

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

**Resposta dinâmica de uma torre estaiada para linha de  
transmissão de energia submetida à ação de ventos combinados do  
tipo EPS e TS**

Natalia Pinheiro da Silva

Porto Alegre  
2020

NATALIA PINHEIRO DA SILVA

**Resposta dinâmica de uma torre estaiada para linha de  
transmissão de energia submetida à ação de ventos combinados do  
tipo EPS e TS**

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

Porto Alegre  
2020

**NATALIA PINHEIRO DA SILVA**

**Resposta dinâmica de uma torre estaiada para linha de  
transmissão de energia submetida à ação de ventos combinados do  
tipo EPS e TS**

Esta DISSERTAÇÃO de mestrado foi julgada adequado como parte para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA, Área de Concentração Estruturas, e aprovado pelos professores orientadores e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 10 de julho de 2020

**Prof<sup>ª</sup>. Leticia Fleck Fadel Miguel**  
Dr.<sup>a</sup>. Pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul  
Orientadora

**Prof. Ruy Carlos Ramos de Menezes**  
Dr. Techn pela Universitat Innsbruck,  
Áustria  
Co-orientador

Prof. Ph.D. Nilo Cesar Consoli  
Coordenador do PPGEC/UFRGS

**BANCA EXAMINADORA**

**Prof. Acir Mércio Loredo-Souza (UFRGS)**  
Ph.D. pela University of Western Ontario, Canadá

**Prof. Jorge Daniel Riera (UFRGS)**  
Ph.D. pela Princeton University, EUA

**Prof<sup>a</sup>. Valeria Durañona Di Gaeta (UDELAR)**  
Dr. pela Universidad de la República, Uruguai

Dedico este trabalho aos meus pais.



## **AGRADECIMENTOS**

Gostaria de agradecer a vários agentes que contribuíram, cada qual à sua maneira, para que eu pudesse me dedicar a este trabalho, sem os quais o feito absolutamente não seria possível.

Agradeço aos professores prof<sup>a</sup>. Letícia Fleck Fadel Miguel e prof. Ruy Carlos Ramos de Menezes pela orientação, pela atenção dedicada e pela disposição.

Agradeço aos professores prof<sup>a</sup>. Valeria Durañona Di Gaeta, prof. Acir Mércio Loredo-Souza e prof. Jorge Daniel Riera pela disposição em fazer parte da banca examinadora e por poder contar com a valiosa contribuição dos senhores.

Agradeço ainda ao prof. Jorge Daniel Riera pelas contribuições importantes em uma fase de definições cruciais para o trabalho, pelo material e pela disposição.

Agradeço à UFRGS e ao PPGEC, e a todos os professores que fizeram parte desta jornada.

Agradeço ao prof. Marcos Honorato, da Universidade de Brasília, pelo antigo incentivo e pela amizade.

Agradeço profundamente a Gonçalo de Lima Sonaglio, pelo companheirismo, pelo apoio, pela ajuda, pelo carinho e pela compreensão.

Agradeço às caçulas, Julia e Luísa, por serem minhas caçulas e por me incentivarem a tentar ser e fazer o meu melhor. Agradeço a Suzi Weber, pelo verdadeiro carinho e cuidados. Agradeço aos meus demais familiares, em sua quase totalidade, tão distantes, mas sempre importantes. Agradeço às minhas primas amadas, pelo amor e apoio de sempre. Agradeço a todos os meus queridos amigos de Brasília, que, vai distância, vem distância, seguimos juntos e seguem sendo igualmente importantes para mim.

Agradeço aos amigos que fiz em Poa, alguns dos quais também colegas no programa. Agradeço aos colegas que contribuíram ao longo do curso de diversas formas. Agradeço a Sandro Troian pelo material, troca de informações e atenção. Agradeço a Julia Schäfer pelo grande apoio.

Agradeço às mulheres determinadas que vieram antes de mim. Agradeço a uma série de privilégios e condições que me possibilitaram desempenhar esta atividade.

Finalmente e em maior grau, agradeço a Silvia Aparecida Pinheiro, minha mãe, a quem eu devo tudo, e quem tanto se dedicou para me proporcionar boa educação e exemplo. Da mesma forma agradeço a José Lindolfo Weber da Silva, meu pai, que tanto me apoia, que sempre vibra junto, e tanto me incentiva nas minhas empreitadas.

" O importante é não parar de questionar. "

*Albert Einstein*

## RESUMO

SILVA, N.P. Resposta dinâmica de uma torre estaiada para linha de transmissão de energia submetida à ação de ventos combinados do tipo EPS e TS. 2020. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

Até o momento, as ações dos ventos em estruturas são avaliadas quase exclusivamente por normas de projetos baseadas em modelos de ciclones EPS. No entanto, há evidências de que escoamentos descendentes oriundos de tormentas elétricas (TS) possam ter sido a causa ou ter contribuído para alguns colapsos de torres de linhas de transmissão pelo mundo. Em vista disso, este trabalho propõe-se a avaliar o efeito da ação de um campo de velocidades combinados de ventos EPS e tormentas TS obtido através de um modelo preliminar semiempírico em um sistema de torres estaiadas de linhas de transmissão e comparar os resultados com a resposta do sistema submetido ao carregamento estático equivalente proposto por uma norma internacionalmente utilizada (IEC 60826-2003), cujo modelo de vento pressupõe um evento do tipo sinótico. Para a obtenção da resposta estrutural dinâmica, utiliza-se a integração direta da equação do movimento através do método explícito das diferenças finitas centrais. A análise da evolução dos deslocamentos e esforços no tempo permitiu confirmar a natureza localizada e transiente do fenômeno das tormentas do tipo TS, que afeta de forma distinta as estruturas conforme a sua localização relativa à localização da tormenta. As análises realizadas indicaram que o método estático equivalente para ventos sinóticos da IEC 60826, adotados os valores de velocidades estabelecidos para a comparação, resultou em resposta inferior à obtida para a simulação de uma tormenta tipo TS carregada por vento de fundo, para a grande parte dos elementos analisados. Entretanto, tais observações estão condicionadas às situações simuladas neste trabalho, principalmente no que se refere às velocidades adotadas para o cálculo estático e o evento dinâmico, à posição relativa da trajetória da tempestade e das estruturas, ao ângulo de incidência do vento médio de translado, e também ao tipo de estrutura analisado. Com isto, contribui-se com um procedimento preliminar para avaliar o efeito dos ventos do tipo correntes descendentes, carregadas por vento de fundo.

**Palavras-chave:** linhas de transmissão, torre estaiada, tormentas elétricas, *downbursts*, correntes descendentes, análise dinâmica

## ABSTRACT

SILVA, N.P. Resposta dinâmica de uma torre estaiada para linha de transmissão de energia submetida à ação de ventos combinados do tipo EPS e TS. 2020. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

So far, wind loads on structures are assessed almost exclusively based on EPS cyclone models. However, there is evidence that downward flows originated from thunderstorms (TS), may have been the cause or may have contributed collapses of transmission line towers over the world. In this context, this work it's proposed to assess the effect a combined velocity field of EPS and TS storms, obtained through a preliminary model, acting on guyed towers from a transmission line system, and compare the results with those of the system subjected to static loading equivalent method proposed on the internationally used standard IEC 60826, whose wind model assumes a synoptic type event. Finite central differences explicit method was adopted for dynamic integration. The results confirm the localized and transient nature of the TS phenomenon, which affects structures in different ways depending on their relative location to the outflow. The assessment indicates that, for the simulated conditions, the equivalent static method for synoptic winds from IEC 60826, resulted in a lower response than that obtained for the simulation of a downburst flow carried by an EPS background wind, for the great part of the elements analyzed. However, such observations are conditioned to the situations simulated in this work, mainly regarding the velocity assumed for the static method and the dynamic wind field, the relative position of the storm trajectory and the towers, the angle of incidence of the background mean wind, and the type of structure analyzed. This contributes to a preliminary procedure to assess the effect of downburst winds carried by the background wind.

**Keywords:** transmission lines, guyed towers, thunderstorms, downbursts, dynamic analysis

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1 – Estruturas da linha de transmissão de 500 kV ANCH de FURNAS, próximo à cidade de Cachoeira Paulista (SP), danificadas em 22/07/2000, (LIMA e MENEZES, 2004).....	22
Figura 1-2 – Casos de correntes descendentes observados no Brasil. (LOREDO-SOUZA <i>et al.</i> 2019) .....	23
Figura 2-1 – Faces 1 e 2 e ângulo de incidência do vento, baseado em IEC 60826 (2003). .....	35
Figura 3-1 – Espectros de Davenport e de Von Kármán.....	43
Figura 3-2 – 1º, 2º e 3º estágios de desenvolvimento de uma tempestade elétrica (BLESSMANN, 1995). .....	45
Figura 3-3 – Esquema comparativo entre perfis verticais uniforme, sinótico e tempestade TS (GHENO, 2014) .....	46
Figura 4-1 – Coordenadas polares da corrente descendente em relação à torre de interesse (EL DAMATTY <i>et al.</i> 2013).....	49
Figura 4-2 – Modelos de correntes descendentes (a) modelo vórtice em anel e (b) modelo jato parede (SAVORY <i>et al.</i> , 2001).....	54
Figura 4-3 – (a) Perfil da velocidade radial normalizada pela velocidade máxima ao longo da altura para oito <i>microbursts</i> . A linha contínua medianamente espessa refere-se ao perfil médio, e a linha mais espessa refere-se ao perfil previsto para um jato parede (b) Velocidade radial normalizada ao longo da distância ao centro da tempestade. (HJELMFELT, 1988). .....	55
Figura 4-4 – Modelo da dupla-superfície tridimensional (adaptado de ZHU e ETKIN, 1985).....	57
Figura 4-5 – Comparação do modelo de Zhu e Etkin (1985) com uma aproximação pela distribuição de Rayleigh (RIERA e ROCHA, 1998).....	60
Figura 4-6 – Parâmetros do modelo adotados na simulação numérica (RIERA e ROCHA, 1998).....	61
Figura 4-7 – Modelo proposto: tempestades TS na região de controle (à esquerda) e exemplo do histograma de simulações de máximas anuais de velocidades de eventos Ts (à direita) (adaptado de RIERA e ROCHA, 1998).....	61
Figura 4-8 – Dados registrados da velocidade e direção do vento para a corrente descendente da Força Aérea de Andrews (à esquerda) e dados da simulação do evento pelo modelo proposto (à direita) (adaptado de HOLMES e OLIVER, 2000). .....	63
Figura 5-1 – Nuvem <i>cumulonimbus</i> e esquema da tempestade elétrica (adaptado de PONTE, 2005). .....	66
Figura 5-2 – Velocidade tangencial da TS em função do tempo (PONTE, 2005).....	69
Figura 5-3 – Linhas de corrente de um escoamento descendente de ar (PONTE, 2005). .....	70
Figura 5-4 – Linha de corrente genérica (PONTE, 2005). .....	71

Figura 5-5 – Ilustração dos eixos e os ângulos $\theta$ e $\beta$ (PONTE, 2005) .....	72
Figura 5-6 – Definição da área de ação da tormenta TS (adaptado de GHENO, 2014).....	73
Figura 5-7 – Representação da expansão da tormenta (GHENO, 2014).....	74
Figura 5-8 – Desenvolvimento da espessura da camada limite do escoamento em função da distância do ponto de interesse ao centro da tormenta (GHENO, 2014). .....	76
Figura 5-9 – Esquema para a interpolação bidimensional. (FADEL MIGUEL <i>et al</i> , 2012).....	79
Figura 5-10 – Esquema de uma seção genérica da torre. (adaptado de ALMINHANA, 2017) .....	82
Figura 6-1 – Sistema estrutural analisado composto por 3 torres estaiadas e 4 vãos de cabos.....	84
Figura 6-2 – Torre de suspensão analisada e suas dimensões. ....	85
Figura 6-3 – Modelo de torre utilizado: modelo real (à esquerda) e modelo simplificado (à direita). ..	88
Figura 6-4 – Catenárias com e sem ação do peso próprio, cabo GROSBEAK ACSR 26/7 fios (KAMINSKI Jr., 2007). .....	90
Figura 6-5 – Cabo suspenso entre dois suportes, 1 e 2, com alturas diferentes (KAMINSKI Jr., 2007). .....	92
Figura 6-6 – Centro de gravidade das 13 seções nas quais se subdividem as torres ao longo da altura. ....	97
Figura 6-7 – Mapa com a localização das tempestades TS estudada relativa à linha de transmissão..	100
Figura 6-8 – Evolução da velocidade radial da tormenta TS observada na torre central ao longo do tempo. ....	101
Figura 7-1 – Elementos apresentados na análise .....	108
Figura 7-2 – Velocidades dos ventos combinados na direção $x$ nos painéis da torre. ....	110
Figura 7-3 – Velocidades dos ventos combinados na direção $y$ nos painéis da torre. ....	111
Figura 7-4 – Velocidades dos ventos combinados no painel 10 das torres 1, 2 e 3 nas direções $x$ e $y$ . ....	111
Figura 7-5 – Velocidades dos ventos combinados na direção $x$ e $y$ nos cabos condutores. ....	112
Figura 7-6– Deslocamento nó 20 na direção $x$ para EE, EPS e TS. ....	113
Figura 7-7 – Deslocamento nó 75 na direção $x$ para EE, EPS e TS. ....	114
Figura 7-8– Deslocamento nó 20 na direção $y$ para EE, EPS e TS. ....	114
Figura 7-9 – Deslocamento nó 75 na direção $y$ para EE, EPS e TS. ....	115

Figura 7-10 – Evolução dos esforços no tempo para elementos dos cabos condutores: extremidade à barlavento, extremidade à sotavento e central. ....	116
Figura 7-11 – Comparação de esforços nos cabos condutores para hipóteses EE, EPS e TS. ....	116
Figura 7-12 – Razão entre os esforços característicos EE/TS para elementos de cabos selecionados.	117
Figura 7-13 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 3 e 4.	119
Figura 7-14 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 62 e 64. ....	119
Figura 7-15 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 322 e 323. ....	120
Figura 7-16 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 106 e 110. ....	120
Figura 7-17 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 109 e 107. ....	121
Figura 7-18– Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 397 e 398. ....	121
Figura 7-19 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 140 e 142. ....	122
Figura 7-20 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 147 e 148. ....	122
Figura 7-21 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 193 e 197. ....	123
Figura 7-22– Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 388 e 390. ....	123
Figura 7-23– Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de estai 401 e 402. ....	124
Figura 7-24– Esforços característicos para elementos selecionados, hipóteses EE, EPS e TS. ....	125
Figura 7-25– Razão entre os esforços característicos EE/TS para elementos da torre selecionados. ..	125



## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Comparação entre os tipos de movimento cíclicos de condutores (LOREDO-SOUZA, 1996). .....	29
Tabela 2 – Parâmetros para espectros a 100 m de altura (BLESSMANN, 1995). ....	42
Tabela 3 – Propriedades dos cabos suspensos.....	85
Tabela 4 – Propriedades dos estais .....	86
Tabela 5 – Propriedades dos isoladores .....	87
Tabela 6 – Dez primeiras frequências naturais da torre.....	93
Tabela 7 – Frequências naturais dos cabos condutores e cabos para-raios (adaptado de TROIAN, 2018). .....	93
Tabela 8 – Coeficientes de amortecimento adotados.....	95
Tabela 9 – Hipóteses de carregamentos avaliadas .....	99
Tabela 10 – Valores adotados para os parâmetros da tempestade TS.....	103

## **LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS**

ABNT: Associação Brasileira de Normas Técnicas

ANEEL: Agência Nacional de Energia Elétrica

CLA: camada limite atmosférica

CIGRE: Conselho Internacional de Grandes Sistemas Elétricos (*Conseil International des Grands Reseaux Électriques*)

EPS: ciclones extratropicais (*extended pressure mature systems*)

IEC: *International Electrotechnical Commission*

LT: linha de transmissão

NBR: Norma Brasileira

TS: tormentas elétricas (*thunderstorms*)

## **SUMÁRIO**

<b>1. INTRODUÇÃO</b>	<b>19</b>
1.1. MOTIVAÇÃO	20
1.2. OBJETIVOS	24
1.1.1. OBJETIVO PRINCIPAL	24
1.1.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS	24
1.3. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	25
<b>2. A AÇÃO DO VENTO EM LINHAS DE TRANSMISSÃO</b>	<b>26</b>
2.1. AÇÃO DO VENTO EM TORRES RETICULADAS	26
2.2. AÇÃO DOS VENTOS NOS CABOS	26
2.3. NORMAS TÉCNICAS	30
<b>3. METEOROLOGIA E ENGENHARIA DO VENTO</b>	<b>36</b>
3.1. CICLONES EXTRATROPICAIS	36
3.1.1. VELOCIDADE MÉDIA	36
3.1.2. VELOCIDADE FLUTUANTE	38
3.2. TORMENTAS ELÉTRICAS	44
<b>4. ESTADO DA ARTE</b>	<b>47</b>
4.1. ORIGEM DA CARACTERIZAÇÃO DAS CORRENTES DESCENDENTES	47
4.2. ESTUDOS RELACIONADOS	48
4.3. MODELOS DE REPRESENTAÇÃO DE CORRENTES DESCENDENTES	54

4.3.1. ZHU E ETKIN (1985)	56
4.3.2. RIERA E ROCHA (1998)	58
4.3.3. HOLMES E OLIVER (2000)	62
<b>5. METODOLOGIA</b>	<b>64</b>
5.1. MODELO ADOTADO PARA O CAMPO DE VELOCIDADES	64
5.1.1. PREMISSAS DO MODELO	65
5.1.2. VELOCIDADE TANGENCIAL	68
5.1.3. DECOMPOSIÇÃO DA VELOCIDADE TANGENCIAL	69
5.1.4. ÁREA DE AÇÃO E LIMITAÇÃO VERTICAL DA TORMENTA	72
5.1.5. VELOCIDADE DE EXPANSÃO	74
5.1.6. DESENVOLVIMENTO DE CAMADA LIMITE	75
5.1.7. VENTO DE TRANSLADO	76
5.2. GERAÇÃO DO CAMPO DE VENTOS CORRELACIONADO	78
5.3. DETERMINAÇÃO DAS FORÇAS DEVIDO AO VENTO	79
5.4. ANÁLISE DINÂMICA	83
<b>6. ESTUDO DE CASO</b>	<b>84</b>
6.1. DESCRIÇÃO DO SISTEMA	85
6.1.1. TORRE DE SUSPENSÃO	85
6.1.2. CABOS SUSPENSOS	85
6.1.3. ESTAIS	86
6.1.4. CADEIA DE ISOLADORES	87

