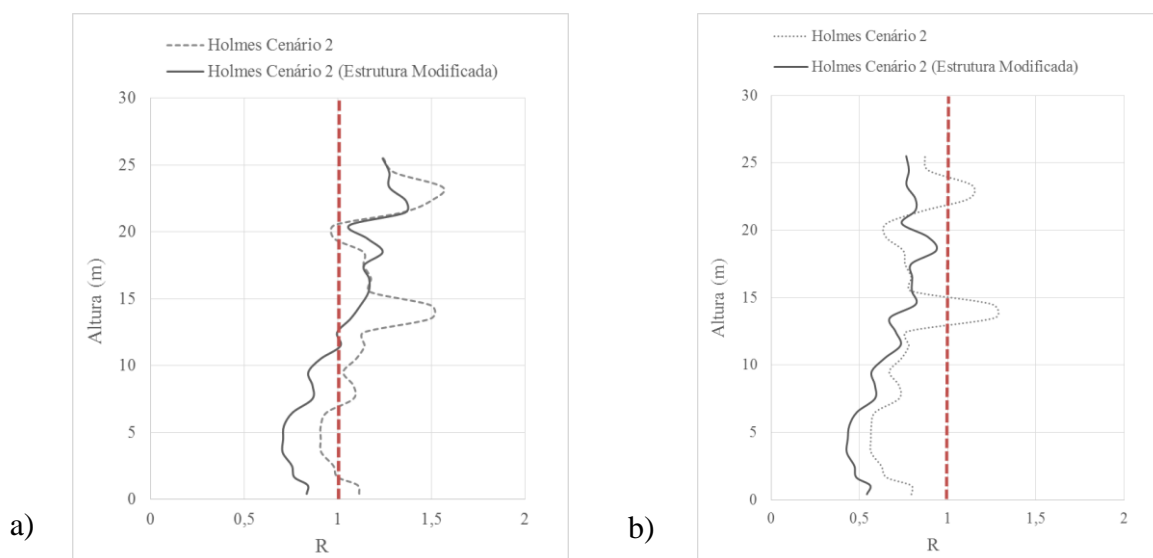


Figura 5. 29– Distribuição na altura da relação demanda/capacidade considerando as modificações estruturais realizadas na estrutura: a) Montante mais comprimido, b) Montante mais tracionado.

## 6 CONCLUSÃO

### 6.1 COMENTARIOS FINAIS E CONCLUSÕES

Existem inúmeras aplicações, em engenharia, que envolvem o fenômeno de interação vento-estrutura. Pela complexidade desses problemas, geralmente é necessário utilizar modelos analíticos e numéricos para realizar simulações que permitam prever o comportamento, bem como, a situação do evento que provoca os resultados mais críticos de sistemas estruturais em situações específicas. Os modelos apresentados na revisão bibliográfica deste trabalho constituem uma ferramenta que possibilita simular de forma analítica o campo de velocidades de vento durante um *downburst*. No entanto, para a aplicação correta destes modelos em estruturas como, por exemplo, sistemas de linhas de transmissão, precisa-se de um estudo detalhado de cada um deles, já que existem uma serie desses modelos que não se mostraram adequados, para a simulação do campo de velocidades de vento que atua em uma linha de transmissão. Neste contexto e com base em alguns destes modelos, implementou-se nesta pesquisa um programa computacional denominado `TLT_Simulation` capaz de gerar todas as componentes do campo de velocidades de um *downburst* em movimento e acoplar o campo de velocidades simulado a um sistema de linhas de transmissão composto por torres autoportantes tipo delta.

A partir dos resultados obtidos com o programa `TLT_Simulation` desenvolvido nesta dissertação em combinação com o SAP 2000, pode-se concluir o que segue nas linhas subsequentes.

Quanto ao estudo paramétrico realizado, verificou-se que a combinação de variáveis que provoca os resultados de forças internas mais críticos varia em relação a cada componente da linha considerado, sendo que, para os cabos condutores e para-raios, bem como, os isoladores, um *downburst* com uma trajetória simétrica com relação à torre central, com os seguintes valores nas variáveis [ $T_{m\acute{a}x}$  (300 s),  $T_t$  (750 s),  $r_p$  (2000 m),  $X_0$  (0 m)], gera a os resultados de solicitações mais desfavoráveis nestes elementos. No entanto, no caso da torre, uma trajetória do *downburst* assimétrica em relação à torre central da linha produz os resultados mais críticos, embora para o Modelo de Vicroy isto ocorra no cenário 3 e para o Modelo de Holmes no cenário 2. Este último acontece devido à diferença de forças que é gerada nos cabos ocasionada pelo deslocamento do evento em relação à torre central. Consequentemente, é gerada uma força

resultante que atua fora do plano de flexão da torre, a qual provoca o incremento na força axial dos elementos da torre.

O estudo de sensibilidade das variáveis envolvidas nos modelos implementados revelou que existe um incremento monotônico crescente da energia cinética armazenada com o aumento dos parâmetros  $r_p$  e  $T_t$  para a maioria dos casos, exceto quando  $T_m = 500$  s. O parâmetro para o qual a linha mostrou uma maior sensibilidade foi o  $T_m$ , sendo que, quando o valor é 300 s obtem-se os máximos valores de energia elástica em todos os elementos da linha estudada. No caso da variável  $X_\theta$ , o estudo mostrou que na medida que o evento se desloca da torre central, o efeito do vento na linha começa a ser menor para os cabos da estrutura, embora a variação deste parâmetro não tenha uma influência significativa na resposta da linha.

Da flutuação e sua influência no comportamento dinâmico na linha analisada, conclui-se que a consideração das flutuações na resposta dinâmica dos cabos condutores e para-raios pode ser desprezada, fato que foi comprovado através dos valores obtidos na inclinação das linhas de tendência realizadas. No entanto, esta conclusão não pode ser tomada como definitiva e precisa ser avaliada em análises posteriores, dado que a componente flutuante simulada neste trabalho foi considerada como um processo estocástico totalmente correlacionado (o que fez com que a resposta de fundo ficasse magnificada em relação à resposta ressonante). Em contrapartida, os resultados das linhas de tendência nos isoladores e a torre mostraram uma alta sensibilidade destes elementos à componente ressonante, aspecto que deve ser analisado em pesquisas futuras simulando corretamente a correlação espacial das flutuações do campo de velocidades do *downburst*.

A revisão estrutural da torre permitiu identificar que o modelo de Vicroy com as modificações efetuadas por Chay et al. (2006) gerou relações demanda/capacidade inferiores a que aquelas obtidas através do Modelo de Holmes e a metodologia proposta na NBR 6123 (1988). Demonstrando a importância que tem a correta simulação do crescimento da Camada Limite na caracterização do campo de velocidades que ocorre durante um *downburst*. A revisão também mostrou que os montantes do modelo A-33 de FURNAS não cumprem com os requisitos de resistência da carga vento que propõe a NBR 6123 (1988) e que podem colapsar ante um *downburst* com as características apresentadas nos cenários 2 e 3.

Através das modificações desenvolvidas no sistema de enrijecimento horizontal da torre foram observadas alterações no comportamento estrutural tanto da coluna mais comprimida quanto a

mais tracionada, sendo que, esta última depois de implementadas as modificações não sofre colapso, este fato aponta à realização de novos estudos nesta tipologia estrutural.

## 6.2 SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

Com base na revisão bibliográfica e no trabalho desenvolvido nesta pesquisa, sugere-se para a continuação do tema proposto:

- Estimar a incerteza dos modelos de *downburst* utilizados nesta pesquisa em comparação com resultado de CFD ou experimentos físicos realizados em WindEEE dome;
- Incluir no programa TLT\_Simulation a variação em função do tempo tanto do raio máximo quanto da altura onde ocorre a máxima velocidade;
- Ampliar as análises realizadas nesta pesquisa considerando uma razão de amortecimento mais adequada a esta tipologia estrutural, como por exemplo a proposta por (ABOSHOSHA, 2014);
- Estender o estudo realizado a outras tipologias estruturais empregadas no Brasil no sistema de transmissão da energia elétrica;
- Incluir em estudos futuros um modelo de turbulência mais adequado que contemple a falta de correlação espacial que acontece neste tipo de eventos, assim como a variação nas características da turbulência para diferentes topografias de terreno incluindo colinas e penhascos;
- Calibrar os resultados das simulações efetuadas no programa TLT\_Simulation com resultados em escala real;
- Estimar o fator de rajada (GFF) mediante o emprego das características turbulentas do downburst para diferentes condições de terreno, objetivando o cálculo das cargas pico de projeto para este tipo de evento.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABD-ELAAL, E.-S.; MA, X.; MILLS, J. E. **A newly developed analytical model of transient downburst wind loads** Proceedings of the 22th Australian Conference on the Mechanics of Structures and Material. **Anais...**Sydney, Australia: 2012

ABNT-ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6123 Forças devidas ao vento em edificações**, 1988.