6.2. MODELO ESTRUTURAL	87
6.2.1. ADAPTAÇÃO NA DISPOSIÇÃO DAS BARRAS DA TORRE	87
6.2.2. DISCRETIZAÇÃO DOS ELEMENTOS	88
6.2.3. RELAÇÃO CONSTITUTIVA	88
6.2.4. CONFIGURAÇÃO GEOMÉTRICA DOS CABOS SUSPENSOS	90
6.2.5. FREQUÊNCIAS NATURAIS	92
6.2.6. AMORTECIMENTO	94
6.2.7. CONDIÇÕES INICIAIS E DE CONTORNO	96
6.2.8. CARREGAMENTOS	96
6.3. VALORES ADOTADOS PARA OS PARÂMETROS DOS CAMPOS DE VENTO	97
6.3.1. VELOCIDADE DE PROJETO E VELOCIDADE MÉDIA DO VENTO DE TRANSLADO	97
6.3.2. DIREÇÃO DO VENTO DE TRANSLADO EM RELAÇÃO À LINHA DE TRANSMISSÃO	99
6.3.3. COORDENADAS DE ORIGEM DA TORMENTA TS	99
6.3.4. QUEDA DE PRESSÃO E ALTURA DA BIGORNA DA TORMENTA TS	101
6.3.5. DURAÇÃO CARACTERÍSTICA DA TORMENTA TS	102
6.3.6. RAIOS DO ESCOAMENTO DESCENDENTE NA BASE DA NUVEM DA TORMENTA TS	102
6.3.7. FREQUÊNCIAS E PASSO DE TEMPO PARA A GERAÇÃO DAS RAJADAS	102
6.3.8. RESUMO	103
6.4. ROTEIRO DOS PROCEDIMENTOS	103
6.4.1. CÁLCULO DA VELOCIDADE TOTAL NOS PONTOS DE CARGA DE VENTO DA ESTRUTURA	103
6.4.2. GERAÇÃO DAS FORÇAS NODAIS	105

6.4.3. INTEGRAÇÃO POR MDC	106
<b>7. RESULTADOS</b>	<b>107</b>
7.1. VELOCIDADES DO CAMPO DE VENTOS COMBINADOS	109
7.2. DESLOCAMENTOS	112
7.3. ELEMENTOS DE CABOS	115
EVOLUÇÃO DOS ESFORÇOS NO TEMPO	115
7.3.1. COMPARAÇÃO DE ESFORÇOS CARACTERÍSTICOS	116
7.4. ELEMENTOS DAS TORRES	117
7.4.1. EVOLUÇÃO DOS ESFORÇOS NO TEMPO	117
7.4.2. COMPARAÇÃO DE ESFORÇOS CARACTERÍSTICOS	124
<b>8. CONSIDERAÇÕES FINAIS</b>	<b>127</b>
8.1. CONCLUSÃO	127
8.2. TRABALHOS FUTUROS	129
<b>REFERÊNCIAS</b>	<b>130</b>
<b>APÊNDICE A</b>	<b>137</b>
<b>APÊNDICE B</b>	<b>141</b>

## 1. INTRODUÇÃO

A ação dos ventos é um dos carregamentos mais importantes no projeto de estruturas. Análises de vários acidentes com colapso de estruturas em linhas de transmissão trazem evidências robustas de que o fenômeno das tormentas elétricas, ou tormentas TS (*thunderstorms*), merece mais atenção neste contexto, principalmente levando-se em consideração que textos normativos não contemplam este tipo de vento em suas formulações para o estabelecimento de velocidades de projeto. Sistemas estruturais de grandes extensões horizontais como as linhas de transmissão são mais propensas a sofrerem ações de fenômenos localizados, como as tormentas descendentes.

Apesar da grande quantidade de pesquisas, Solari *et al.* (2015) destaca que ainda não há um modelo de tormenta TS e suas ações nas estruturas que tenha levado a um consenso similar ao ocorrido quando Davenport (1961a, 1961b) formulou o modelo de resposta dinâmica para ciclones. Segundo o mesmo autor, isto acontece devido à complexidade dos ventos do tipo TS, que dificultam a formulação física realística e teorias mais simples. A sua duração curta e área de ação reduzida fazem com que registros de dados reais seja limitado.

Segundo El Damatty *et al.* (2013), o desafio em prever a resposta de estruturas de linhas de transmissão a ventos de alta intensidade (*high intensity winds*, “HIW”), termo usado pelos autores em referência aos ventos severos localizados, resulta principalmente da dificuldade de prever o campo de velocidades associado a estes eventos, que difere bastante do perfil convencional de camada limite dos eventos de grande escala, e da natureza localizada destes eventos, de forma que as forças que agirão em uma torre ou nos condutores vão depender tanto da área de abrangência do evento como da localização do evento relativa ao ponto de interesse na torre e nos condutores. Nos Estados Unidos o termo “ventos de alta intensidade” é frequentemente empregado para referir-se a ventos localizados provenientes de tornados ou de *downbursts*, entretanto, o emprego de tal termo neste sentido promove risco de confusão, haja vista que a alta intensidade de ventos pode resultar tanto de eventos sinóticos como EPS, como de eventos não sinóticos como as TS. Devido a diferentes definições encontradas na literatura, CIGRE (2008) os definem como células de tempestades localizadas, que geralmente cobrem uma área rastreável tão pequena que raramente os eventos são registrados por anemômetros em estações meteorológicas, de forma que só são reportados devido à observação de danos materiais ou à detecção por radares meteorológicos.

CIGRE (2008) afirma ainda que os ventos localizados são, com frequência, a causa de falhas de torres de linhas de transmissão e até de alguns eventos de colapso cascata. Segundo Dempsey e White<sup>1</sup> (1996 *apud* El Damatty *et al.*, 2013), acredita-se que tais tipo de ventos sejam responsáveis por mais de 80% de todas as falhas de linhas de transmissão relacionadas ao clima em todo o mundo.

### 1.1. MOTIVAÇÃO

O fornecimento de energia elétrica é vital para o modo contemporâneo de vida. A confiabilidade desse fornecimento é crucial ao crescimento econômico e social, que é fortemente dependente da sustentabilidade e da resiliência dos componentes do sistema de transmissão de energia face a carregamentos oriundos de fenômenos climático-meteorológicos. No Brasil, grande potencial energético localiza-se em regiões distantes dos grandes centros urbanos, o que faz com que a transmissão entre o ponto gerador e o ponto consumidor frequentemente se dê por longas distâncias, havendo inevitavelmente uma maior exposição a incidentes e, na ocorrência destes, maior dificuldade de suprimento proveniente através de outras linhas.

As ações dos ventos em linhas de transmissão são avaliadas quase exclusivamente pela modelagem da ação de ciclones EPS, que são classificados como ventos sinóticos, e eventualmente considerando-se a ocorrência de tormentas TS através de hipóteses de carregamento simplificadas. Segundo Solari *et al.* (2015), isto não é o suficiente, uma vez que ciclones e tormentas TS são fenômenos distintos e necessitam de avaliações separadas.

Os ventos denominados sinóticos são aqueles caracterizados por atingirem grandes extensões horizontais, por longa duração, e por apresentarem um perfil bem definido e propriedades estatísticas estacionárias. Os ventos não sinóticos são todos aqueles que não se encaixam nas definições anteriores.

Apesar de os ventos sinóticos serem os mais representados em normas técnicas sobre forças devidas aos ventos, alguns tipos de ventos localizados, que possuem características bastante

---

<sup>1</sup> D. DEMPSEY, H. WHITE, Winds wreak havoc on lines, *Transmission and Distribution World*, vol. 48 (6), 1996, pp. 32-37.2



distintas daquelas dos ventos sinóticos, são bastante comuns em muitas regiões, e vem sendo reportados como possível causa de falhas de estruturas bem como responsáveis pelos valores extremos de ventos para alguns períodos de retorno em muitas regiões. Sendo assim, há algum tempo estes fenômenos vem sendo muito estudados com o intuito de aprimorar sua caracterização e a avaliação de seus efeitos nas estruturas.

Menezes *et al.* (2012) afirmam que numerosas evidências de campo mostraram que nas regiões sul e centro-sul do Brasil as maiores velocidades de vento são devidas às chamadas linhas de instabilidade, nas quais um evento EPS carrega um campo de vento TS.

Riera e Nanni (1989) estudaram dados de 4 estações meteorológicas do Rio Grande do Sul em séries de 21 a 25 anos e afirmaram que as velocidades máximas anuais do vento nessa região, atribuídas a eventos EPS ou a eventos TS, são caracterizadas por distribuições de probabilidade diferentes. Os autores também concluíram que, em regiões temperadas, não afetadas por ciclones tropicais, aproximadamente 1 em cada 10 observações de velocidades máximas anuais de ventos a uma altura de 10 metros ocorrem durante um evento TS, que tipicamente é o maior dos valores. Em consequência, valores extremos para períodos de retorno maiores que 10 anos seriam tipicamente devidos a eventos TS e, conseqüentemente, deveria governar o projeto estrutural em algumas situações.

Relata-se na literatura que as correntes descendentes, ou *downbursts*, que são os tipos de escoamentos produzidos durante as tormentas elétricas, teriam contribuído para falhas de torres de linhas de transmissão pelo mundo, a saber, no Brasil (SOARES *et al.*, 2007; LIMA e MENEZES, 2004), no Canadá (MCCARTHY e MELSNESS<sup>2</sup>, 1996 *apud* SHEHATA *et al.*, 2005), na Austrália (HAWES e DEMPSEY<sup>3</sup>, 1993 *apud* HOLMES e OLIVER, 2000), na China (ZHANG<sup>4</sup>, 2006 *apud* EL DAMATTY *et al.*, 2013), no leste europeu (KAŇÁK *et al.*, 2007).

---

<sup>2</sup> MCCARTHY, P; MELSNESS, M. Severe weather elements associated with September 5, 1996 hydro tower failures near Grosse Isle, Manitoba, Canada. Manitoba Environmental Service Centre, Environment Canada. 21pp. 1996

<sup>3</sup> HAWES H, DEMPSEY D. Review of recent Australian transmission line failures due to high intensity winds. Report to Task Force of High Intensity Winds on Transmission Lines, Buenos Aires, April 19–23, 1993.

<sup>4</sup> ZHANG Y. Status quo of wind hazard prevention for transmission lines and countermeasures. East China Electric Power, 34(3), 28-31. 2006

Lima e Menezes (2004) estudaram as condições meteorológicas de um caso de quedas de torres de linhas de transmissão no sudeste do Brasil (Figura 1-1), relacionadas à ocorrência de tempestades severas localizadas. Suas observações indicaram a presença de nuvens *cumulonimbus* na dianteira de sistemas frontais (frentes frias) avançando pelos estados do Paraná e São Paulo, e foi relatada a ocorrência de chuvas intensas e a presença de granizo nos locais de queda das torres, de modo que os indícios são de que os colapsos teriam sido provocados por ventos originados de tormentas elétricas.



Figura 1-1 – Estruturas da linha de transmissão de 500 kV ANCH de FURNAS, próximo à cidade de Cachoeira Paulista (SP), danificadas em 22/07/2000, (LIMA e MENEZES, 2004).

Vallis (2019), através de análises de uma série histórica de dados de 692 estações meteorológicas e o desenvolvimento de algoritmos para uma precisa separação de velocidades de vento pico sinóticas, não-sinóticas e duvidosas, constatou que os ventos não-sinóticos são dominantes na maioria do território brasileiro para todos os períodos de retorno. O autor aponta para a forte necessidade de realização de maiores investigações sobre as características de ventos não-sinóticos no Brasil, bem como para o melhoramento dos registros de metadados por parte das organizações meteorológicas.

Segundo Loredou-Souza *et al.* (2019), a quantidade significativa de acidentes devido a ventos extremos nos últimos anos no Brasil sugere a necessidade de uma revisão da norma brasileira de cargas devidas à ação do vento e a necessidade de incentivar o seu uso no projeto de edifícios comuns. Segundo os autores, a norma deveria ainda incorporar uma atualização de dados climáticos e implementar um modelo de tormentas TS.

Na Figura 1-2, encontra-se um mapa de alguns casos observados de ventos de correntes descendentes no Brasil em um estudo inicial apresentado em Loredou-Souza *et al.* (2019). As

áreas em vermelho representam casos relatados na literatura e as áreas em roxo são sugeridas por casos indicados pelo referido estudo.

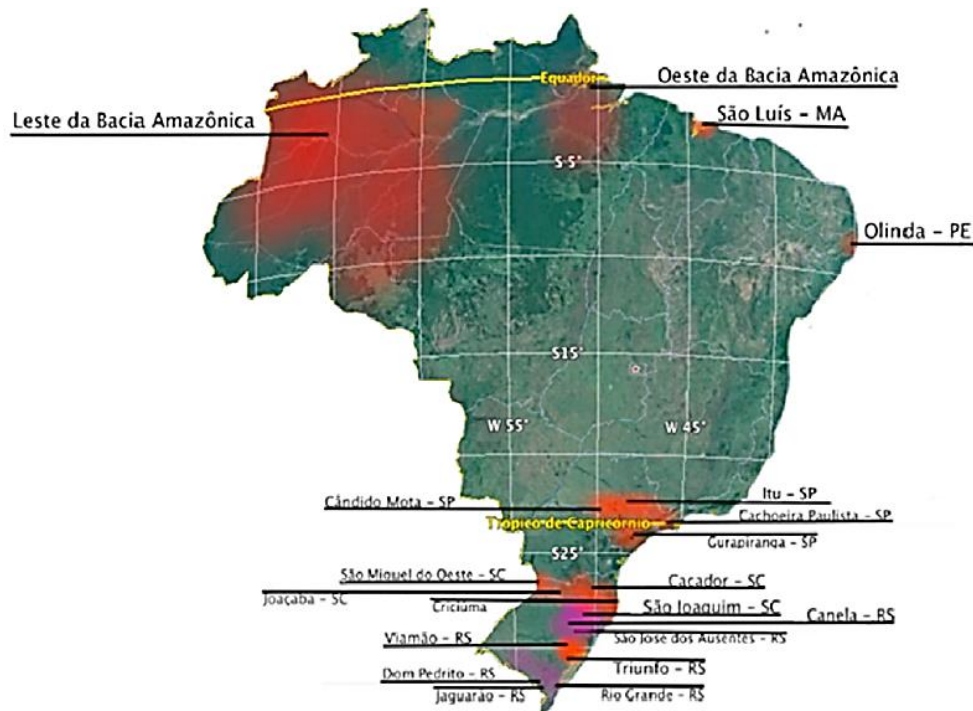


Figura 1-2 – Casos de correntes descendentes observados no Brasil. (LOREDO-SOUZA *et al.* 2019)

Durañona *et al.* (2019) apresentam os resultados de uma pesquisa realizada sobre os efeitos do vento no sistema de distribuição de energia do Uruguai. Com o objetivo de caracterizar as principais interrupções ocorridas no sistema de distribuição e as condições meteorológicas a elas associadas, foram analisados os dados de 2013 a 2017 da rede de estações meteorológicas da *Administración Nacional de Usinas y Trasmisiones Eléctricas* (UTE). O estudo indicou que ventos fortes de eventos não sinóticos relacionados à atividade convectiva produziram o maior impacto ao sistema de distribuição de energia do país, e a condição de atividade convectiva severa foi considerada a condição meteorológica correspondente a 80% das datas identificadas.

Evidências da importância dos ventos causados por tormentas TS também podem ser encontradas em CIGRE SC22 WG16 (2002), que reporta que em regiões temperadas mais de 83% das falhas de torres ou linhas de transmissão informadas foram causadas por correntes descendentes.

Neste sentido, avalia-se ser de grande relevância dar continuidade aos estudos que envolvam campos de ventos como as correntes descendentes, originados nas chamadas tormentas elétricas, bem como estudar o efeito destes tipos de eventos em linhas de transmissão e seus componentes, de modo a avaliar se as recomendações normativas atuais, embora não contemplem este tipo de fenômeno em suas premissas, estão sendo suficientes para abranger este tipo evento com segurança enquanto o desenvolvimento de novas recomendações ainda não estiver disponível.

## 1.2. OBJETIVOS

Os objetivos do trabalho, classificados em principal e específicos e estão apresentados a seguir.

### 1.1.1. Objetivo principal

O objetivo principal deste trabalho é estabelecer um roteiro para estudar a resposta de um modelo de torre estaiada pertencente a um trecho de linha de transmissão submetido a um campo de velocidades combinadas de ventos EPS e eventos de correntes descendentes (tormentas elétricas) e compará-la à resposta do sistema submetido ao carregamento estático equivalente para ventos sinóticos segundo a IEC 60826.

### 1.1.2. Objetivos específicos

Os objetivos específicos do presente trabalho são:

- a) Obter uma malha correlacionada de um campo de velocidades que combine ventos EPS e eventos de correntes descendentes (tormentas elétricas).
- b) Obter a resposta dinâmica não linear de um sistema de três torres e quatro vãos de linha de transmissão devido aos campos de ventos gerados.
- c) Obter a resposta estática equivalente para ventos sinóticos segundo as recomendações da IEC 60826 deste mesmo sistema estrutural.
- d) Analisar as respostas dinâmicas e estáticas obtidas das hipóteses propostas e compará-las entre si.

### 1.3. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O capítulo 1 contém uma introdução e contextualização do tema, motivação para o estudo e objetivos principal e específicos. O capítulo 2 trata da ação do vento em linhas de transmissão de forma resumida, passando por uma abordagem acerca das principais normas técnicas a respeito do tema do carregamento de ventos e de dimensionamento de torres e estruturas de linhas de transmissão. O capítulo 3 trata de alguns conceitos básicos importantes ao escopo do trabalho acerca de meteorologia e de engenharia do vento. No capítulo 4, encontra-se uma contextualização da caracterização dos fenômenos das correntes descendentes e uma breve revisão bibliográfica, que aborda publicações mais recentes sobre o tema das tormentas TS, citando-se os principais modelos para o campo de velocidades devido a este fenômeno. A revisão aborda também trabalhos acerca da avaliação da resposta de sistemas estruturais de linhas de transmissão submetidos a campos de vento. Posteriormente, são descritos os principais pontos dos modelos de tormentas TS que servem de base para o modelo adotado no presente estudo. No capítulo 5, apresenta-se o modelo aqui adotado para a simulação do campo de velocidades de uma tormenta TS e uma descrição de toda a metodologia acerca da geração dos campos de ventos, da determinação das forças devidas ao vento e da análise dinâmica. No capítulo 6, caracteriza-se o estudo de caso, tratando da descrição do sistema e dos aspectos do modelo estrutural e dos valores adotados para os parâmetros de vento, além de uma descrição dos procedimentos realizados passo a passo. O capítulo 7 traz os resultados obtidos das simulações e suas análises. E, por fim, no capítulo 8, estão dispostas as conclusões e sugestões os para trabalhos futuros.