ABOSHOSHA, H. **Response of transmission line conductors under downburst wind**. [s.l.] University of Western Ontario, 2014.

ABOSHOSHA, H.; BITSUAMLAK, G.; EL DAMATTY, A. Turbulence characterization of downbursts using LES. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 136, n. 0, p. 44–61, 2015.

ALBERMANI, F. G. A.; KITIPORNCHAI, S. Nonlinear Finite-Element Analysis of Latticed Transmission Towers. **Engineering Structures**, v. 15, n. 4, p. 259–269, 1993.

AL-BERMANI, F. G. A.; KITIPORNCHAI, S. Nonlinear analysis of transmission towers. **Engineering Structures**, v. 14, n. 3, p. 139–151, 1992.

ALBERMANI, F.; MAHENDRAN, M.; KITIPORNCHAI, S. Upgrading of transmission towers using a diaphragm bracing system. **Engineering Structures**, v. 26, n. 6, p. 735–744, 2004.

AMBROSINI, R. D.; RIERA, J. D.; DANESI, R. F. Analysis of structures subjected to random wind loading by simulation in the frequency domain. **Probabilistic Engineering Mechanics**, v. 17, n. 3, p. 233–239, jul. 2002.

ANEEL. <http://www.aneel.gov.br/aplicacoes/capacidadebrasil/capacidadebrasil.cfm>.

BATHE, K.-J.; WILSON, E. L. **Numerical methods in finite element analysis**. New Jersey: Prentice- Hall, 1976.

BATTISTA, R. C.; RODRIGUES, R. S.; PFEIL, M. S. Dynamic behavior and stability of transmission line towers under wind forces. **Journal of Wind Engineering and Industrial**

**Aerodynamics**, v. 91, n. 8, p. 1051–1067, 2003.

BLESSMANN, J. **Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento**. [s.l.] Editora da UFRGS, 2005.

BYERS, H. R.; BRAHAM, J. R. R. **The Thunderstorm** US Government Printing Office Washington, DC, , 1949.

CAPPELLARI, T. T. DE O. **Determinação da resposta dinâmica de feixes de condutores em linhas aéreas de transmissão**. [s.l.] Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2005.

CHAY, M. T. **Physical modeling of thunderstorm downbursts for wind engineering applications**. Texas: Texas Tech University, 2001.

CHAY, M. T.; ALBERMANI, F. **A review of downburst wind models for dynamic analysis of lattice structures**. Proceedings of the 18th Australasian conference on the mechanics of structures and materials. **Anais...**2004

CHAY, M. T.; ALBERMANI, F.; WILSON, R. Numerical and analytical simulation of downburst wind loads. **Engineering Structures**, v. 28, n. 2, p. 240–254, 2006.

CHEN, L. **Vector time-varying autoregressive (TVAR) models and their application to downburst wind speeds**. [s.l.] Texas Tech University, 2005.

CHEN, L.; LETCHFORD, C. W. A deterministic–stochastic hybrid model of downbursts and its impact on a cantilevered structure. **Engineering Structures**, v. 26, n. 5, p. 619–629, 2004.

CHEN, L.; LETCHFORD, C. W. Proper orthogonal decomposition of two vertical profiles of full-scale nonstationary downburst wind speeds. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 93, n. 3, p. 187–216, 2005.

CHEN, L.; LETCHFORD, C. W. Multi-scale correlation analyses of two lateral profiles of full-scale downburst wind speeds. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 94, n. 9, p. 675–696, 2006.

CHEN, L.; LETCHFORD, C. W. Numerical simulation of extreme winds from thunderstorm downbursts. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 95, n. 9-11, p. 977–990, 2007.

CHOI, E. C. C. Field measurement and experimental study of wind speed profile during thunderstorms. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 92, n. 3, p. 275–290, 2004.

CIGRE WG B2.06.09. **How overhead lines respond to localized high intensity winds**. France: International Council on Large Electric Networks, 2008.

CIGRÉ WG B2.16. **Report on current practices regarding frequencies and magnitude of high intensity winds**CIGRÉ Technical Brochure No. 256. Paris: International Council on Large Electric Networks, 2004.

COMPUTERS & STRUCTURES. CSI Analysis Reference Manual SAP2000. 2007.

CONCEIÇÃO, R. S. DA. **Torres de linha de transmissão (ltee) sob ação de ventos originados de ciclones extratropicais e de downbursts**. [s.l.] UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO, 2013.

DA SILVA, J. G. S. et al. Structural assessment of current steel design models for transmission and telecommunication towers. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 61, n. 8, p. 1108–1134, ago. 2005.

DAMASCENO, W. T. **Estruturas de torres sob ação de ventos originados de downbursts**. Rio de Janeiro: Universidade Federal de Rio de Janeiro, 2012.

DARWISH, M. M.; DAMATTY, A. A. EL; HANGAN, H. Dynamic characteristics of transmission line conductors and behaviour under turbulent downburst loading. **Wind and Structures**, v. 13, n. 4, p. 327–346, 2010.

DARWISH, M. M.; EL DAMATTY, A. A. Behavior of self supported transmission line towers under stationary downburst loading. **Wind and Structures**, v. 14, n. 5, p. 481–498, 25 set. 2011.

DAVENPORT, A. G. Dynamic Behaviour of Massive Guy Cables. **Journal of the Structural Division, ASCE**, p. 43–70, 1965.

DEMPSEY, D.; WHITE, H. B. Winds wreak havoc on lines. **Transmission and Distribution World**, v. 48, n. 6, p. 32–42, 1996.

DEOLHONOTEMPO. **Microburst pode ter atingido Cândido Mota (SP)**. Disponível em: <deolhonotempo.com.br/site/microburst-pode-ter-atingido-candido-mota-sp/>.

DESAI, Y. M. et al. Finite element modelling of transmission line galloping. **Computers & Structures**, v. 57, n. 3, p. 407–420, 1995.

FADEL MIGUEL, L. F. et al. Dynamic response of a 190m-high transmission tower for a large river crossing. **Journal of Civil Engineering and Management**, p. 1–11, 25 ago. 2015.

FADEL MIGUEL, L. F.; RIERA, J. D. **Loads induced on tall structures by thunderstorm winds in temperate latitudes** International Conference on Structural Safety and Reliability. **Anais...**New York, USA: 2013

FUJITA, T. T. **Manual of downburst identification for Project NIMROD**. United States: Chicago University, 1978.

FUJITA, T. T. Tornadoes and Downbursts in the Context of Generalized Planetary Scales. **Journal of the Atmospheric Sciences**, v. 38, n. 8, p. 1511–1534, 1981.

FUJITA, T. T. The Downburst: Microburst and Macroburs. **Sattellite and Mesometeorology Research**, v. Research P, p. 122, 1985.

GANI, F.; LÉGERON, F. Dynamic response of transmission lines guyed towers under wind loading. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 37, n. 3, p. 450–465, mar. 2010.

GHENO, R. M. **Campo de velocidades gerado pela combinação de ventos convectivos e sinóticos em cabos suspensos**. [s.l.] Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2014.

GOLDBERG, J. E.; GAUNT, J. T. Stability of guyed towers. **Journal of the Structural Division**, v. 99, n. 4, p. 741–756, 1973.

GREY, M. **Finite Element Seismic Analysis of Guyed Masts**. Beckley, Oxford: University of Oxford, 2006.

HJELMFELT, M. R. Structure and Life Cycle of Microburst Outflows Observed in Colorado. **Journal of Applied Meteorology**, v. 27, n. 8, p. 900–927, 1988.

HOLMES, J. D.; OLIVER, S. E. An empirical model of a downburst. **Engineering Structures**, v. 22, n. 9, p. 1167–1172, 2000.



IEC-60826. **International Standard: Design criteria of overhead transmission lines** International Electrotechnical Commission, , 2003.

IRVINE, H. M. **Cable structures**. [s.l.] London: MIT Press, 1981.

KAMINSKI, J. J. **Incertezas de Modelo na Análise de Torres Metálicas Treliçadas de Linhas de Transmissão**. Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul , 2007.

KAŇÁK, J. et al. Case study of the 9 May 2003 windstorm in southwestern Slovakia. **Atmospheric Research**, v. 83, n. 2-4, p. 162–175, fev. 2007.

KIM, J.; HANGAN, H. Numerical simulations of impinging jets with application to downbursts. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 95, n. 4, p. 279–298, 2007.