## 2. A AÇÃO DO VENTO EM LINHAS DE TRANSMISSÃO

Este capítulo abordará de forma breve alguns aspectos acerca da ação do vento em torres reticuladas de linhas de transmissão, da ação do vento nos cabos e da abordagem de duas normas técnicas em relação ao tema.

### 2.1. AÇÃO DO VENTO EM TORRES RETICULADAS

A avaliação da ação do vento em torres treliçadas pode se dar basicamente de duas formas (LOREDO-SOUZA, 1996):

- a) Através da determinação separada do carregamento sobre cada elemento do reticulado da torre, somando-se as forças individuais de todos os elementos para obter a força total.
- b) Através da divisão da estrutura da torre em trechos reticulados (módulos), determinando-se as forças de arrasto sobre estas partes.

O processo (a) implica na necessidade de se conhecer as propriedades geométricas de cada elemento, bem como do seu correspondente coeficiente de força aerodinâmico. Para uma estrutura treliçada típica, constituída de diversos elementos de barras prismáticas, este pode ser um processo dispendioso. Em (b), a força total é obtida a partir da soma das forças parciais, o que pode resultar em um processo mais prático em relação ao processo descrito no item (a).

Há ainda dois elementos importantes para a avaliação das forças do vento em torres treliçadas: o efeito de proteção do reticulado a barlavento sobre o de sotavento e o índice de área exposta, que é a razão entre a área efetiva dos membros de um painel e a área total delimitada pelo contorno do painel. Neste trabalho, apenas os reticulados a barlavento recebem a ação do vento.

### 2.2. AÇÃO DOS VENTOS NOS CABOS

Como mencionado anteriormente, o vento é o principal agente causador de esforços e acidentes em linhas de transmissão. Devido à natureza dos cabos, seus deslocamentos devido à ação dos ventos são elevados.

Além do amortecimento estrutural do próprio material do feixe e de todos os elementos que participam da suspensão dos cabos, a interação entre a o feixe e o ar que o circunda e sua

movimentação relativa, que constitui o amortecimento aerodinâmico, exerce muita influência na trajetória da oscilação dos cabos. A soma de todos estes efeitos determina a trajetória dos cabos, que pode resultar num sistema de amortecimento positivo, negativo ou próximo de zero, o que significa respectivamente que o movimento pode ser amenizado, agravado ou apenas mentido.

Para vibrações na direção do vento, quase sempre o amortecimento aerodinâmico é positivo, somando-se ao amortecimento estrutural e favorecendo a diminuição das amplitudes de vibrações, já para vibrações transversais ao vento ele pode ser negativo e, caso seja maior em módulo que o amortecimento mecânico, pode levar à instabilidade e ao aumento da ação dinâmica devido ao vento (BLESSMANN, 1998). Segundo Loredou-Souza (1996), o amortecimento mecânico não é tão expressivo, especialmente para ventos elevados.

A depender das configurações do vento atuante, das características dos cabos, do alinhamento dos feixes e da presença ou ausência de chuva ou gelo diferentes fenômenos podem acometer tais elementos. Conforme Sachs<sup>5</sup> (1978 *apud* Loredou-Souza, 1996), o vento pode afetar os cabos das seguintes formas:

- a. Forças de arrasto estáticas e, em certos tipos de cabos, forças de sustentação.
- b. Forças devido a rajadas aleatórias, dando origem a oscilações com amplitudes aleatórias (vibração devido à turbulência atmosférica).
- c. Forças de elevada frequência e baixa amplitude (vibração eólica ou vibração por desprendimento de vórtices).
- d. Forças de baixa frequência e alta amplitude causadas por instabilidades das forças de arrasto e de sustentação do cabo (excitação por galope).
- e. Oscilações verticais, horizontais e torsionais em conjuntos de cabos (oscilações induzidas pela esteira).

Estes movimentos ocorrem sob diferentes circunstâncias e produzem efeitos distintos nos elementos de cabos. Os movimentos de (c) a (e) são considerados movimentos repetitivos ou cíclicos. A vibração eólica é caracterizada por apresentar altas frequências e pequenas

---

<sup>5</sup> SACHS, P. Wind forces in engineering. 2. ed. New York: Pergamon Press, 1978.

amplitudes, características que levam à ruptura dos cabos por fadiga (BLESSMANN, 1998) e deriva do surgimento da esteira irregular do fluido a barlavento do corpo. Já o galope é decorrente da instabilidade das forças de arrasto e de sustentação no cabo, quando submetido a ventos de alta intensidade combinados com assimetria da seção condutor e caracteriza-se por vibrações de grandes amplitudes, com amplitude do movimento podendo chegar a vários metros e resultar em ruptura ou contato dos cabos condutores. Na maioria dos casos esta assimetria é causada pela deposição de gelo, mas pode ocorrer também devido a gotas de chuva num evento simultâneo de vento e chuva. As vibrações por esteira ocorrem em corpos submetidos a ventos de grandes velocidades quando há formação de baixa pressão pela presença de outro corpo a barlavento, levando ao surgimento de um movimento oscilatório irregular. No caso dos feixes de condutores, o alinhamento dos feixes em relação ao vento pode formar estas esteiras de baixa pressão para os feixes localizados a sotavento. Este efeito, também conhecido por martelamento, pode atingir grandes valores quando uma das frequências naturais da estrutura coincidir com a frequência dominante dos turbilhões gerados no ou nos obstáculos de barlavento.

A Tabela 1 apresenta um resumo comparativo entre as características apresentadas por cada um dos três tipos de movimentos cíclicos de condutores induzidos pelo vento, conforme a *Electric Power Research Institute*<sup>6</sup> (EPRI, 1979 *apud* Loredou-Souza, 1996). Loredou-Souza (1996) destaca que os limites numéricos não devem ser considerados como limites rigorosos, mas servem para fins de comparação entre os três tipos de movimentos.

---

<sup>6</sup> Electric Power Research Institute (EPRI). Transmission Line Reference Book/Wind-Induced Conductor Motion. EPRI Research Project 792. Palo Alto, California, 1979.



Tabela 1 – Comparação entre os tipos de movimento cíclicos de condutores (LOREDO-SOUZA, 1996).

	<b>Vibração Eólica</b>	<b>Galope do Conductor</b>	<b>Oscilações induzidas pela esteira</b>
<b>Tipo de linha de transmissão afetada</b>	Todas	Todas	Todas
<b>Faixa de Frequência (Hz)</b>	3 a 150	0,08 a 3	0,15 a 10
<b>Faixa de amplitude (tomando o diâmetro (d) do condutor como referência)</b>	0,01 a 1	5 a 300	Modo de corpo rígido 0,5 a 0,8 Modo de subvão 0,5 a 0,20
<b>Condições de tempo favoráveis aos movimentos do condutor</b>			
<b>Característica do vento</b>	Laminar	Laminar	Laminar
<b>Velocidade do vento (m/s)</b>	1 a 7	7 a 18	4 a 18
<b>Superfície do condutor</b>	Desencapada/Congelada uniformemente	Congelada assimetricamente	Desencapada/seca
<b>Condições de projeto que afetam o movimento do condutor</b>			
	Tensão da linha, auto-amortecimento do condutor, uso de amortecedores e protetores (barras)	Razão entre as frequências naturais verticais e as frequências naturais torsionais, razão de decaimento e as condições de contorno	Separação e arranjo do subcondutor, inclinação do feixe e distância entre os espaçadores
<b>Danos</b>			
<b>Tempo estimado para o desenvolvimento de falhas</b>	3 meses a 20 anos	1 a 48 horas	4 a 18 horas
<b>Causa direta do dano</b>	Fadiga do metal devido ao carregamento cíclico	Cargas dinâmicas altas	Colisão dos condutores e desgaste físico acelerado
<b>Componentes de linha mais afetados pelos danos</b>	Condutores e para-raios	Conductor, ferragens, isoladores e estruturas	Acessórios de suspensão, espaçadores, amortecedores e fios do condutor

Resposta dinâmica de uma torre estaiada para linha de transmissão de energia submetida à ação de ventos combinados do tipo EPS e TS.

Nota-se que todos os movimentos ocorrem para velocidades de vento abaixo dos 18 m/s. Outro aspecto observado é o de que o galope dos condutores pode levar a danos nas estruturas. Já a vibração eólica e a esteira podem acarretar danos aos elementos isolados tais como acessórios de suspensão, espaçadores, amortecedores e os próprios cabos condutores e para-raios.

### 2.3. NORMAS TÉCNICAS

As normas técnicas que propõem as diretrizes para a avaliação do carregamento dos ventos, tanto no Brasil quanto internacionalmente, de forma geral, baseiam-se nos ventos sinóticos para as suas recomendações. As normas vigentes no Brasil para a avaliação das ações do vento em torres de linhas de transmissão são a NBR 6123: Forças Devidas ao Vento em Edificações (ABNT, 1988), que trata das forças devidas ao vento em diversos tipos estruturais, fornecendo as diretrizes para determinar deste tipo de carregamento, e a NBR 5422: Projeto de Linhas Aéreas de Transmissão de Energia Elétrica (ABNT, 1985), que fixa as condições básicas para o projeto de linhas aéreas de transmissão com tensão máxima de 38 a 800 kV. Ambas consideram os esforços de uma análise estática equivalente, e a NBR 6123 inclui uma formulação para análise dinâmica devido à turbulência atmosférica para estruturas esbeltas e flexíveis.

Blessmann (2001) explica que a NBR 5422 considera uma probabilidade de ruína maior em relação à NBR 6123, possivelmente por basear-se em normas europeias que contam com a existência de uma malha mais densa de linhas de transmissão interligadas. O autor, ao estudar acidentes estruturais causados pelo vento, observou que esta pode haver sido uma possível causa de falhas, no caso de estruturas de linhas de transmissão, nos acidentes ocorridos no sudeste e no sul do Brasil e na Argentina. O autor aponta também que o coeficiente aerodinâmico para a determinação da força devida ao vento fornecido pela NBR 5422 apresenta um valor baixo e sem consideração da influência de alguns fatores como número de Reynolds, proporções dos elementos estruturais e sua rugosidade superficial.

É relevante, ainda, o texto da Comissão Eletrotécnica Internacional (IEC), IEC 60826: *Design criteria of overhead transmission lines* (IEC, 2003), que é admitida e bastante utilizada no Brasil para o projeto das torres de linhas de transmissão.

Descrevem-se brevemente, a seguir, o procedimento de determinação da pressão dinâmica pela NBR 6123 e IEC 60826, e os procedimentos estáticos equivalentes conforme a IEC 60826, que são utilizados nas formulações abordadas neste trabalho.

#### 2.2.4.1. NBR 6123/1988

A NBR 6123/1988 determina procedimentos para a determinação das ações estáticas devido ao vento e contempla ainda procedimentos para consideração das ações dinâmicas através do capítulo 9, indicado para edificações de frequência fundamental inferior a 1 Hz.

No caso das ações estáticas, o procedimento pode ser resumido da seguinte forma: determina-se a velocidade básica do vento,  $V_0$ , de acordo com a região, obtida através do mapa das isopletas nesta mesma norma. A velocidade básica  $V_0$  é definida como a velocidade de uma rajada de 3 segundos, com tempo de retorno de 50 anos, a uma altura de 10 metros, em campo aberto e plano. Obtém-se a velocidade característica do vento,  $V_k$ , a partir de  $V_0$  multiplicando-a pelos fatores  $S_1$ ,  $S_2$  e  $S_3$ . Tais fatores levam em consideração a topografia do terreno (fator  $S_1$ ), a rugosidade do terreno, a altura acima do terreno e as dimensões da edificação (fator  $S_2$ ) e o grau de segurança – probabilidade de excedência da velocidade considerada – e vida útil (fator  $S_3$ ). Calcula-se então a pressão dinâmica a partir da velocidade característica  $V_k$ . Em seguida, determina-se o coeficiente de arrasto (ou de força) e a área efetiva (ou área de referência) para cada caso através. Por fim, calcula-se as componentes de força a partir da pressão dinâmica, coeficiente de força e área efetiva. As principais equações que representam o procedimento descrito estão apresentadas a seguir.

O cálculo da velocidade característica é dado por:

$$V_k = V_0 \cdot S_1 \cdot S_2 \cdot S_3 \quad (1)$$

Onde:

- $V_k$ : velocidade característica do vento
- $V_0$ : velocidade básica do vento
- $S_1$ : fator de topografia do terreno
- $S_2$ : fator de rugosidade do terreno, dimensões da edificação e altura sobre o terreno
- $S_3$ : fator estatístico

A velocidade básica do vento adotada pela norma é a velocidade de rajada de 3 segundos a 10 m de altura de período de retorno de 50 anos.

O fator  $S_2$  por sua vez é calculado por:

$$S_2 = b \cdot F_r \cdot \left( \frac{z}{z_{ref}} \right)^p \quad (2)$$

Onde:

- $S_2$ : fator de rugosidade, dimensões da edificação e altura
- $F_r$ : fator de rajada
- $z$ : altura acima do solo
- $z_{ref}$ : altura de referência,  $z_1 = 10$
- $p$ : expoente da lei potencial de variação de  $S_2$
- $b$ : parâmetro meteorológico

De posse da velocidade característica do vento, calcula-se a pressão dinâmica do vento:

$$q = \frac{\rho}{2} \cdot V_k^2 \quad (3)$$

Onde:

- $q$ : pressão dinâmica do vento, N/m<sup>2</sup>
- $\rho$ : massa específica do ar, kg/m<sup>3</sup>
- $V_k$ : velocidade característica do vento, m/s

#### 2.2.4.2. IEC 60826

Descreve-se a seguir procedimento encontrado na IEC 60826 para determinação da pressão dinâmica e determinação de forças nos elementos componentes (método estático equivalente).

A IEC 60826 destaca que não cobre a consideração de ventos localizados e recomenda que o projetista realize um estudo específico de valores extremos para a escolha da velocidade de projeto em regiões propensas à ocorrência destes tipos de eventos.

O texto afirma que os princípios adotados estão mais precisamente definidos com base em algumas características de sistemas de linhas de transmissão:

- a. Tamanho dos vãos entre 200 e 800 metros.
- b. Altura de torres até 60 metros.
- c. Altitude das áreas atravessadas que não excedam 1300 metros acima do nível médio do terreno.
- d. Terreno sem características topográficas específicas que afetem o perfil de vento da região.

Primeiramente, determina-se a pressão dinâmica de referência,  $q_0$ , através da velocidade de referência do vento,  $V_R$ . Esta velocidade é a velocidade medida a 10m de altura, sobre um período 10 minutos em terreno de categoria B. A pressão dinâmica fica dada por:

$$q_0 = \frac{1}{2} \cdot \tau \cdot \rho \cdot (K_R \cdot V_{RB})^2 \quad (4)$$

Onde:

- $q_0$ : pressão dinâmica de referência, N/m<sup>2</sup>.
- $V_{RB}$ : velocidade de referência a 10 metros de altura para média de 10 minutos, categoria B.
- $K_R$ : fator que considera a categoria de rugosidade do terreno.
- $\rho$ : massa específica do ar igual a 1,225 kg/m<sup>3</sup> ao nível do mar para temperatura de 15 °C e pressão atmosférica de 101,3 kPa.
- $\tau$ : fator de correção de densidade do ar em função da temperatura e da altitude.

Em seguida, através da pressão de referência e dos coeficientes aerodinâmicos  $C$  e dos fatores  $G$ , obtém-se então a pressão característica do vento e as forças estáticas equivalentes nos cabos, estais, isoladores e torres. A seguir, descreve-se brevemente a avaliação do carregamento de ventos nos componentes da linha.

#### ▪ Força nos condutores

A força,  $F_c$ , devido ao efeito de pressão do vento para um comprimento de incidência do vento  $L$  é dado por:

$$F_c = q_0 C_{xc} G_c G_L d L \sin^2 \Omega \quad (5)$$

Onde:

- $C_{xc}$ : fator de arrasto, tomado igual a 1 como padrão.
  - $G_c$ : fator de vento que combina altura sobre o terreno e categorias de terreno, ilustrado em IEC 60826-Figura 3.
  - $G_L$ : o fator de vão, ilustrado em IEC 60826-Figura 4.
  - $d$ : o diâmetro do condutor.
  - $L$ : o comprimento de incidência do vento do cabo, igual à metade da soma do comprimento de dois vãos adjacentes.
  - $\Omega$ : o ângulo entre o elemento condutor e a direção do vento.
- Força na cadeia de isoladores

A força devido à pressão de vento que age diretamente na cadeia de isoladores,  $F_i$ , pode ser calculada por:

$$F_i = q_0 C_{xi} G_t A_i \quad (6)$$

Onde:

- $C_{xi}$ : o fator de arrasto, tomado igual a 1,2.
- $G_t$ : o fator de vento que combina a altura sobre o terreno do centro de gravidade do elemento e as categorias de rugosidade do terreno.
- $A_i$ : a área projetada horizontalmente no plano vertical paralelo ao eixo dos isoladores.

O fator de vento  $G_t$  é o mesmo para os isoladores e as torres e pode ser encontrado em IEC 60826- Figura 5.

- Força em torres treliçadas de seção retangular

Para determinar a ação do vento na torre de suspensão treliçada, a torre deve ser dividida em painéis ao longo da altura. Para uma torre treliçada de seção retangular, a força devido ao vento, na direção do vento, que age no centro de gravidade de cada painel é igual a:

$$F_t = q_0 (1 + 0,2 \operatorname{sen}^2 2\theta)(C_{t1}A_{t1} \cos^2\theta + C_{t2}A_{t2}\operatorname{sen}^2\theta)G_t \quad (7)$$

Onde:

- $\theta$ : ângulo de incidência do vento em relação à normal à face 1.
- $C_{t1}, C_{t2}$ : coeficientes de arrasto na face 1 e 2 p/ vento perpendicular às faces disponíveis em IEC 60826-Figura 7, ou IEC 60826-A74, conforme descrito na equação (59) mais à frente no Capítulo 5.
- $A_{t1}, A_{t2}$ : as áreas de sombra dos painéis na face 1 e 2.

As faces 1 e 2 estão ilustradas na Figura 2-1:

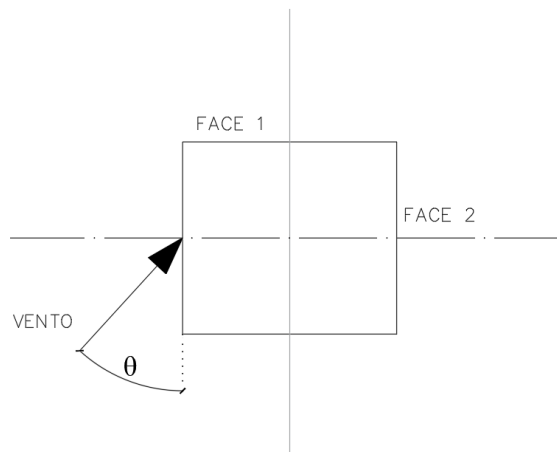


Figura 2-1 – Faces 1 e 2 e ângulo de incidência do vento, baseado em IEC 60826 (2003).