KUMAR DAS, K.; GHOSH, A. K. **Numerical Investigation of the Wind Profile During Downburst Lines Using Multiple Impinging Jet Model** Proceedings of the Eighth Asia-Pacific Conference on Wind Engineering. **Anais...** Singapore: Research Publishing Services, 2013 Disponível em: <<http://rpsonline.com.sg/proceedings/9789810780111/html/132.xml>>

LEANING, J.; GUHA-SAPIR, D. Natural disasters, armed conflict, and public health. **New England journal of medicine**, v. 369, n. 19, p. 1836–1842, 2013.

LETCHFORD, C. W.; CHAY, M. T. Pressure distributions on a cube in a simulated thunderstorm downburst. Part B: Moving downburst observations. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 90, n. 7, p. 733–753, 2002.

LI, C. et al. **Simulations of moving downbursts using CFD** The Seventh Asia-Pacific Conference on Wind Engineering. . **Anais...** Taipei, Taiwan: 2009

LI, C. Q. A stochastic model of severe thunderstorms for transmission line design. **Probabilistic Engineering Mechanics**, v. 15, n. 4, p. 359–364, 2000.

LIMA, D. R. O. DE; MENEZES, W. F. **Queda de estruturas de linha de transmissão de energia elétrica em cachoeira paulista (SP) e a ocorrência de tempestades severas –um estudo de caso** Congresso Brasileiro de Meteorologia, 2004.

LIMA, E. G. DE. **Análise da ocorrência de Downbursts no Brasil e estudo da simulação do**

**fenômeno.** Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul , 2014.

LIN, W. E. et al. The response of an overhead electrical power transmission line to two types of wind forcing. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 100, n. 1, p. 58–69, 2012.

LIN, W. E.; SAVORY, E. Large-scale quasi-steady modelling of a downburst outflow using a slot jet. **Wind and Structures**, v. 9, n. 6, p. 419–440, 2006.

LOREDO-SOUZA, A. M. **The Behaviour Of Transmission Lines Under High Winds.** Ontario: University of Western Ontario, 1996.

LUNDGREN, T. S.; YAO, J.; MANSOUR, N. N. Microburst modelling and scaling. 1992.

MADUGULA, M. K. S. **Dynamic Response of Lattice Tower and Guyed Mast.** Virginia, USA: [s.n.].

MARCELINO, E. V. **Desastres naturais e geotecnologias: conceitos básicos.** Santa Maria: Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais , 2008.

MASON, M. S.; WOOD, G. S.; FLETCHER, D. F. Numerical investigation of the influence of topography on simulated downburst wind fields. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 98, n. 1, p. 21–33, 2010.

MCCONVILLE, A. C.; STERLING, M.; BAKER, C. J. The physical simulation of thunderstorm downbursts using an impinging jet. **Wind and Structures**, v. 12, n. 2, p. 133, 2009.

MINISTÉRIO DE MINAS E ENERGIA. **Ata de Reunião do CMSE** Brasília , 2005.

NASA. <http://earthobservatory.nasa.gov/IOTD/view.php?id=6679>.

NASCIMENTO, E. DE L. Previsão de tempestades severas utilizando-se parâmetros convectivos e modelos de mesoescala: uma estratégia operacional adotável no brasil? **Revista Brasileira de Meteorologia**, v. 20, n. 1, p. 121–140, 2005.

NGUYEN, H. H. **The Influence of Thunderstorm Downbursts on Wind Turbine Design.** [s.l.] The University of Texas at Austin, 2012.

NOAA. **Sever Thunderstorms and Tornadoes.**

OLIVEIRA, M. I. R. DE. **Análise Estrutural de Torres de Transmissão de Energia Submetidas aos Efeitos Dinâmicos Induzidos pelo Vento.** Rio de Janeiro: Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2006.

OLIVEIRA, A. B. **Plano de atendimento a emergências com queda de torres em linhas de transmissão: medidas corretivas e preventivas XIX SNPTEER** Rio de Janeiro, 2007.

OSEGUERA, R. M.; BOWLES, R. L. **A simple, analytic 3-dimensional downburst model based on boundary layer stagnation flow.** Hampton, VA: [s.n.].

PONTE JR, J. **Modelagem e simulação do campo de velocidades do vento em tormentas elétricas.** Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2005.

PONTE, J.; RIERA, J. D. Simulation of extreme wind series caused by thunderstorms in temperate latitudes. **Structural Safety**, v. 32, n. 4, p. 231–237, jul. 2010.