### 3. METEOROLOGIA E ENGENHARIA DO VENTO

Este capítulo trata de alguns conceitos básicos importantes ao escopo do trabalho acerca de meteorologia e de engenharia do vento.

#### 3.1. CICLONES EXTRATROPICAIS

Os ventos EPS (*extended mature pressure systems* ou *extratropical pressure systems*), como são conhecidos os ciclones extratropicais em seu estado maduro, são ventos do tipo sinóticos. Originam-se em torno de centros de baixa pressão e atingem grandes dimensão espaciais – variando de algumas centenas a alguns poucos milhares de quilômetros de diâmetro. Segundo Blessmann (1995), os ventos EPS constituem a fonte mais comum de ventos fortes em latitudes temperadas.

O perfil dos mesmos varia com a rugosidade, apresentando uma forma aproximadamente logarítmica, variando de zero na altura de rugosidade até o valor máximo na altura de gradiente. Caracterizam-se ainda por uma atmosfera verticalmente estável e sopram mantendo uma velocidade média que pode ser considerada constante por períodos de até dezenas de horas.

Sendo assim, a caracterização dos ventos EPS passa pela avaliação de sua velocidade média, que pode ser mantida por longos períodos, separadamente da velocidade flutuante, que é originada pela turbulência atmosférica. Estes conceitos serão brevemente abordados nos próximos itens.

##### 3.1.1. Velocidade média

Para a engenharia civil, é importante a caracterização das velocidades médias dos ventos fortes de estabilidade considerada neutra – ou seja, onde o gradiente térmico ambiental é igual à razão adiabática – por permitir embasar formulações que servem ao dimensionamento das estruturas frente ao efeito estático do carregamento imposto por estes ventos.

O perfil de velocidades média ao longo da altura mais relevantes são o perfil da lei logarítmica e o perfil da lei potencial.

O perfil teórico logarítmico, conhecido como Lei de Prandtl, é expresso da seguinte forma:



$$\frac{\bar{V}}{u_0^*} = \frac{1}{k} \ln \left( \frac{z}{z_0} \right) \quad (8)$$

Onde:

- $z$ : altura da partícula de ar
- $z_0$ : comprimento de rugosidade do terreno
- $\bar{V}(z)$ : velocidade média da partícula
- $u_0^*$ : velocidade de fricção junto à superfície
- $k$ : constante de Von Kármán ( $k \cong 0,4$ )

A definição de velocidade de fricção,  $u^*$  ou velocidade de cisalhamento, provém do conceito de comprimento de mistura, e depende tanto da rugosidade superficial da superfície como da velocidade média do vento. Este parâmetro é definido pela expressão:

$$u^*(z) = \sqrt{\frac{|\tau_t(z)|}{\rho}} \quad (9)$$

Onde:

- $\tau_t$ : tensões de deslizamento ou tensões tangenciais
- $\rho$ : massa específica do ar

A velocidade de fricção pode ser entendida ainda como uma medida da intensidade da turbulência e da transferência de quantidade de movimento causada por esta turbulência. Na maioria das aplicações, trabalha-se com  $u_0^* = u^*(0)$ .

O comprimento de rugosidade,  $z_0$ , que caracteriza a rugosidade local do terreno, está diretamente ligado à altura dos obstáculos que formam a rugosidade da superfície terrestre, sendo uma pequena fração desta altura. Os valores de  $z_0$  na NBR 6123/1988 variam de 0,005 a 2,5 metros. Do ponto de vista estrutural, o uso de valores baixos de  $z_0$  estão mais a favor da segurança.

Segundo Loredou-Souza *et al.* (2004), a lei logarítmica apresenta as seguintes vantagens com relação à lei potencial: o fato de haver nela um fator de escala, representado por  $z_0$ , o fato de ser uma lei derivada da teoria e o fato de a lei prever um bom ajuste próximo à superfície.

Ainda assim, a lei potencial é amplamente utilizada como forma de perfil de velocidades médias do vento entre duas alturas dentro da camada limite atmosférica, conforme equação (10).

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

Onde:

- $z$ : altura da partícula de ar
- $z_g$ : altura de referência, usualmente 10 m
- $\bar{V}(z)$ : velocidade média da partícula
- $\bar{V}(z_g)$ : velocidade de referência
- $p$ : expoente adimensional de camada limite

O expoente  $p$  é função da rugosidade do terreno e do intervalo de tempo. Valores de referência segundo vários autores podem ser encontrados em Blessmann (1995).

A lei potencial, embora não seja cientificamente embasada como a lei logarítmica, é um modelo simples e que apresenta boa concordância com os dados experimentais segundo Blessmann (1995). Esta lei é utilizada pelas normas NBR 6123 (ABNT, 1988) e IEC 60826 (IEC, 2003).

### 3.1.2. Velocidade flutuante

As flutuações da velocidade do vento em torno de sua velocidade média para os ventos tipo EPS, considerados eventos estacionários do ponto de vista da teoria de processos aleatórios para aplicação na engenharia estrutural, originam-se da turbulência do escoamento. Tais flutuações, em escoamentos onde há estabilidade neutra da atmosfera, são quase integralmente causadas pela agitação mecânica do ar, devido à rugosidade natural e artificial do terreno, e formam um grande número de turbilhões (BLESSMANN, 1995). Estas flutuações em torno da velocidade média são as denominadas rajadas de vento, ou simplesmente rajadas.

Embora a turbulência atmosférica seja, de forma geral, tanto mecânica quanto convectiva em origem, para ventos fortes a turbulência convectiva pode ser considerada minoritária, uma vez que esta tende a ser enfraquecida pela própria ação da turbulência mecânica, que aumenta rapidamente com a velocidade do vento (DAVENPORT, 1961a).

As dimensões dos turbilhões variam enormemente e os mesmos geram as rajadas de vento em uma sequência aleatória de frequências e intensidades. As rajadas de maior intensidade são aquelas apresentam pequena duração (da ordem de frações de segundo) e atuam sobre uma pequena região. Isto ocorre porque estas rajadas correspondem a uma chegada simultânea de turbilhões de diferentes dimensões que se somam. Sendo assim, a intensidade da rajada é inversamente proporcional à sua duração e à região que ela atinge.

A velocidade de rajada pode ser vetorialmente decomposta nas três componentes espaciais: a componente longitudinal da flutuação (na mesma direção da velocidade média), componente lateral da flutuação (normal à velocidade média no plano  $xy$ ) e a componente vertical da flutuação (na direção do eixo  $z$ ), isto é:

$$\vec{v}(z, t) = \vec{v}_1(z, t) + \vec{v}_2(z, t) + \vec{v}_3(z, t) \quad (11)$$

Onde:

- $\vec{v}_1(z, t)$ : componente longitudinal da flutuação
- $\vec{v}_2(z, t)$ : componente lateral da flutuação
- $\vec{v}_3(z, t)$ : componente vertical da flutuação

Não permitindo uma abordagem determinística, a turbulência do vento é considerada um fenômeno aleatório, e as flutuações da velocidade média, ou rajadas,  $\vec{v}(z, t)$ , costumam ser abordadas pelas teorias de probabilidade e médias estatísticas.

Descreve-se brevemente a seguir dois elementos importantes na caracterização da turbulência do vento sinótico: escala de turbulência e espectro de turbulência.

### 3.1.2.1. Escalas de turbulência

A caracterização espacial e temporal da turbulência é quantitativamente definida por meio das funções de correlação. A partir das funções de correlação, esta caracterização é feita com as chamadas escalas de turbulência, que se baseiam em parâmetros para avaliar as dimensões dos maiores turbilhões, nos quais a grande parcela da energia cinética do escoamento está contida.

Define-se, então, as escalas temporal e espacial da turbulência: a escala temporal se refere ao estudo da natureza repetitiva das rajadas, e as escalas espaciais o estudo da não uniformidade da ação das rajadas sobre as estruturas levando em consideração as dimensões dos turbilhões.

Ambas as escalas são definidas como a área sob as curvas de correlação normalizada: a área sob a curva de autocorrelação no caso da escala temporal e, no caso da correlação espacial, a área sob a curva de correlação cruzada. Na análise da correlação temporal, interessa-nos a interdependência de dois valores de um mesmo sinal defasados no tempo. Já na correlação espacial queremos estudar a interdependência de dois sinais em dois pontos do espaço distintos, com um retardo de tempo ou não entre eles.

Conforme posto, a escala temporal da turbulência, ou tempo de correlação,  $T_C$ , a área fica dada por:

$$T_C(z) = \int_0^{\infty} \rho_1(z, \tau) d\tau \quad (12)$$

E a escala espacial,  $L_{ij}$ :

$$L_{ij}(r) = \int_0^{\infty} \rho_{ii}(s_j) ds_j \quad (13)$$

Onde:

- $i$ : componente do vetor rajada ( $v_i$ ) em ambos nos pontos de interesse
- $j$ : direção do segmento de reta que liga os pontos de interesse, que representa a direção da componente da escala em estudo
- $\rho_{ii}(s_j)$ : coeficiente de correlação cruzada para um afastamento  $s_j$

As escalas temporal e longitudinal podem ser relacionadas através da hipótese de Taylor, que ao estudar a turbulência avaliou que, em uma curta distância, os redemoinhos deslocam-se na velocidade média do vento e sua alteração de forma é muito pequena. A suposição da hipótese de Taylor nos permite afirmar que a correlação cruzada  $R_{ik}(s_1; 0)$  entre duas componentes quaisquer do vetor rajada em dois pontos separados apenas por uma distância  $s_1$  na direção do

vento médio é igual à correlação cruzada  $R_{ik}(0; \tau)$  medida em um único ponto para as mesmas duas componentes do vetor rajada e com um retardo dado por:

$$\tau = \frac{s_1}{\bar{V}(z)}$$

Segundo Blessmann (1995), diversos estudos teóricos e experimentais mostraram que a hipótese de Taylor é satisfatória, desde que a turbulência não seja demasiadamente alta.

Em suma, para  $i = k = 1$ , tomando-se a componente longitudinal, por exemplo, a correlação cruzada  $R_{11}(s_1; 0)$  pode ser obtida a partir da correlação temporal  $R_1(\tau)$ , desde que se tome:

$$s_1 = \bar{V}(z) \cdot \tau$$

Deste modo, uma escala longitudinal em uma determinada altura pode ser obtida multiplicando-se a velocidade média nesta altura pela correspondente escala temporal.

Há expressões de diversos autores disponíveis na literatura para o cálculo das escalas espaciais em função da altura. Fadel Miguel *et al.* (2012) reuniram valores para diferentes rugosidades ao longo da altura e traçaram uma regressão linear para as componentes transversal e vertical, adotada no presente trabalho.

### 3.1.2.2. Espectro de turbulência

O espectro da turbulência trata da distribuição da energia das rajadas ao longo das faixas de frequência. Considerando que as flutuações do vento constituem um processo aleatório, e que há uma distribuição contínua de frequências dentro de uma certa faixa, deve-se ter um espectro contínuo que caracterize esta distribuição.

Há muitas expressões matemáticas propostas por diversos autores para o espectro de potência para as três componentes do vetor rajada. Serão brevemente mencionadas aqui algumas das propostas mais conhecidas na literatura para a componente longitudinal.

A expressão proposta por Davenport (DAVENPORT, 1961a), apesar de não representar bem os valores obtidos em baixas frequências, é uma das mais conhecidas e utilizadas, uma vez que, além de frequências muito baixas não serem tão importante para a engenharia civil, a expressão

é baseada em um grande número de medidas em diversas rugosidades e alturas e é de fácil integração (BLESSMANN, 1995). As expressões de Harris e Davenport não consideram, originalmente, a influência da altura acima do terreno. Já as expressões de von Kármán e Kaimal fazem a distinção em função da altura. Para as componentes laterais e longitudinais, pode-se citar as expressões de Kaimal e de von Kármán.

Desenvolvem-se aqui as expressões para a componente longitudinal de Davenport e de Von Kármán, esta última utilizada no desenvolvimento do trabalho. As expressões são dadas por:

$$\frac{f S_1(f)}{\sigma_1^2} = \frac{A X_1^m}{(B + C X_1^k)^n} \quad (14)$$

Onde  $X_1 = f L / \bar{V}(10)$  é a frequência adimensional e sendo:

- $S_1(f)$ : densidade espectral da variância
- $f$ : frequências, em Hz
- $\sigma_1^2$ : variância
- $A, B, C, m, n, k$ : constantes dadas na Tabela 2.

Tabela 2 – Parâmetros para espectros a 100 m de altura (BLESSMANN, 1995).

Autor	A	B	C	m	n	k	L (m)
Davenport	2/3	1	1	2	4/3	2	1200
Von Kármán	4	1	70,78	1	5/6	2	139

A Figura 3-1 ilustra os espectros longitudinais de Davenport e Von Kármán:

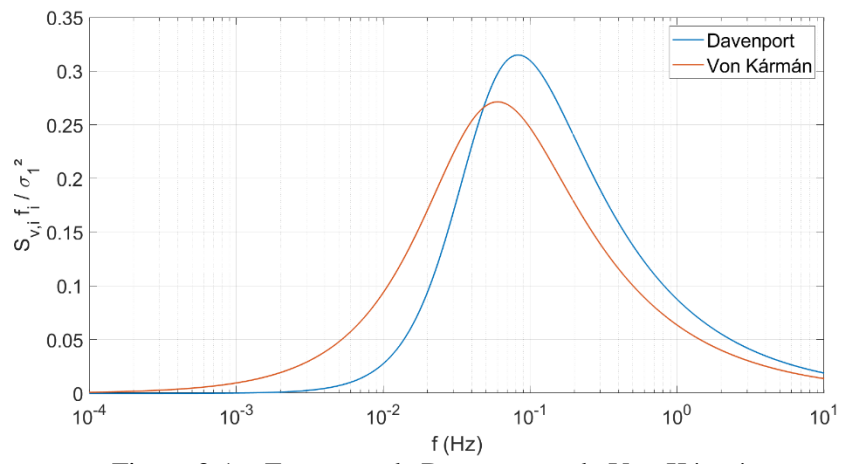


Figura 3-1 – Espectros de Davenport e de Von Kármán.

### 3.2. TORMENTAS ELÉTRICAS

As tormentas elétricas são abreviadamente conhecidas como tormentas TS (*thunderstorm*). Trata-se de um evento meteorológico de natureza localizada, embora possa abranger uma área maior ao acontecer em grupos de células conjuntas, que tem origem na formação de uma nuvem cúmulo-nimbo (*cumulonimbus*) devido a uma movimentação ascensional de ar quente e úmido, que ocasiona precipitação torrencial, descargas elétricas e correntes descendentes de ar. O fenômeno da corrente descendente produz um escoamento típico de um jato verticalmente direcionado em direção à superfície (ZHU e ETKIN, 1985).

Fujita (1990) descreveu a tempestade elétrica como uma tempestade local produzida por uma nuvem *cumulonimbus* sempre acompanhada por raios e trovões, e segundo o autor uma forte tempestade elétrica provoca fortes rajadas de vento, chuva forte, granizo e, às vezes, tornados.

Um cúmulo-nimbo é uma grande nuvem que evolui de um cúmulo (*cumulus*) por ação de ventos convectivos ascendentes. A cúmulo-nimbo é caracterizada por atingir grandes dimensões verticais e por adquirir um formato de bigorna. O topo da nuvem parte da altura de 7 a 8 km, na fase cúmulo, e esta passa a ser chamada de cúmulo-nimbo quando atinge em torno de 12 a 15 km de altura, podendo chegar a alturas acima de 22 km, segundo Blessmann (1995).

Este evento é originado, portanto, do surgimento de uma atmosfera verticalmente instável. A força ascensional que movimenta verticalmente o ar pode ter sua origem, segundo Blessmann (1995), no aquecimento da superfície terrestre, em uma frente fria, na diferença de temperatura entre terra e mar, ou no movimento do ar subindo a encosta de montanhas.

Fujita (1985) definiu a corrente descendente como uma massa de ar fria e úmida que desce bruscamente da nuvem base da tempestade TS, colidindo com a superfície do terreno e irradiando-se horizontalmente.

O desenvolvimento da tempestade TS se dá em três estágios. Blessmann (1995) define os estágios da seguinte forma (Figura 3-2):



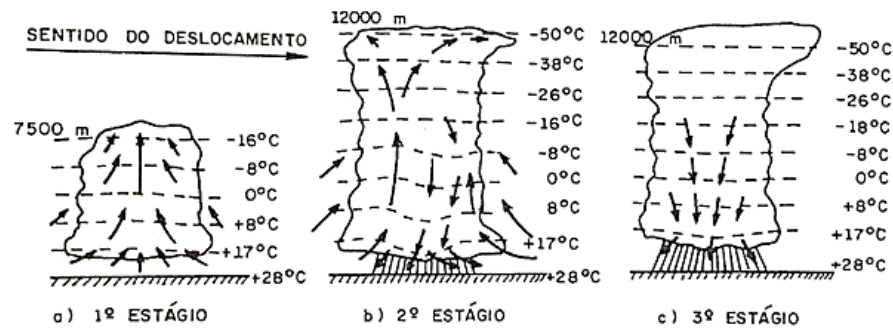


Figura 3-2 – 1º, 2º e 3º estágios de desenvolvimento de uma tempestade elétrica (BLESSMANN, 1995).

No **1º estágio** (à esquerda) a elevação do ar quente e úmido até uma altura aproximada de 8 km forma uma nuvem *cumulus*. Trata-se de um caso de equilíbrio instável da atmosfera: o ar úmido continua subindo. Neste estágio não ocorre precipitação.

No **2º estágio** (ao centro), a nuvem atinge altura superior a 12 km e passa a ser chamada *cumulonimbus*. As baixas temperaturas dão origem a gotas de água, cristais de neve e partículas de gelo, que permanecem sustentadas pelo movimento ascendente de ar quente. Em um dado momento, estas gotas, cristais, e partículas não mais se mantêm em equilíbrio com as correntes ascendentes de ar, e então começa a precipitação. A chuva, neve e gelo, ao caírem, esfriam o ar à sua volta e a precipitação é intensificada. A fricção destes elementos com o ar origina correntes descendentes de ar, ao mesmo tempo que continuam as correntes ascendentes de ar quente. A chegada das correntes descendentes ao solo é geralmente brusca e caracterizada por rajadas violentas e chuva torrencial. Esse estágio, chamado de estágio maduro, possui duração de 5 a 30 minutos.

No **3º estágio** (à direita) as correntes descendentes aumentam em área transversal até tomarem conta de toda a nuvem. Como não há mais ar quente e úmido subindo, a precipitação diminui e cessa.

A fricção causada pela chuva e o gelo origina as cargas elétricas, resultando nas descargas elétricas e nos trovões, que dão nome ao fenômeno.

Segundo Solari *et al.* (2015), as tempestades TS ocorrem em quase toda parte e, segundo os autores, o clima de muitas regiões, como é o caso europeu, e de muitas outras partes do mundo principalmente entre latitudes de 20° a 50°, é dominado pelos fenômenos dos ciclones EPS e das tempestades TS. Quando estes dois eventos ocorrem simultaneamente, formam-se as chamadas linhas de instabilidade, nas quais um evento EPS carrega um campo de ventos TS.

O perfil vertical das tormentas TS, de forma geral, em comparação com o perfil dos ventos sinóticos está ilustrado na Figura 3-3. O perfil tracejado refere-se ao de um vento sinótico, enquanto os outros referem-se a perfis de correntes descendentes, segundo formulações e simulações experimentais e em CFD. É possível notar que os perfis diferem bastante. O perfil típico da tempestade TS pode apresentar velocidades maiores de vento para alturas menores, em geral inferiores a 100 metros.

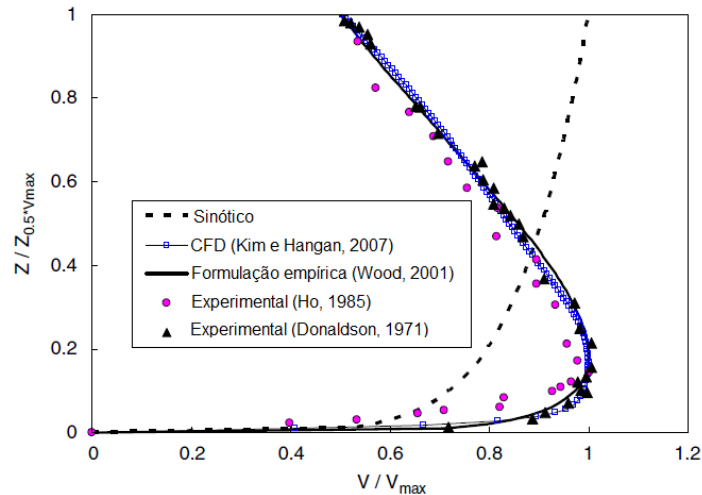


Figura 3-3 – Perfis verticais típicos de tormentas TS e de ventos sinóticos. (adaptado de KIM e HANGAN, 2007)

Modelos acerca do campo de velocidades deste tipo de vento serão mais bem explanados nos dois capítulos que seguem.

## 4. ESTADO DA ARTE

Neste capítulo, encontra-se uma contextualização do fenômeno das tormentas TS e das correntes descendentes, bem como uma breve revisão bibliográfica de publicações mais recentes neste tema, passando pelos principais modelos para o campo de velocidades devido a este fenômeno, e também a respeito do tema da análise de linhas de transmissão submetidas a campos de ventos em geral.

Serão brevemente descritos os principais pontos dos modelos que servem de base para o modelo adotado no presente trabalho, por sua vez descrito em mais detalhes no capítulo seguinte.

### 4.1. ORIGEM DA CARACTERIZAÇÃO DAS CORRENTES DESCENDENTES

O estudo moderno das tormentas elétricas teve início em 1946 quando Byers dirigiu o projeto denominado “Projeto tormentas elétricas” (“*Thunderstorm Project*”) (BYERS e BRAHAM<sup>7</sup>, 1949 *apud* SOLARI *et al.*, 2005). Os autores notaram que a corrente descendente da tempestade descia em direção ao chão e espalhava-se horizontalmente, semelhante a um jato de fluido que atinge uma superfície plana (WILSON e WAKIMOTO, 2001).

Nas décadas de 1970 e 1980, contribuições essenciais foram feitas por T. Theodore Fujita acerca da definição de tormentas elétricas e das correntes descendentes impulsionadas pela queda de um Boeing 727 no aeroporto JFK em Nova Iorque em 1975 matando 112 pessoas e ferindo 12. A partir de então, três projetos de campo que proporcionaram uma grande quantidade de registros foram desenvolvidos: NIMROD (1978), JAWS (1982) e MIST (1986). Os projetos desenvolvidos confirmaram a existência do fenômeno das correntes descendentes como um fenômeno diferenciado de outros já conhecidos e puderam promover uma detalhada descrição de como se dá o seu desenvolvimento (WILSON e WAKIMOTO, 2001).

A corrente descendente foi definida por Fujita (1985) como um forte jato descendente que induz uma propagação de ventos em todas as direções próximo à ou na superfície. Ele a subdividiu

---

<sup>7</sup> BYERS, H.R.; BRAHAM, R.R. *The Thunderstorm: Final Report of the Thunderstorm Project*. U.S. Government Printing Office, Washington, DC. 1949.

em “*microbursts*” e “*macrobursts*”, que seriam, respectivamente: ventos violentos (até 75 m/s) com extensões de até 4 km e ventos um pouco menos violentos (até 60 m/s) que se espalham horizontalmente com extensões maiores que 4 km em dimensão horizontal.

## 4.2. ESTUDOS RELACIONADOS

Nesta seção, cita-se alguns estudos relacionados ao estudo dos campos de ventos associados a tormentas elétricas e estudos acerca do comportamento de sistemas estruturais de linhas de transmissão submetidas a campos de ventos sinóticos e não sinóticos.

Hangan *et al.*<sup>8</sup> (2003 *apud* El Damatty *et al.*, 2013), também descrito em Hangan *et al.* (2004), desenvolveram um modelo em dinâmica dos fluidos computacional, CFD (*computational fluid dynamics*), para simular as variações no tempo e no espaço do campo de velocidades associados a correntes descendentes. Um programa experimental foi desenvolvido utilizando uma instalação de um jato, onde medidas de pressão e velocidade foram utilizadas para validar as premissas adotadas na simulação CFD. Kim e Hangan (2007) validaram este modelo comparando o perfil vertical do modelo com resultados semiempíricos baseados em dados em escala real e outros resultados experimentais.

El Damatty *et al.* (2013) resume as principais pesquisas realizadas na UWO (*University of Western Ontario*) focadas em eventos corrente descendente e tornados, a partir do ano 2000, motivadas pela falha de várias linhas de transmissão no Canadá. Os autores apontam as principais conclusões acerca do tema de correntes descendentes e linhas de transmissão:

- As forças que atuam numa linha de transmissão devido a uma corrente descendente dependem da localização da nuvem relativa à torre, que pode ser definida por  $(\theta, R)$  conforme a Figura 4-1.

---

<sup>8</sup> HANGAN, H., ROBERTS, D., XU, Z., KIM, J. *Downburst* simulation. Experimental and numerical challenges. Proceedings of the 11th International Conference on Wind Engineering, Lubbock, Texas, Electronic Version. 2003.

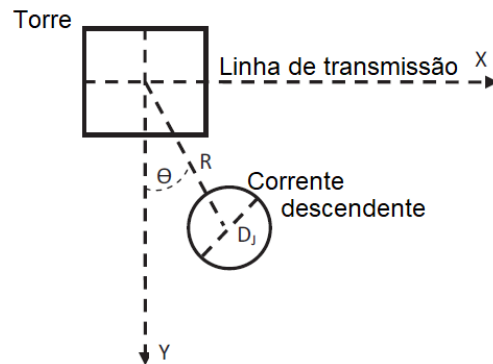


Figura 4-1 – Coordenadas polares da corrente descendente em relação à torre de interesse (adaptado de EL DAMATTY *et al.* 2013).

- As correntes descendentes mais críticas ocorreriam nas seguintes configurações:
  - $\theta = 30^\circ$      $\frac{R}{D_j} = 1,60$      $D_j = 1\ 000\ m$
  - $\theta = 0^\circ$      $\frac{R}{D_j} = 1,20$      $D_j = 500\ m$
  - $\theta = 90^\circ$      $\frac{R}{D_j} = 1,20$      $D_j = 500\ m$
- O efeito da componente vertical do vento nas torres é negligenciável comparada à componente radial (horizontal).

Solari *et al.* (2015) apresentaram o primeiro estágio de um projeto de pesquisa que visaria introduzir um novo método de generalização da conhecida técnica de espectros de resposta de sismos (RS), introduzido por Housner *et al.* (1952)<sup>9</sup>; Housner, (1959)<sup>10</sup>, para aplicação a tormentas TS. Mais especificamente, a resposta de sistemas ideais de um grau de liberdade (SDOF), submetidos a campos de ventos perfeitamente coerentes. Os autores descrevem que, enquanto a engenharia do vento usualmente expressa o carregamento dos ventos a partir de modelos para a velocidade do vento, o método proposto, similarmente ao que se faz na engenharia sísmica, trabalha a partir o uso de dados de registros de eventos TS. Nesta publicação, uma nova definição de espectro de resposta básico é sugerida e algumas formas de representação e parametrização destes espectros de resposta são estudadas e ponderadas. As propriedades do espectro de resposta são investigadas atentando para analogias entre o caso dos

<sup>9</sup> HOUSNER, G.W. Behavior of structures during earthquakes. Journal of Mech. Div. ASCE 85 (EM4), 109–129. 1959.

<sup>10</sup> HOUSNER, G.W.; MARTEL, R.R.; ALFORD, J.L. Spectrum analysis of strong-motion earthquakes. Bull. Seism. Soc. Am. 43 (2), 97–119. 1953.

sismos e o caso da análise clássica de ventos sinóticos. São utilizados os dados de monitoramento conduzido pelo projeto europeu “Ventos e Portos” (“*Winds and Ports*”). Os autores sugerem que o método e as definições apresentadas são gerais e podem ser aplicadas a outros casos. Solari (2016) estende este método a sistemas verticais com múltiplos graus de liberdade (MDOF).

Solari *et al.* (2017) propõem uma estratégia híbrida para a simulação de campos de velocidades do vento relacionados aos escoamentos de tormentas TS, diferentes das clássicas simulações de Monte Carlo. Simulações foram aplicadas como testes a três modelos de estruturas verticais reais (um poste metálico de iluminação, um mastro metálico e uma torre de concreto armado de telecomunicações). Todos os resultados obtidos foram analisados estatisticamente. A distribuição de probabilidade obtida do valor máximo da resposta da estrutura induzida por tormentas TS foi mais esparsa do que a distribuição correspondente a ciclones EPS, e por conta disso, os autores afirmam que não é adequado relacionar o valor máximo da resposta com o seu valor médio. Foi constatado também que os deslocamentos devido às tormentas TS praticamente não é afetada pela contribuição dos modos mais altos de vibração. Os autores afirmam que a parte ressonante da resposta a eventos TS é, em geral, um pouco menor do que àquela referente a ventos sinóticos, o que indica que, embora os ventos de correntes descendentes sejam fenômenos transientes, não são breves o suficiente para evitar que as estruturas possam apresentar resposta ressonante relevante.

Gheno (2014) aprimorou o modelo de Ponte (2005) e Ponte e Riera (2007) para tormentas TS e analisou as forças induzidas em cabos ocasionadas por uma combinação de tormentas descendentes e ventos sinóticos, sendo estes considerados sem flutuações devido à turbulência. Na análise dos cabos, foram considerados diversos comprimentos de vãos, combinações e orientações de ventos nas simulações. Concluiu-se que, para a mesma velocidade de vento a uma altura de 10 m acima do solo, um evento sinótico induz carregamentos mais severos nos cabos quando sua direção é perpendicular aos cabos; para outros casos, observou-se que o caso composto por uma tormenta descendente pode induzir carregamentos mais severos. Ao analisar a distribuição gerada na simulação da série de máximas ao longo de 50 anos, comparando-a com outros autores, concluiu-se que o modelo apresentado apresenta um bom ajuste com todas as curvas comparadas.

Riera (2016) sugere um procedimento simplificado para considerar o efeito de tormentas TS nos projetos estruturais baseada nos registros de estações meteorológicas do Uruguai durante eventos TS. O autor sugere parâmetros para categorias de correntes descendentes em linhas de instabilidade. Fadel Miguel *et al.* (2018) aplicaram o procedimento a edifícios típicos de seção transversal retangular e constante e altura variando de 20 a 300 m com o objetivo de comparar as respostas previstas para a ação do vento sinótico (EPS) e não-sinótico (TS). Foi verificado que os ventos sinóticos controlariam o projeto de edifícios de alturas superiores a 180 m e em regiões temperadas não afetadas por tempestades tropicais, entre 100 e 150 m. Os autores atestam que edifícios ou outras estruturas esbeltas de altura menor deveriam ser projetados, nas regiões temperadas, para a ação do vento TS.

Ibrahim *et al.* (2019) exploraram o efeito dinâmico de ventos de correntes descendentes no desenvolvimento de forças longitudinais nos condutores, e examinaram a validade de análises quase-estáticas, o que foi feito em dois níveis: escala de modelo e escala real, este último conduzido por uma geração CFD. Os resultados mostraram que as forças longitudinais no sistema de condutores são dinamicamente insensíveis e podem, assim, ser tratadas de forma quase-estática. Os autores sugerem que uma abordagem probabilística que considere a variabilidade das características da corrente descendente, juntamente com as propriedades da linha de transmissão, seria benéfica para comparações com o estudo apresentado.

Loredo-Souza *et al.* (2019) apresentam uma visão geral de áreas afetadas por correntes descendentes no Brasil com maior risco de ocorrências e uma análise dos padrões de danos causados por estes ventos, com foco especial nos efeitos em edifícios e estruturas. Os autores afirmam que o uso de simulações e valores normativos de ventos convencionais ainda é uma ferramenta valiosa na prevenção de danos causados pelo vento, embora ressaltem que as características destes tipos de ventos diverjam bastante. Os autores defendem a necessidade de uma revisão da norma brasileira de cargas devidas à ação do vento e a necessidade de incentivar o seu uso no projeto de edifícios comuns, devendo a norma incorporar uma atualização de dados climáticos e implementar um modelo para tormentas TS.

Shehata *et al.* (2005) fizeram um modelo em elementos finitos de uma linha de transmissão e avaliaram sua resposta submetida a ventos provenientes de correntes descendentes, comparando-a à sua resposta quando submetida ao procedimento normativo da ASCE 74-91 para carregamento de vento. O campo de ventos utilizado para simular a corrente descendente

foi baseado na simulação em CFD feita por Hangan *et al.* (2003). Os autores estabeleceram um procedimento para adaptar a escala do campo de velocidades definidos por Hangan *et al.* (2003), em escala laboratorial, para estimar as variações temporais e espaciais em escala real. Segundo os autores, devido às frequências do carregamento imposto e as frequências naturais dos elementos, o efeito dinâmico foi desconsiderado. Após a análise dos resultados, os autores apontaram que:

1. Os picos de força axial associados ao vento proveniente de correntes descendentes excederam a aqueles provenientes da ASCE 74-91 entre 9% e 304%.
2. Os picos de força axial nos elementos da torre analisada dependem, em grande medida, da localização da corrente descendente em relação à torre.

Fadel Miguel *et al.* (2012) avaliaram a resposta dinâmica de um sistema de linhas de transmissão composto por torres autoportantes submetido a campo tridimensional de ventos EPS através da modelagem numérica e integração por diferenças finitas centrais em comparação às prescrições da IEC 60826. A incerteza do modelo foi contabilizada considerando-se vários modelos para o espectro de potência das componentes flutuantes da velocidade do vento, bem como das funções de correlação. Os valores obtidos através da análise dinâmica foram semelhantes aos determinados pelo comitê internacional, resultando em erros de estimativa na faixa entre 5% e 10%.

Menezes *et al.* (2012) avaliaram uma linha de travessia sobre o Rio Trombetas, na Amazônia brasileira, submetida à ação de ventos EPS e correntes descendentes e ruptura de cabo e compararam os resultados obtidos com as recomendações normativas da IEC 60826. A simulação das tormentas TS foi feita com a utilização do modelo de Ponte e Riera (2007), considerando a componente turbulenta descrita pelo espectro correspondente a um ruído branco em banda distribuída entre 0,05 e 0,55 Hz. Foi considerado que a possibilidade de ocorrência de linhas de tormenta seria desprezável no caso, devido à latitude da região, mais próxima à linha do Equador e, portanto, foram simuladas tormentas TS estacionárias, ou seja, sem o translado da nuvem. Os autores concluíram que os efeitos de amplificação dinâmica na simulação de ruptura de cabo não são negligenciáveis neste contexto, embora a probabilidade de ocorrência da ruptura de todos os cabos de um feixe, ao mesmo tempo, seja pequena. Na análise de ventos EPS, os valores da análise dinâmica foram cerca de 20% menores que o



procedimento estático equivalente. Nos ventos TS, encontraram uma grande variação nas forças axiais devidas às análises estática e dinâmica.

Fadel Miguel e Riera (2013) simularam séries de máximas anuais de 50 anos de tempo de retorno, através do método de Monte Carlo, de momentos fletores e esforços cortantes causados por eventos TS na base de torres de seção transversal constante. Foi utilizado como base o modelo para o escoamento descendente o de Ponte e Riera (2007). Os efeitos dinâmicos não foram considerados neste estudo. Os resultados sugeriram que carregamentos de ventos induzidos por tormentas TS em edifícios e torres com altura inferior a 50 metros podem ser determinados através da velocidade de referência aos 10 metros de altura de ventos sinóticos.

Luzardo (2016) estudou o comportamento dinâmico de um trecho de linha de transmissão submetido à ação de ventos provenientes de correntes descendentes. Os campos de velocidades foram simulados através de duas rotinas baseados nos modelos de Vicroy (1992) aprimorado por Chay *et al.* (2006), rotina “Vicroy”, e Holmes e Oliver (2000 e Wood e Kwok (1998), rotina “Holmes”. Foi concluído que a combinação de variáveis que provoca os resultados de forças internas mais críticos varia em relação a cada componente da linha considerado; e que a consideração das flutuações na resposta dinâmica dos cabos condutores e para-raios pode ser desprezada, embora ressalte que esta conclusão não é definitiva e precisaria ser melhor avaliada. E, por fim, é apontado que a revisão estrutural da torre identificou que a rotina “Vicroy” gerou relações demanda/capacidade inferiores àquelas obtidas através da rotina “Holmes” e a metodologia proposta na NBR 6123 (1988), o que, segundo o autor, demonstra a importância da correta simulação do crescimento da camada limite na caracterização do campo de velocidades que ocorre durante uma correntes descendentes.