QU, W.-L.; JI, B.-F. **Numerical simulation of downburst wind loads using modified OBV model** APCWE-VII, The Seventh Asia-Pacific Conference on Wind Engineering. **Anais...**2009

RIERA, J. D.; PONTE JR, J. Recent Brazilian research on thunderstorm winds and their effects on structural design. **Wind & Structures**, v. 15, n. 2, p. 111–129, 2012.

RIERA, J. D.; ROCHA, M. M. **Load definition for wind design and reliability assessments: Extreme wind climate** Wind effects on buildings and structures . **Anais...**Porto Alegre: 1998

RIERA, J. D.; VIOLLAZ, A. J.; REIMUNDIN, J. C. Some recent results on probabilistic models of extreme wind speeds. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 2, n. 3, p. 271–287, nov. 1977.

RIPPEL, L. I. **Estudo em túnel de vento do arrasto aerodinâmico sobre torres treliçadas de linhas de transmissão.** Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2005.

RODRIGUES, R. S. **Mecânica do Colapso Aeroelástico de Torres TEE.** Rio de Janeiro: Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2004.

ROMATSCHKE, U.; HOUZE JR, R. A. Extreme summer convection in South America.

**Journal of Climate**, v. 23, n. 14, p. 3761–3791, 2010.

SAMARAS, E.; SHINZUKA, M.; TSURUI, A. ARMA Representation of Random Processes. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 111, n. 3, p. 449–461, 1985.

SAVORY, E. et al. Modelling of tornado and microburst-induced wind loading and failure of a lattice transmission tower. **Engineering Structures**, v. 23, n. 4, p. 365–375, abr. 2001.

SENGUPTA, A.; SARKAR, P. P. Experimental measurement and numerical simulation of an impinging jet with application to thunderstorm microburst winds. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 96, n. 3, p. 345–365, 2008.

SHEHATA, A. Y. **Analysis and Behaviour of Guyed Transmission Line Structures Under Downburst Wind Loading**. [s.l.] The University of Western Ontario, 2006.

SHEHATA, A. Y.; EL DAMATTY, A. A. Behaviour of guyed transmission line structures under downburst wind loading. **Wind and Structures**, v. 10, n. 3, p. 249–268, 25 jun. 2007.

SHEHATA, A. Y.; EL DAMATTY, A. A. Failure analysis of a transmission tower during a microburst. **Wind and Structures**, v. 11, n. 3, p. 193–208, 25 jun. 2008.

SHEHATA, A. Y.; EL DAMATTY, A. A.; SAVORY, E. Finite element modeling of transmission line under downburst wind loading. **Finite elements in analysis and design**, v. 42, n. 1, p. 71–89, 2005.

SINGH, K. DE S. **Análise estática de torres metálicas treliçadas autoportantes para linhas de transmissão**. [s.l.] Universidade de Brasília, 2009.

SOARES, F. G.; SILVA, P. R. R. L. DA; MELLO, R. C. DE. **Acidentes na LT 138 kV C.S. PCH Paraíso/Chapado do Sul: Evidencia de atuação de vento de alta intensidade XIX SNPTEER** Rio de Janeiro, 2007.

SPARLING, B. F.; DAVENPORT, A. G. Nonlinear dynamic behaviour of guy cables in turbulent winds. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 28, n. 1, p. 98–110, 2001.

TELECOMMUNICATIONS INDUSTRY ASSOCIATION. “**Structural standards for Steel Antenna Towers and Antenna Supporting Structures**”, TIA/EIA-222-GEUA, 2005.

VERMEIRE, B. C.; ORF, L. G.; SAVORY, E. Improved modelling of downburst outflows for

wind engineering applications using a cooling source approach. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 99, n. 8, p. 801–814, 2011.

VICROY, D. D. **A simple, analytical, axisymmetric microburst model for downdraft estimation**. [s.l: s.n.].

VICROY, D. D. Assessment of Microburst Models for Downdraft Estimation. **Journal of Aircraft**, v. 29, n. 6, p. 1043–1048, 1992.

WILSON, J. W. et al. Microburst Wind Structure and Evaluation of Doppler Radar for Airport Wind Shear Detection. **Journal of Climate and Applied Meteorology**, v. 23, n. 6, p. 898–915, 1 jun. 1984.

WILSON, J. W.; WAKIMOTO, R. M. The Discovery of the Downburst: T. T. Fujita's Contribution. **Bulletin of the American Meteorological Society**, v. 82, n. 1, p. 49–62, 2001.