Alminhana (2017) avaliou o efeito cascata em trechos de linhas de transmissão em dois casos de estudo principais, onde um deles comparava o comportamento de torres autoportantes e estaiadas sujeitas a efeito cascata longitudinal, e outro examinava a resposta de um trecho de linha de transmissão submetido a efeitos cascata longitudinal e transversal. Foram avaliados ventos EPS e eventos TS, estes últimos a partir do modelo de Chay *et al.* (2006). O estudo indica que as torres de suporte da linha simulada resistem com segurança em relação aos ventos transversais nas condições de projeto atuais. Sugere, no entanto, que mais pesquisas sejam realizadas acerca do efeito da componente lateral do vento.

Troian (2018) realizou uma análise estatística de esforços do mesmo sistema estrutural de linha de transmissão estudado neste trabalho. O objetivo foi o de comparar os resultados obtidos para ventos EPS com direção média transversal à linha através de análise dinâmica com aqueles referentes ao método estático equivalente da IEC 60826. Foi observado que o método estático equivalente da IEC 60826 se mostrou suficiente na estimativa de esforços da maioria dos elementos analisados, no entanto em algumas barras pertencentes ao mastro da torre foram encontrados pela análise dinâmica valores superiores aos valores obtidos pelo método estático equivalente.

#### 4.3. MODELOS DE REPRESENTAÇÃO DE CORRENTES DESCENDENTES

Existem essencialmente dois tipos de modelos simplificados para simular o campo de ventos associado a uma corrente descendente: o modelo de vórtice em anel e o modelo de “jato parede” impingente (*impinging wall jet*). O modelo de vórtice em anel foi usado por Ivan (1986) e foi também avaliado por Vicroy (1992), e o modelo de jato impingente foi adotado por Savory *et al.* (2001) e Holmes e Oliver (2000).

A Figura 4-2 ilustra estes dois tipos de modelos. O primeiro tipo de modelo surgiu devido à maneira pela qual o jato descendente de ar tende a formar um vórtice em anel antes de tocar o solo, conforme é descrito por Fujita (1985).

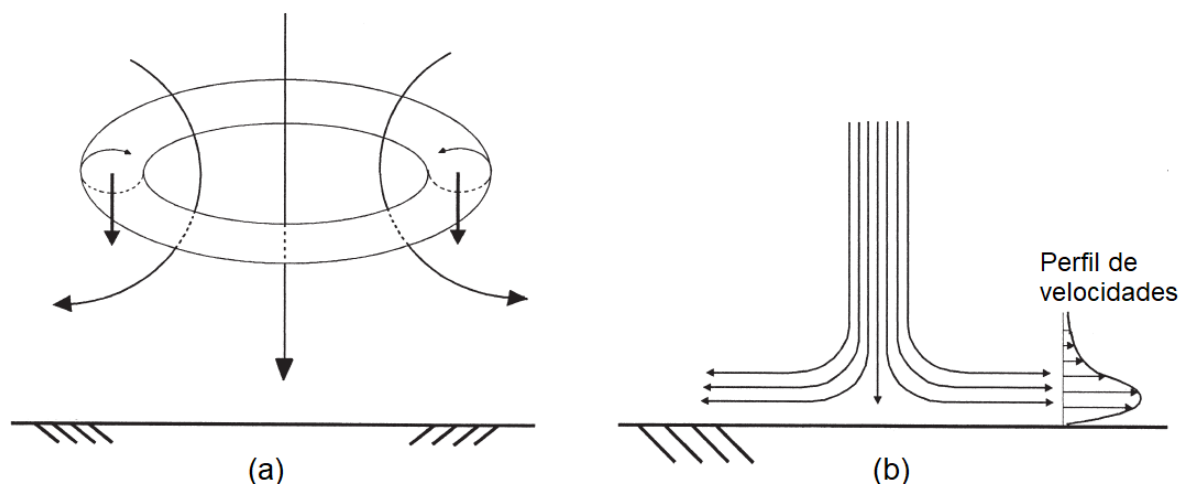


Figura 4-2 – Modelos de correntes descendentes (a) modelo vórtice em anel e (b) modelo jato parede (SAVORY *et al.*, 2001)

Segundo Savory *et al.* (2001), uma vez que o jato atinge o solo, é o escoamento radial em forma de “jato parede” que domina o campo de ventos, de forma que os modelos de jatos parede

forneem a melhor representação de *microbursts* totalmente desenvolvidos. Ainda segundo os autores, tentativas recentes de simular eventos de *microburst* em escala laboratorial usando um grande jato impingente mostraram boa concordância com alguns dos dados em escala real disponíveis.

Hjelmfelt (1988), que descreve a forma, estrutura e duração de *microbursts* observados no projeto JAWS, também discutiu as semelhanças entre o jato parede impingente e os *microbursts* observados e a aplicabilidade dos perfis de jato impingente à representação dos *microbursts*, e verificou que a estrutura dos escoamentos registrados se assemelha em muitas características à do jacto da parede reproduzida em laboratório (Figura 4-3). Perfis verticais de velocidade horizontal seguem curvas similares às do jato de parede, e perfis radiais de velocidade horizontal desde o centro da corrente descendente também estariam em concordância com as velocidades previstas nas teorias de jato parede até a velocidade máxima, a partir da qual as velocidades observadas decaem mais rapidamente do que as velocidades de jato paredes.

Holmes e Oliver (2000) afirmam que, embora haja evidências qualitativas para o modelo de vórtice em anel, os perfis de velocidade média produzidos por jato impingente em superfície plana em um experimento de laboratório e por simulação computacional mostraram-se bastante semelhantes ao observado em uma corrente descendente real.

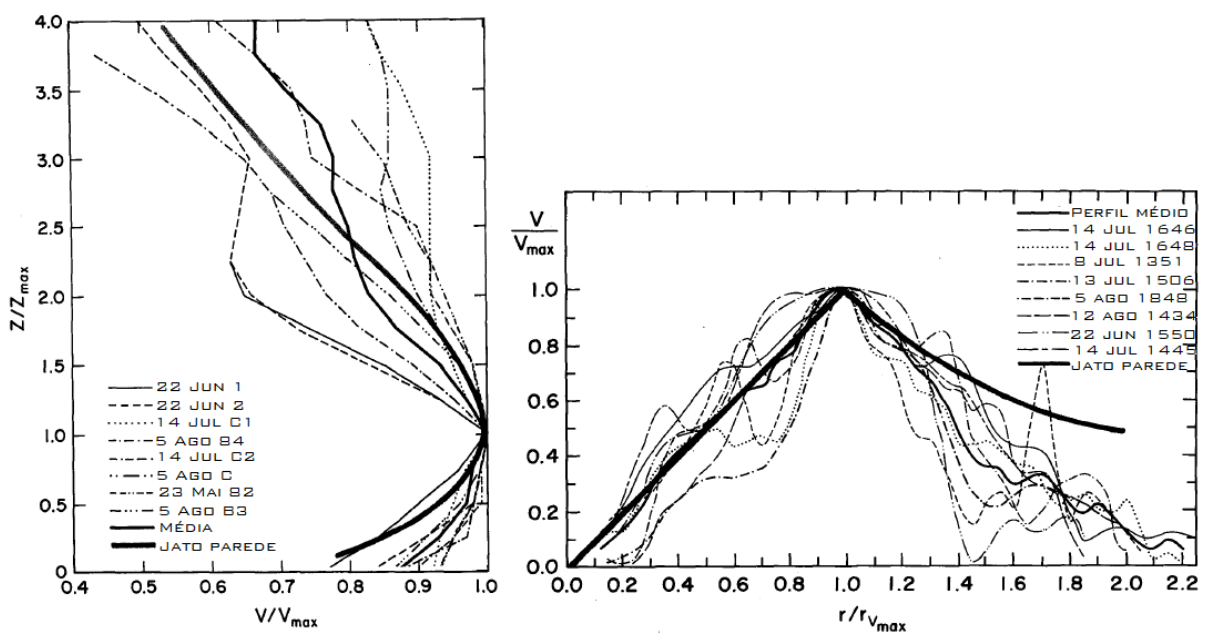


Figura 4-3 – (a) Perfil da velocidade radial normalizada pela velocidade máxima ao longo da altura para oito *microbursts*. A linha contínua medianamente espessa refere-se ao perfil médio, e a linha mais espessa refere-se ao perfil previsto para um jato parede (b) Velocidade radial normalizada ao longo da distância ao centro da tempestade. (HJELMFELT, 1988).

Serão brevemente descritos nas próximas seções os modelos de Zhu e Etkin (1985), Riera e Rocha (1998) e Holmes e Oliver (2000), que foram as principais bases para o modelo proposto inicialmente por Ponte Jr. (2005) e Ponte e Riera (2007), e que foi utilizado neste trabalho. Este, por sua vez, será descrito no próximo capítulo.

Entre outras publicações com importantes contribuições acerca de modelos de representação do escoamento de correntes descendentes de tormentas elétricas, citam-se: Oseguera e Bowles (1988), que propuseram equações a partir da conservação de massa para a determinação da velocidade radial e vertical de correntes descendentes estacionárias, sendo o escoamento invariável no tempo; Vicroy (1991) que apresenta uma modificação de Oseguera e Bowles (1988); e Wood e Kwok (1998), que desenvolveram um modelo empírico para o perfil vertical através de um experimento em túnel de vento, atualizado em Wood *et al.* (2001).

Cita-se ainda Chay *et al.* (2006), que, após estudarem a simulação de 30 cenários de correntes descendentes com diferentes diâmetros e velocidades de escoamento descendente modelados utilizando dinâmica dos fluidos computacional (CFD), elaboraram um modelo analítico para as velocidades de uma tormenta elétrica com vento de translado baseado em Oseguera e Bowles (1988), Vicroy (1991) e Holmes e Oliver (2000), onde é adotado o parâmetro de intensidade do vento em função do tempo. Era considerada ainda uma componente flutuante da velocidade do vento, gerada através de um método ARMA (*Auto Regressive Moving Average*, ou média móvel autor regressiva) e de uma técnica denominada EPSD (*Evolutionay Power Spectral Density*, densidade espectral evolutiva).

#### 4.3.1. ZHU E ETKIN (1985)

Zhu e Etkin (1985) modelaram o campo de velocidades próximo à superfície como um escoamento de fluido ideal gerado por uma distribuição de singularidades apropriada. O modelo foi denominado de modelo de dupla-folha ou dupla-superfície tridimensional (adaptação livre de *three-dimensional double-sheet model*). O escoamento de ar é considerado incompressível e não viscoso, e não são considerados os efeitos de variações de temperatura. A velocidade é fornecida em termos de suas componentes em  $\{x, y, z\}$  em função da posição em um campo tridimensional.

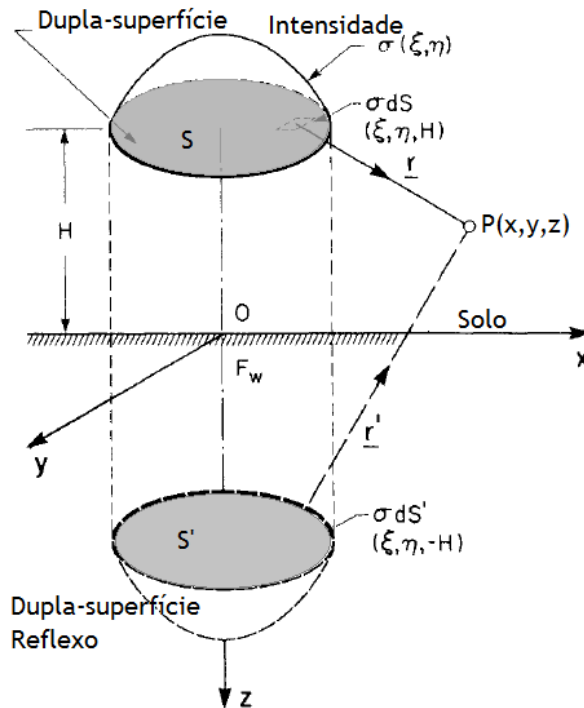


Figura 4-4 – Modelo da dupla-superfície tridimensional (adaptado de ZHU e ETKIN, 1985)

O modelo foi desenvolvido utilizando uma dupla-superfície circular de intensidade variável. O campo produzido simula um escoamento descendente da seguinte forma: a partir da intensidade característica da TS,  $\sigma_S$ , do diâmetro da origem da TS,  $D_S$ , e das coordenadas de uma singularidade – superfície diferencial de origem da TS,  $\xi$  e  $\eta$ , obtém-se a intensidade por unidade de área  $\sigma(\xi, \eta)$  (equação (15)). Em seguida, integra-se, em toda a superfície  $\{\xi, \eta\}$ , a intensidade por unidade de área levando em consideração as coordenadas do ponto P considerado,  $\{x, y, z\}$ , e a altura  $H$  medida do solo até dupla-superfície (Figura 4-4), obtendo-se assim as velocidades  $V_x$ ,  $V_y$  e  $V_z$  (equações (16 a (18)).

$$\sigma(\xi, \eta) = \sigma_S \cdot \left[ 1 - \text{sen}\left(\frac{\pi \cdot \sqrt{\xi^2 + \eta^2}}{D_S}\right) \right] \quad (15)$$

Onde:

- $\sigma(\xi, \eta)$ : intensidade por unidade de área
- $\sigma_S$ : intensidade característica da TS
- $D_S$ : diâmetro da origem da TS
- $\xi, \eta$ : coordenadas de uma singularidade – superfície diferencial de origem da TS

$$V_x = -\frac{3}{4\pi} \iint_S \sigma(\xi, \eta) \frac{(z-H)(x-\xi)}{r_d^5} d\xi d\eta \quad (16)$$

$$V_y = -\frac{3}{4\pi} \iint_S \sigma(\xi, \eta) \frac{(z-H)(y-\eta)}{r_d^5} d\xi d\eta \quad (17)$$

$$V_z = -\frac{1}{4\pi} \iint_S \sigma(\xi, \eta) \frac{3 \cdot (z-H)^2 - r_d^2}{r_d^5} d\xi d\eta \quad (18)$$

Onde

$$r_d^2 = (x-\xi)^2 + (y-\eta)^2 + (z-H)^2 \quad (19)$$

E:

- $V_x$  : componente do campo de velocidade na direção x
- $V_y$  : componente do campo de velocidade na direção y
- $V_z$  : componente do campo de velocidade na direção z
- $H$  : altura do solo à superfície de origem da TS
- $r_d$  : comprimento de escala radial
- $x, y, z$ : coordenadas do ponto P

Após várias simulações para diferentes coordenadas do ponto P, foram geradas curvas para as velocidades nas três direções e o modelo foi considerado satisfatório.

#### 4.3.2. RIERA E ROCHA (1998)

Riera e Rocha (1998) desenvolveram uma formulação baseada no campo de velocidades de Zhu e Etkin (1985) que permite simular tormentas elétricas em uma dada região visando o estabelecimento de velocidades máximas de vento.

Algumas das premissas adotadas nesta proposição foram:

- i. A tormenta TS é um fenômeno meteorológico localizado e se desenvolve a partir de uma nuvem *cumulonimbus*, com, aproximadamente, 5 000 m de diâmetro e 10 000 m de altura
- ii. A TS se desloca horizontalmente devido a um vento de fundo (ou vento de translado)
- iii. O movimento da TS gera uma área de ação de forma alongada, que depende da velocidade do vento de translado (que varia de 5 m/s a 15 m/s) e da duração do evento (que varia de 3 a 30 minutos)
- iv. A intensidade e a frequência da ocorrência de TS são características locais

Definiu-se então uma região de controle sobre um plano cartesiano. Os parâmetros do modelo são:

- $\vec{V}_0$ : velocidade de fundo
- $n_s$ : número médio anual de tormentas dentro da região de controle
- $\theta_s$ : direção da tormenta (sentido anti-horário a partir do eixo positivo x)
- $x_A, y_A$ : coordenadas do ponto de início da tormenta (ponto A)
- $x_B, y_B$ : coordenadas do ponto de término da tormenta (ponto B)
- $x_C, y_C$ : coordenadas do ponto de controle (ponto C)
- $L_s$ : comprimento do caminho da tormenta (distância entre pontos A e B)
- $T_s$ : duração da tormenta
- $\vec{V}_s$ : vetor velocidade de deslocamento da tormenta, assumida constante ao longo do caminho, e inicialmente assumido  $\vec{V}_s = \vec{V}_0$
- $\vec{V}_W(x, y)$ : vetor campo de velocidades de um vento TS, que depende da posição do ponto de controle em relação à posição instantânea ao foco da tormenta
- $\vec{V}_{SW}(x, y)$ : vetor campo de velocidades resultante,  $\vec{V}_s + \vec{V}_W$

Inicialmente, os campos de velocidade foram gerados conforme Zhu e Etkin (1985). Em seguida, os autores afirmam que o modelo de Zhu e Etkin (1985) pode ser simplificado para propósitos de utilização na engenharia civil. Os autores destacaram, então, a propriedade axissimétrica do campo de velocidades e a dependência do parâmetro adimensional  $\frac{|\vec{V}_W| D_S}{\sigma_S}$  com o fator de forma  $\frac{\rho}{D_S}$ . Esta dependência está ilustrada na Figura 4-5. Feito isso, os autores aproximaram e propuseram uma expressão ajustada a uma distribuição de Rayleigh, também

ilustrada neste mesmo gráfico, onde se pode observar que a aproximação e as curvas obtidas com os dados da integração de Zhu e Etkin (1985) estão bastante próximas. A expressão ajustada está descrita a seguir na equação (20):

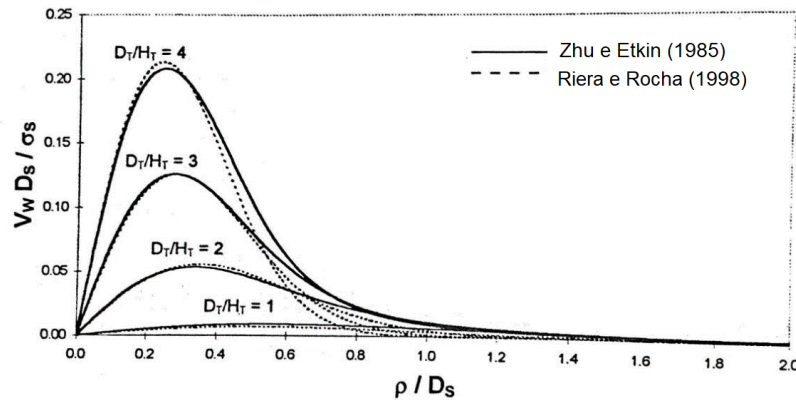


Figura 4-5 – Comparação do modelo de Zhu e Etkin (1985) com uma aproximação pela distribuição de Rayleigh (RIERA e ROCHA, 1998).

$$\frac{|\vec{V}_W|_{D_S}}{\sigma_S} = \frac{\rho/D_S}{\alpha^2 \cdot \beta} \cdot \exp \left[ -\frac{1}{2} \left( \frac{\rho/D_S}{\alpha} \right)^2 \right] \quad (20)$$

Onde:

- $\vec{V}_W$ : campo de velocidades considerando as direções x e y
- $D_S$ : diâmetro da origem da tempestade
- $\sigma_S$ : intensidade característica da tempestade

E  $\alpha$  e  $\beta$  são parâmetros relacionados a  $D_S/H_S$ :

$$1/\alpha = 2,27\sqrt{D_S/H_S} - 0,36 \quad (21)$$

$$1/\beta = 0,026 \cdot (D_S/H_S) - 0,02$$

Os autores concluem que a aproximação proposta é satisfatória e pode ser utilizada para um algoritmo de avaliação de velocidades do vento para eventos TS. Uma vez tendo o campo de velocidades definido, realizou-se uma simulação de ocorrências de eventos TS em uma dada região de controle, com o seguinte roteiro:



- 1) Define-se o número anual de tormentas  $n_S$  e as propriedades estatísticas das variáveis aleatórias (Figura 4-6).
- 2) Simula-se  $n_S$  amostras das variáveis aleatórias.
- 3) Calcula-se, para cada amostra, o vetor velocidade total  $\vec{V}_{SW}$  para todo tempo dentro do intervalo  $(0, T_S)$ , registrando-se o valor máximo.
- 4) Repete-se os passos 2 e 3 para o número de anos requeridos para a análise e realiza-se uma análise estatística das máximas simuladas.

No passo (1) foram utilizadas as seguintes distribuições e parâmetros:

Parameter	Adopted value
$n_S$	60 storms per year
$ \vec{V}_S $	Gumbel ( $\mu = 5, \sigma = 3$ )m/s
$x_A$	Uniform (-10000, 10000)m
$y_A$	Uniform (-10000, 10000)m
$\theta_S$	Uniform (0, 360) $^\circ$
$T_S$	Gumbel ( $\mu = 600, \sigma = 300$ )s
$\sigma_S$	Gumbel ( $\mu = 1.6, \sigma = 0.4$ ) $\times 10^5$ s/m $^2$
$D_S$	Gumbel ( $\mu = 2000, \sigma = 500$ )m
$D_S/H_S$	Uniform (1, 5)m

Figura 4-6 – Parâmetros do modelo adotados na simulação numérica (RIERA e ROCHA, 1998).

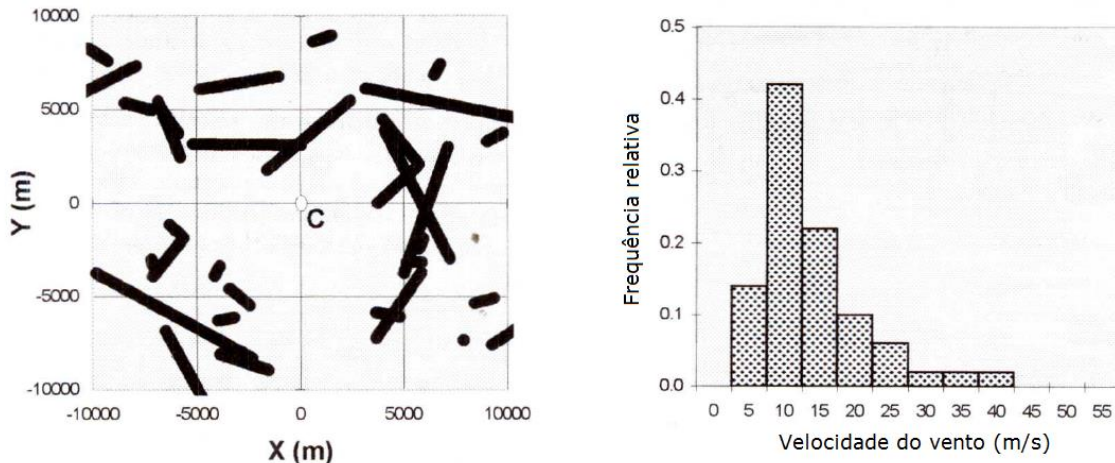


Figura 4-7 – Modelo proposto: tormentas TS na região de controle (à esquerda) e exemplo do histograma de simulações de máximas anuais de velocidades de eventos Ts (à direita) (adaptado de RIERA e ROCHA, 1998).

Através do registro da velocidade no ponto de controle, C, foi gerado um histograma das máximas anuais de 50 simulações, o correspondente a 50 anos de período de análise (Figura 4-7). Os autores ressaltam que, apesar da escolha arbitrária de parâmetros, as velocidades resultantes apresentaram-se consistentes em comparação com dados reais.

### 4.3.3. HOLMES E OLIVER (2000)

Holmes e Oliver (2000) descreve um modelo da velocidade horizontal e direção do vento em uma corrente descendente que se desloca gerada pela soma vetorial do vento de translado e o vento radial gerado pelo jato. Bons resultados foram obtidos da comparação deste modelo com os dados do evento registrado pela base da Força Aérea Andrews, nos Estados Unidos, e descrito por Fujita (1985).

Os autores destacam as seguintes motivações para o desenvolvimento deste modelo: reconstruir dados de anemômetros de eventos de correntes descendentes registradas e determinar a dimensão destes eventos e desenvolver um modelo de carregamento de vento oriundo de corrente descendente para sistemas de linhas de transmissão.

Os autores destacam ainda que, muito embora modelos tridimensionais mais completos, sob o ponto de vista de dinâmica dos fluidos, tenham sido propostos por Zhu e Etkin (1985), baseado no modelo da superfície-dupla ou folha-dupla (*double-sheet*), e Oseguera e Bowles (1988), baseados em soluções empíricas da equação da continuidade, nenhum destes modelos incorporaram o efeito do deslocamento da nuvem.

Os autores propõem as seguintes expressões para a determinação da velocidade radial, considerando o seu decaimento no tempo a partir de uma constante de tempo:

$$V_r = V_{r,max} \cdot \exp\left[-\frac{t}{T}\right] \cdot \left(\frac{r}{r_{max}}\right), \quad r < r_{max} \quad (22)$$

$$V_r = V_{r,max} \cdot \exp\left[-\frac{t}{T}\right] \cdot \exp\left[-\left(\frac{r - r_{max}}{R}\right)^2\right], \quad r \geq r_{max} \quad (23)$$

Onde:

- $V_r$ : velocidade radial no ponto de interesse
- $V_{r,max}$ : velocidade radial máxima
- $t$ : tempo medido do início da corrente descendente
- $T$ : constante de tempo

- $r$ : distância do centro da tempestade ao ponto de interesse
- $r_{max}$ : distância do centro da tempestade à posição na qual ocorre  $V_{r,max}$
- $R$ : escala de comprimento radial

Os autores encontraram uma boa concordância entre o seu modelo e os registros descritos por Hjelmfelt (1988). A simulação dos dados do evento registrado pela base da Força Aérea Andrews foi realizada e também se obteve um bom resultado, como se pode observar na Figura 4-8:

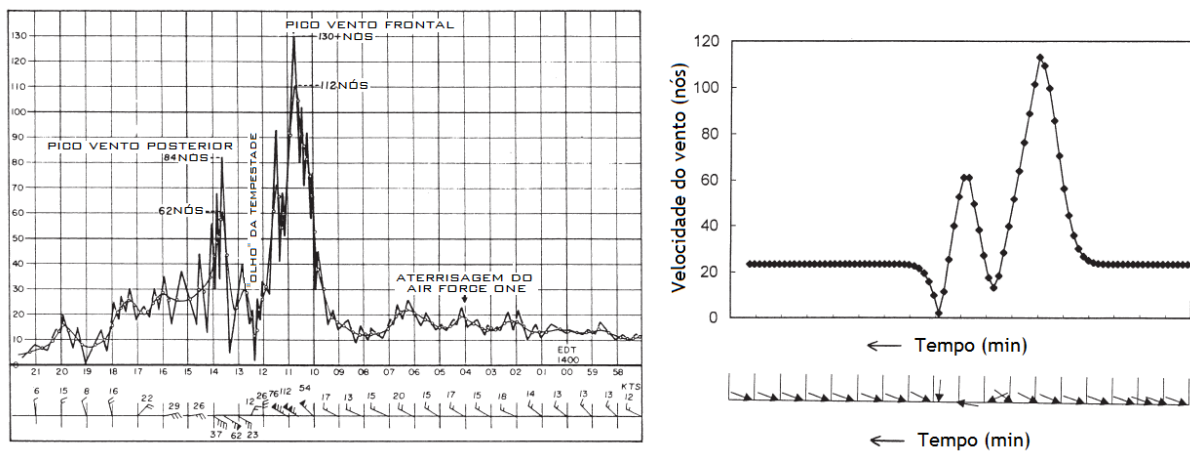


Figura 4-8 – Dados registrados da velocidade e direção do vento para a corrente descendente da Força Aérea de Andrews (à esquerda) e dados da simulação do evento pelo modelo proposto (à direita) (adaptado de HOLMES e OLIVER, 2000).

## 5. METODOLOGIA

Neste capítulo apresenta-se o modelo adotado para a simulação do campo de velocidades que combina um vento EPS a uma tormenta TS e os valores adotados para os parâmetros referentes à geração do campo de ventos, a forma de solução do equilíbrio dinâmico adotado e o roteiro dos procedimentos.

### 5.1. MODELO ADOTADO PARA O CAMPO DE VELOCIDADES

Neste trabalho, objetiva-se estudar a resposta do sistema estrutural submetido a um campo combinado de um evento EPS somado a um evento TS. Os ventos extremos de eventos EPS já são largamente estudados há mais tempo e podem ser bem caracterizados através dos perfis de velocidade média e dos espectros de turbulência velocidade flutuante. Já a caracterização dos campos de ventos que se originam das tormentas TS e, mais ainda, das chamadas linhas de tormenta (*squall lines*), que surgem da ocorrência simultânea destes dois fenômenos, ainda são tarefas em desenvolvimento pela comunidade científica.

Descreve-se ao longo desta seção o modelo adotado para a simulação do campo que pretende reproduzir a combinação de um evento EPS e um evento TS. Essencialmente, o modelo consistirá na soma vetorial de modelos dos dois tipos de fenômenos, EPS e TS.

Ponte (2005) e Ponte e Riera (2007) propõem um modelo que descreve o campo de velocidades tridimensional originados de uma corrente descendente em uma TS baseado numa representação semiempírica de linhas de escoamento axialmente simétricas. O modelo aqui adotado é o mesmo proposto por Gheno (2014), que por sua vez é baseado em Ponte (2005) e Ponte e Riera (2007) e aprimorado por Fadel Miguel e Riera (2013).

Ponte (2005) e Ponte e Riera (2007) partem de uma adaptação do modelo de Riera e Rocha (1998) com algumas simplificações, e seu modelo é baseado numa representação semi-empírica de linhas de escoamento axialmente simétricas que descrevem um campo estacionário, moduladas por uma função que leva em consideração a evolução da velocidade no tempo, baseada em Holmes e Oliver (2000). O modelo permite, portanto, a geração de um campo de velocidades com variação no tempo e no espaço. O escoamento é modelado com a consideração

de fluido incompressível. Os autores concluíram que os resultados do modelo foram compatíveis com dados disponíveis para tempo de duração e perfis verticais.

Ponte e Riera (2010) aplicaram o modelo proposto para a simulação de séries de velocidades extremas anuais utilizando números de eventos EPS e eventos TS em duas estações meteorológicas no sul do Brasil.

O modelo será descrito a seguir. As alterações propostas por Gheno (2014) foram:

- Limitação da área de ação da TS
- Limitação vertical da ação da TS
- Efeito de expansão da TS, que faz com que os efeitos da tormenta cheguem em instantes diferentes em pontos distintos do espaço
- Modelo de desenvolvimento de camada limite para o escoamento horizontal da TS
- Distribuição probabilística da altura da bigorna da nuvem *cumulonimbus*
- Modelo probabilístico para o raio do escoamento descendente na base da nuvem

#### 5.1.1. Premissas do modelo

Assume-se que, numa dada região, devido às condições meteorológicas, dá-se a formação de uma nuvem cúmulo-nimbo (Figura 5-1), que dará origem ao escoamento descendente, baseando-se nas seguintes premissas (Gheno, 2014):

1. O escoamento é de um fluido incompressível.
2. A base da nuvem encontra-se a uma altura  $h$  em relação ao solo, definida como  $h = 0,1 \cdot H_c$ , onde  $H_c$  é a altura do solo ao centro da bigorna.
3. A base da nuvem é circular, de raio  $R_0$ .
4. Existe uma queda de pressão  $\Delta p(z)$  em relação à atmosfera neutra, ao longo da altura  $H_c$ , que desencadeia o escoamento descendente de ar.

De acordo com McDonald e Fox<sup>11</sup> (1995 *apud* Ponte e Riera, 2007), o escoamento de gases com transferência de calor pode ser considerado incompressível quando o número de Mach for menor que 0,3. O número de Mach em um escoamento descendente não deve exceder 0,2, sendo assim, o escoamento deve permanecer dentro da faixa de aplicação da hipótese de incompressibilidade do fluido (PONTE e RIERA, 2007).

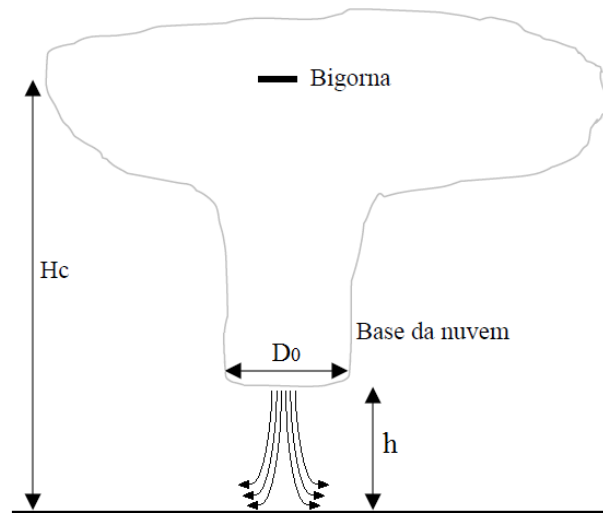


Figura 5-1 – Nuvem *cumulonimbus* e esquema da tormenta elétrica (adaptado de PONTE, 2005).

Ao longo do escoamento:

- O ar é um fluido incompressível e não viscoso e que escoam em caráter permanente ao longo de linhas de corrente.
- A queda de pressão em relação à atmosfera neutra é a única força motriz do escoamento, o que possibilita desconsiderar os efeitos das forças de campo.
- A variação da pressão no nível do solo ( $z = 0$ ) e no centro da bigorna ( $z = H_c$ ) é considerada linear.

Utilizando-se a equação de Bernoulli para determinar a velocidade do escoamento de ar na atmosfera alterada, admitindo-se que no instante inicial do movimento a velocidade do

---

<sup>11</sup> MCDONALD, A. T.; FOX, R. W. Introdução à mecânica dos fluidos. Editora Guanabara Koogan S.A. 4ª edição. 1995.

escoamento na altura  $z = H_c$  é nula, obtém-se a velocidade ao longo de uma linha de corrente a uma altura genérica,  $v_{tan}(z)$ :

$$v_{tan}(z) = \sqrt{2 \int \frac{dp}{\rho}} \quad (24)$$

Onde:

- $v_{tan}(z)$ : velocidade do fluido ao longo de uma linha de corrente para uma altura  $z$
- $dp$ : diferencial de pressão atmosférica
- $\rho$ : massa específica do ar

### Queda de pressão

Considerando a variação entre os dois pontos como sendo linear, partindo de zero na altura  $z = H_c$  até  $\Delta p_0$  no nível do solo  $z = 0$ , podemos expressar a diferença de pressão atmosférica estável na altura  $z$ ,  $\Delta p(z)$ , como:

$$\Delta p(z) = \Delta p_0 \cdot \left(1 - \frac{z}{H_c}\right) \quad (25)$$

Onde:

- $\Delta p_0$ : queda de pressão atmosférica no nível do mar
- $\Delta p(z)$ : queda de pressão atmosférica na altura  $z$

### Massa específica do ar

Ponte e Riera (2007) e Gheno (2014) propõem um ajuste exponencial para a massa específica do ar ao longo da altura considerada.

$$\rho(z) = \rho_0 \cdot e^{-\zeta \cdot z} \quad (26)$$

Onde:

- $\rho$ : massa específica do ar
- $\rho_0$ : massa específica do ao nível do terreno
- $\zeta$ : coeficiente de ajuste da equação

Baseando-se em algumas premissas descritas a seguir e na equação de White (2002) para o cálculo da massa específica do ar ao longo da altura, Gheno (2014) ajusta o coeficiente da equação  $\zeta = 0,000095 \text{ m}^{-1}$ . As premissas adotadas são:

- 1) Na região simulada, a troposfera estende-se até 10km de altitude
- 2) O gradiente de temperatura da atmosfera é de  $10^\circ\text{C}/\text{km}$ , o que representa uma atmosfera incondicionalmente instável
- 3) A temperatura ao nível do mar é de  $20^\circ\text{C}$
- 4) A queda de pressão não altera a massa específica do ar de maneira significativa

### 5.1.2. Velocidade tangencial

A partir da equação de Bernoulli e das premissas adotadas, partindo-se da equação (24) e utilizando as equações (25) e (26) para a queda de pressão, e massa específica do ar, a velocidade do escoamento de ar descendente é então dada por:

$$v_{tan}(z) = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p_0}{H_C \cdot \rho_0 \cdot \zeta} (e^{\zeta \cdot H_C} - e^{\zeta \cdot z})} \quad (27)$$

Onde:

- $v_{tan}(z)$ : velocidade tangencial em uma linha de corrente para a altura  $z$
- $\Delta p_0$ : diferença da queda de pressão entre uma altura  $H_C$  e o nível do solo
- $H_C$ : altura centro da bigorna em relação ao terreno
- $\rho_0$ : massa específica do ar no nível do mar
- $\zeta$ : coeficiente de ajuste da equação da massa específica,  $\zeta = 0,000095 \text{ m}^{-1}$

Para considerar a evolução da velocidade em função do tempo, adota-se as equações de Holmes e Oliver (2000).

$$v(t) = 1,58 \cdot v_{tan} \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right), \quad t \leq T \quad (28)$$

$$v(t) = v_{tan} \cdot e^{-\frac{t-T}{T}}, \quad t > T \quad (29)$$



Onde:

- $v(t)$ : velocidade ao longo do tempo
- $v_{tan}$ : velocidade tangencial
- $T$ : duração característica da tormenta

O parâmetro  $T$  é um parâmetro que define a duração média da tormenta e representa o tempo que uma partícula leva para percorrer a distância  $D_n + H_c$ , onde  $D_n$  é o diâmetro da bigorna e  $H_c$  é altura do solo ao centro da bigorna. O termo 1,58 ajusta as equações para respeitarem a condição de contorno de que em  $t = T$ , a velocidade calculada em termos de  $t$  seja igual à velocidade tangencial, ou seja,  $v(T) = v_{tan}$  (PONTE, 2005).