WOOD, G. S. et al. Physical and numerical modelling of thunderstorm downbursts. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 89, n. 6, p. 535–552, 2001.

WOOD, G. S.; KWOK, K. C. S. **An empirically derived estimate for the mean velocity profile of a thunderstorm downburst** 7th AWES Workshop. . **Anais...Auckland**: 1998

YAO, J.; LUNDGREN, T. S. **Experimental investigation of microbursts** **Experiments in Fluids**, 1996.

ZHU, S.; ETKIN, B. Model of the wind field in a downburst. **Journal of Aircraft**, v. 22, n. 7, p. 595–601, 1985.

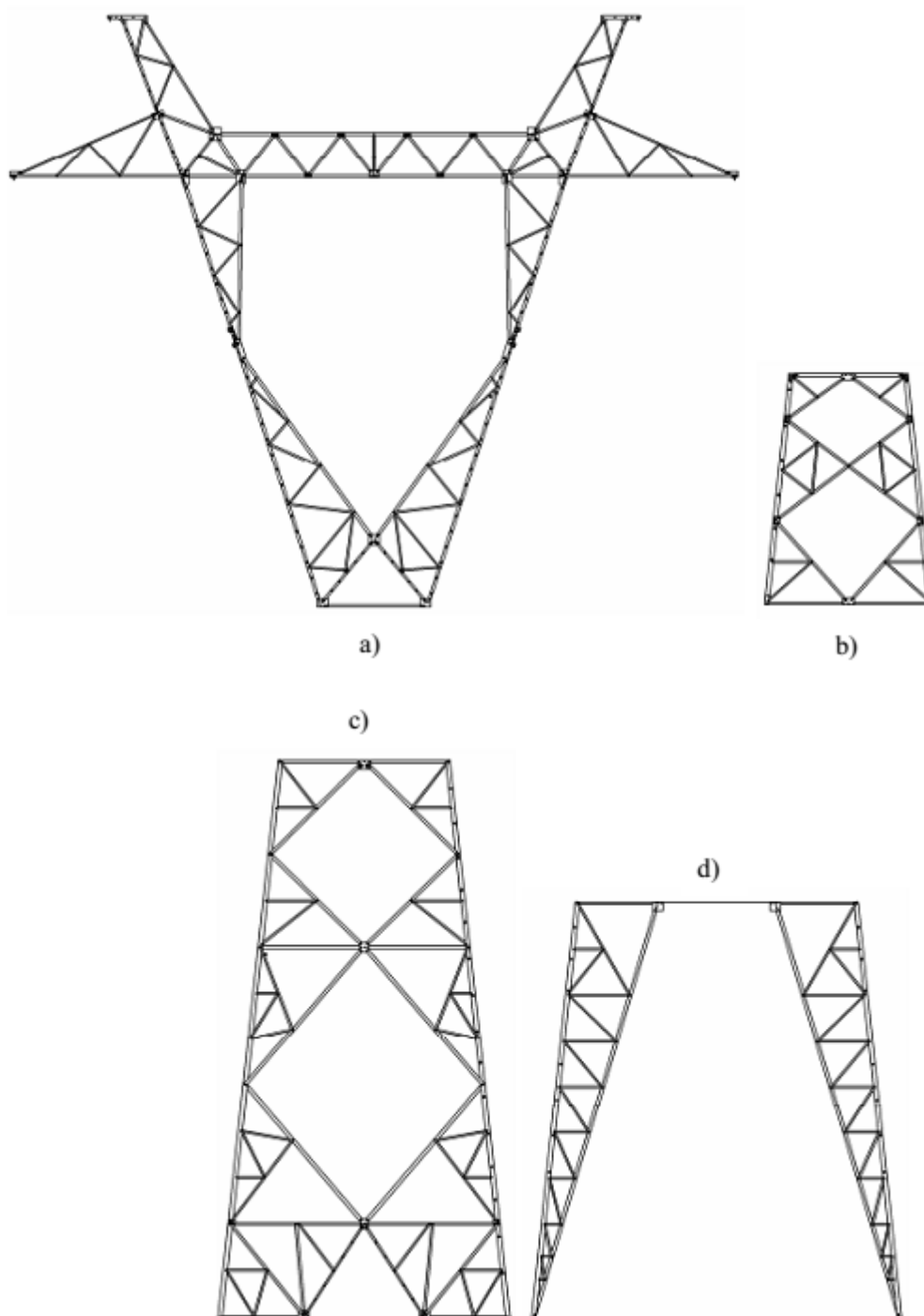
**APÊNDICE A VISTA ISOLADA DOS MÓDULOS DA TORRE A-33**

Figura A. 1— Vista transversal dos módulos: a) Cabeça, b) Tronco comum, c) Extensão 12 m, d) Pernas 9 m.

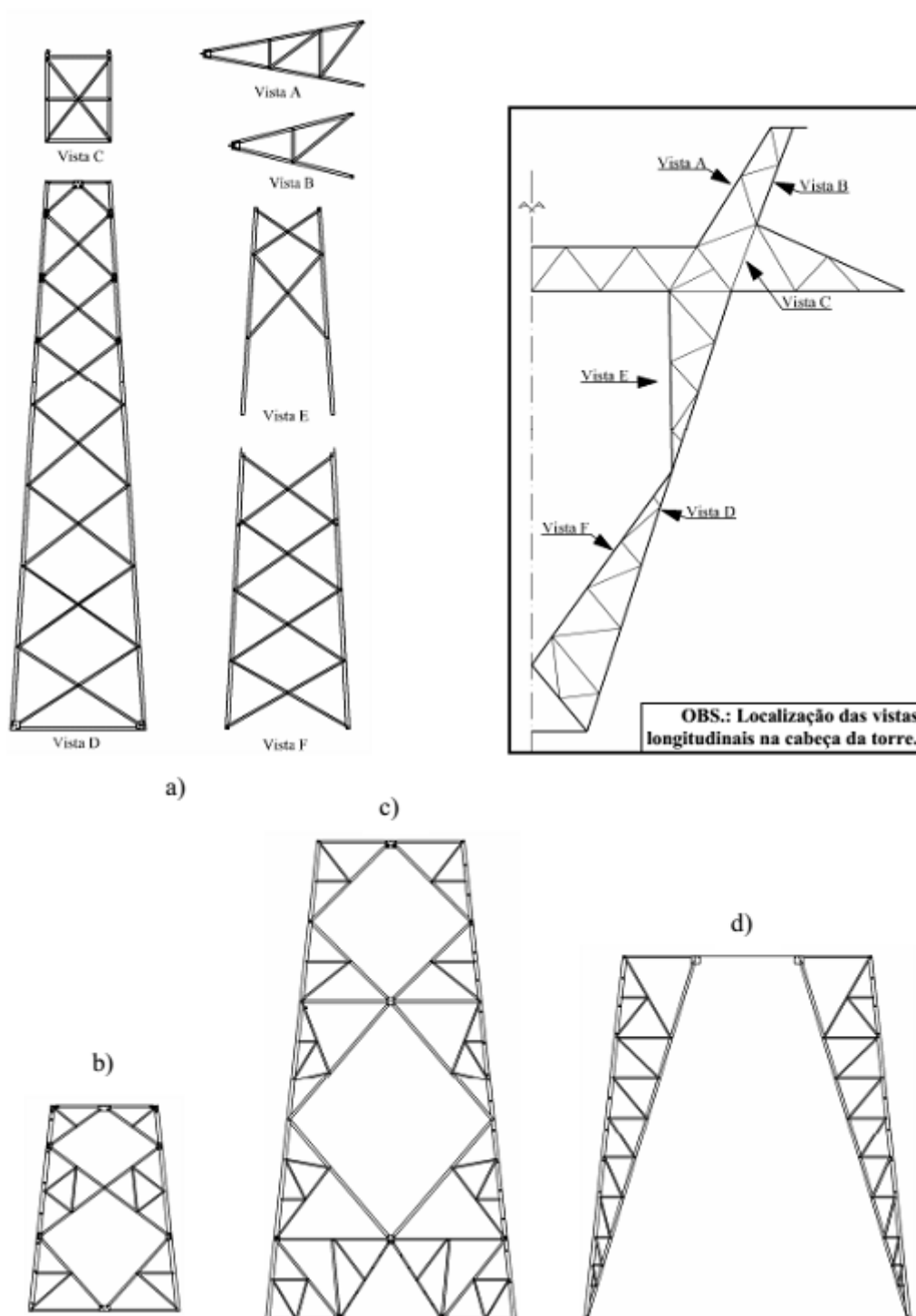


Figura A. 2— Vista longitudinal dos módulos: a) Cabeça, b) Tronco comum, c) Extensão 12 m, d) Pernas 9 m.