A Figura 5-2 mostra o desenvolvimento da velocidade em função do tempo.

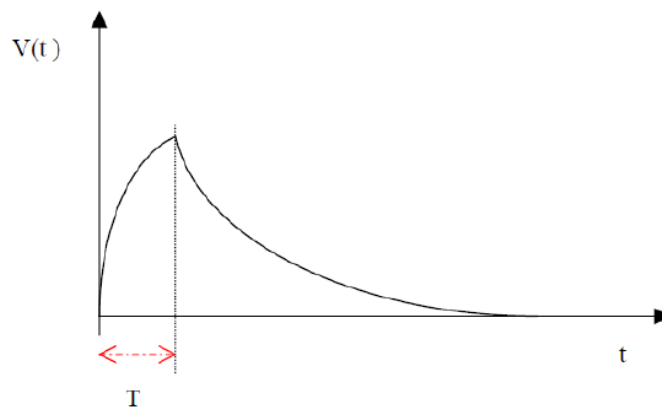


Figura 5-2 – Velocidade tangencial da TS em função do tempo (PONTE, 2005).

### 5.1.3. Decomposição da velocidade tangencial

O modelo de Ponte Jr. (2005) propõe que as linhas de corrente da tormenta, que se desenvolvem de forma axissimétrica em relação ao eixo central da nuvem, podem ser descritas de forma genérica da seguinte forma:

$$z(r) = \frac{k}{r^a} \quad (30)$$

Onde:

- $z(r)$ : altura da linha de corrente

- $r$ : distância horizontal do eixo ponto na linha de corrente ao eixo central da tormenta
- $a, k$ : constantes

A Figura 5-3 mostra as linhas de corrente:

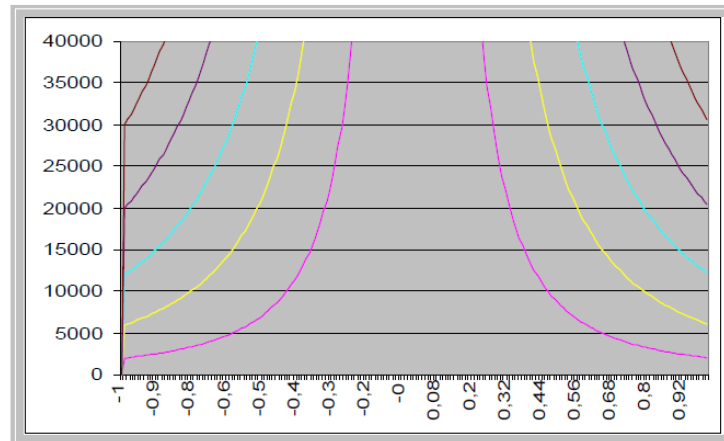


Figura 5-3 – Linhas de corrente de um escoamento descendente de ar (PONTE, 2005).

A particularização da equação (30) para uma linha de corrente que passa por um ponto qualquer, definido como  $\{R_p, Y_p\}$ , pode ser representada pela equação 47.

$$z(r) = \frac{Y_p \cdot R_p^{1,2}}{r^{1,2}} \quad (31)$$

Onde:

- $R_p$ : distância do centro da tormenta ao ponto conhecido
- $Y_p$ : altura do ponto conhecido da linha de corrente
- $r$ : distância do eixo central da tormenta a um ponto de referência

E as velocidades radial e axial (Figura 5-4) podem ser descritas em termos da velocidade tangencial:

$$v = v_{tan} \cdot \text{sen}(\theta) \quad (32)$$

$$v_a = v_{tan} \cdot \text{cos}(\theta) \quad (33)$$

Onde:

- $v_r$ : velocidade radial em uma linha de corrente
- $v_a$  : velocidade axial em uma linha de corrente
- $\theta$ : ângulo que a linha de corrente faz com o eixo vertical  $z$  no ponto de interesse

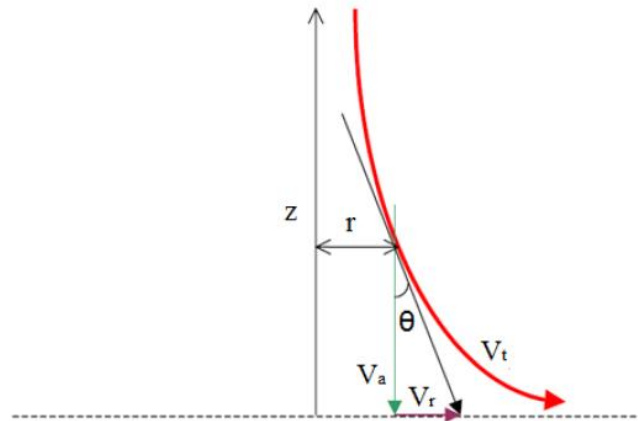


Figura 5-4 – Linha de corrente genérica (PONTE, 2005).

Os termos  $\text{sen}(\theta)$  e  $\text{cos}(\theta)$  podem ser descritos em função da derivada da altura da linha de corrente,  $z'(r)$ , conforme equações (34) e (35):

$$\text{sen}(\theta) = \sqrt{\frac{1}{1 + (z'(r))^2}} \quad (34)$$

$$\text{cos}(\theta) = \sqrt{\frac{(z'(r))^2}{1 + (z'(r))^2}} \quad (35)$$

Sendo:

$$z'(r) = -\frac{1,2 \cdot R_p^{1,2} \cdot Y_p}{r^{2,2}} \quad (36)$$

Onde:

- $z'(r)$ : derivada de  $z(r)$  em relação à distância  $r$

A definição das velocidades nas componentes cartesianas,  $\{v_x, v_y, v_z\}$ , (Figura 5-5) fica dada por:

$$v_x = v_{tan} \cdot \text{sen}(\theta) \cdot \text{cos}(\beta) = v_r \cdot \text{cos}(\beta) \quad (37)$$

$$v_y = v_{tan} \cdot \text{sen}(\theta) \cdot \text{sen}(\beta) = v_r \cdot \text{sen}(\beta) \quad (38)$$

$$v_z = v_{tan} \cdot \text{cos}(\theta) = v_a \quad (39)$$

Onde:

- $v_x$ : velocidade na direção do eixo  $x$
- $v_y$ : velocidade na direção do eixo  $y$
- $v_z$ : velocidade na direção do eixo  $z$
- $\theta$ : ângulo que a linha de corrente faz com o eixo vertical  $z$  no ponto de interesse
- $\beta$ : ângulo da projeção da linha de corrente no plano  $xy$  em relação ao eixo  $x$

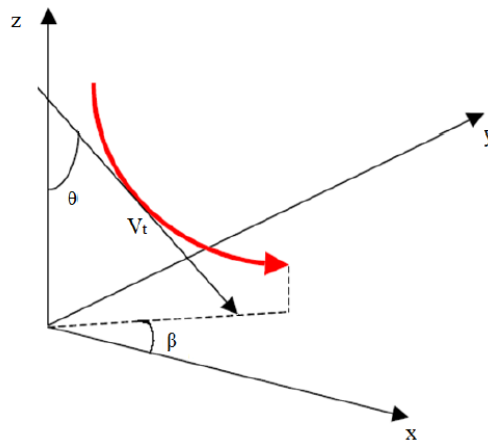


Figura 5-5 – Ilustração dos eixos e os ângulos  $\theta$  e  $\beta$  (PONTE, 2005)

#### 5.1.4. Área de ação e limitação vertical da tormenta

Adota-se neste trabalho a limitação da área de ação da tormenta TS e sua limitação vertical proposta por Gheno (2014).

##### Área de ação

O modelo proposto para definir a área de ação da TS baseia-se na simplificação do evento em três estágios conforme Figura 5-6 e na consideração de conservação de volume entre os estágios. No primeiro estágio (a), o fluido está contido num cilindro de raio  $R_0$ . No segundo estágio (b), parte do fluido do cilindro agora está contido no disco de altura  $b$ . E no terceiro estágio (c), todo o fluido está contido no disco de altura  $b$  que cresceu até atingir o raio  $R_{max}$ .

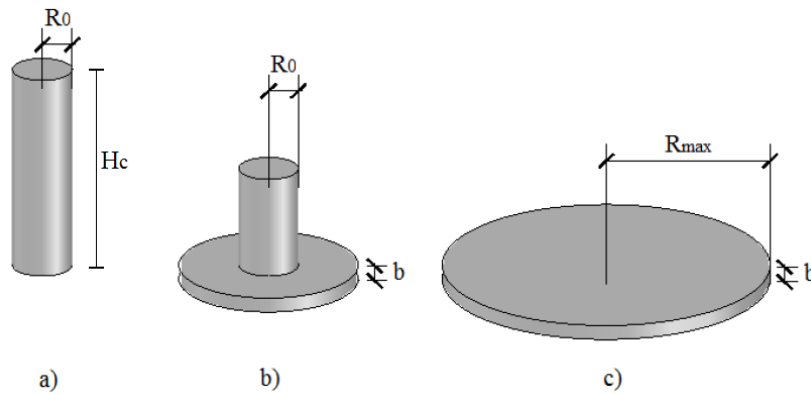


Figura 5-6 – Definição da área de ação da tormenta TS (adaptado de GHENO, 2014)

Igualando os volumes do primeiro e terceiro estágios, tem-se:

$$\pi \cdot R_0^2 \cdot H_c = \pi \cdot R_{max}^2 \cdot b \quad (40)$$

Fica definido o raio máximo do disco,  $R_{max}$ :

$$R_{max} = R_0 \cdot \sqrt{\frac{H_c}{b}} \quad (41)$$

Sendo:

- $R_{max}$  : raio máximo da área de atuação da TS
- $R_0$ : raio do escoamento na base da nuvem
- $H_c$ : altura do centro da bigorna da nuvem
- $b$ : altura média de ação dos ventos da TS

#### Limitação vertical da tormenta

A limitação vertical para a ação da tormenta TS para  $r > R_0$  é definida através de uma linha de corrente limite. Esta linha de corrente no limite superior seria aquela que passa pelo ponto  $(R_0, h)$ , onde  $h$  representa a base da nuvem, definida anteriormente por,  $h = 0,1 \cdot H_c$ . Particularizando a equação (36) para o ponto  $(R_0, h)$  define-se a altura máxima que o campo de ventos do evento TS atinge para pontos de interesse a distâncias maiores que  $R_0$  do eixo central da tormenta:

$$z_{max} = \frac{R_0^{1,2} \cdot (0,1 \cdot H_c)}{r^{1,2}}, \quad r > R_0 \quad (42)$$

Onde:

- $R_0$ : raio do jato descendente da TS, na base da nuvem;
- $H_c$ : altura do solo ao centro da bigorna;
- $r$ : distância do ponto de interesse ao eixo central da tormenta

### 5.1.5. Velocidade de expansão

Devido ao caráter transiente deste fenômeno, é necessário considerar que, em diferentes pontos do espaço, os efeitos do vento chegam em instantes distintos. Gheno (2014) considera este efeito a partir da conservação dos volumes dos cilindros já mencionada anteriormente. O volume transferido pela base da nuvem deve ser igual ao volume de ar contido no cilindro externo (Figura 5-7), conforme na equação (43):

$$\pi \cdot v \cdot t \cdot R_0^2 = \pi \cdot b \cdot (R_t^2 - R_0^2) \quad (43)$$

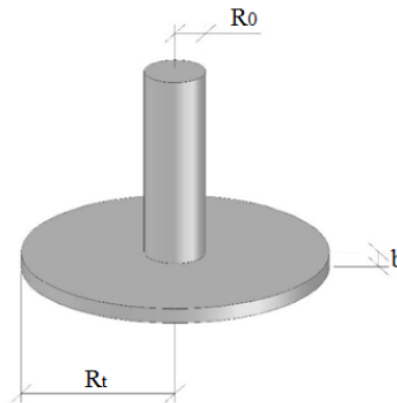


Figura 5-7 – Representação da expansão da tormenta (GHENO, 2014).

Sendo assim, define-se o tempo  $t$ :

$$t = \frac{b}{v} \cdot \frac{(R_t^2 - R_0^2)}{R_0^2} \quad (44)$$

Onde:

- $t$ : tempo necessário para que a TS atinja um ponto a uma distância  $R_t$  do eixo central
- $R_t$ : raio da área atingida pela TS em um instante  $t$
- $R_0$ : raio da base da nuvem

- $b$ : altura limite média dos ventos atingidos pela TS
- $v$ : velocidade do escoamento

E, com isso, Gheno (2014) determina a velocidade com a qual o efeito da tormenta se expande, denominada como velocidade efetiva da TS:

$$V_{ef} = \frac{R_t}{t} = \frac{R_t \cdot R_0^2}{b \cdot (R_t^2 - R_0^2)} \cdot v \quad (45)$$

Onde:

- $V_{ef}$ : velocidade efetiva da tormenta
- $t$ : tempo necessário para que a TS atinja um ponto a uma distância  $R_t$  do eixo central
- $R_t$ : raio da área atingida pela TS em um instante  $t$
- $R_0$ : raio da base da nuvem
- $b$ : altura limite média dos ventos atingidos pela TS
- $v$ : velocidade do escoamento

#### 5.1.6. Desenvolvimento de camada limite

Considera-se o desenvolvimento de uma camada limite do escoamento horizontal dos eventos TS, como Gheno (2014), através da equação da espessura de camada limite turbulenta fornecida por Fox e McDonald (2001).

Considera-se que, na região definida por  $\delta$ , existe uma alteração na velocidade do vento conforme a lei potencial apresentada na equação (10), utilizando o mesmo expoente de camada limite aplicado na correção dos ventos sinóticos.

A camada limite se desenvolve em função da distância horizontal percorrida pelo escoamento, considerada como sendo a distância a partir do raio do escoamento na base da nuvem até o ponto de interesse, ou seja,  $r - R_0$ . A Figura 5-8 mostra o desenvolvimento da camada limite ao longo da distância  $r$ .

$$\delta = \frac{0,382 \cdot (r - R_0)}{Re^{1/5}} \quad (46)$$

Onde:

$$Re = \frac{v \cdot (r - R_0)}{\nu} \quad (47)$$

Sendo:

- $\delta$ : espessura da camada limite
- $Re$ : número de Reynolds
- $r$ : distância do centro da tempestade ao ponto de interesse
- $R_0$ : raio do escoamento na base da nuvem
- $v$ : velocidade do fluido
- $\nu$ : viscosidade cinemática do fluido. Para o ar,  $\nu = 1,46 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$

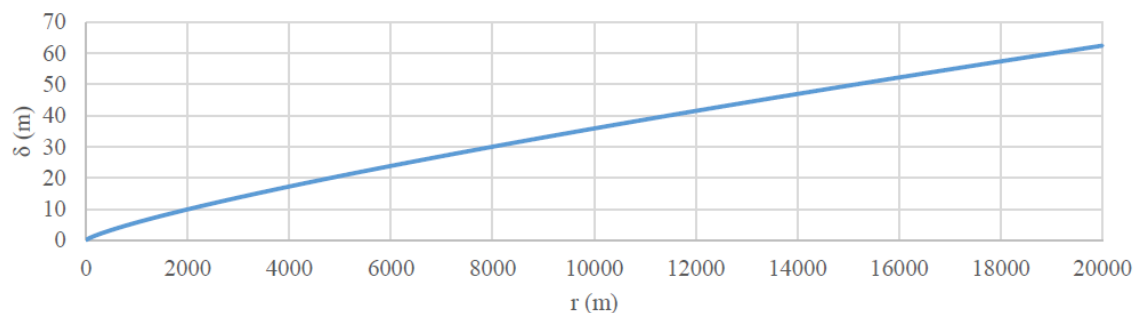


Figura 5-8 – Desenvolvimento da espessura da camada limite do escoamento em função da distância do ponto de interesse ao centro da tormenta (GHENO, 2014).

### 5.1.7. Vento de translado

O vento de translado, que aqui é tomado como sendo um vento EPS, é decomposto em suas componentes cartesianas para ser vetorialmente somado ao campo de velocidades da tormenta TS. Sendo assim, primeiramente o vento EPS é decomposto em sua velocidade média e velocidade flutuante.

#### 5.1.7.1. Velocidade média

Para o vento de fundo, ou velocidade média do vento EPS, tem-se:

$$v_{0x} = v_0 \cdot \cos(\gamma) \quad (48)$$

$$v_{0y} = v_0 \cdot \sin(\gamma) \quad (49)$$



Onde:

- $v_{0x}$ : velocidade do vento de fundo média na direção  $x$
- $v_{0y}$ : velocidade do vento de fundo média na direção  $y$
- $v_0$ : velocidade do vento de fundo média
- $\gamma$ : ângulo entre a direção do vento de fundo  $V_0$  e o eixo  $x$

#### 5.1.7.2. Velocidade flutuante

A componente flutuante das velocidades, tratadas como variáveis aleatórias de média zero, são simuladas neste trabalho com superposição de ondas harmônicas através do método de Shinozuka e Jan (1972). Neste método, conhecido como Método de Representação Espectral (*Spectral Representation Method*), o espectro de potência de velocidades é dividido em  $N$  parcelas de energia, e a partir desta divisão é feita uma soma de  $N$  funções harmônicas de diferentes frequências, energia e ângulo de fase. A equação geral utilizada em um processo univariado é:

$$v_{flut,i}(t) = \sqrt{2} \sum_{j=1}^N \sqrt{S_i(f_j) \cdot \Delta f} \cdot \cos(2\pi \cdot f_j \cdot t + \theta_j) \quad (50)$$

$$i = 1,2,3$$

Onde:

- $v_{flut,i}(t)$ : componente  $i$  do vetor velocidade de rajada em função do tempo
- $S_i(f_j)$ : amplitude do espectro de potência da velocidade na frequência  $f_j$  [ $m^2/s^2/Hz$ ]
- $\Delta f$ : intervalo no qual foi discretizado o espectro de velocidades [Hz]
- $f_j$ : frequência de cada função harmônica,  $f_j = j \cdot \Delta f$ , [Hz]
- $t$ : vetor tempo discreto [s]
- $\theta_j$ : ângulo de fase, variável aleatória de distribuição uniforme que varia de 0 a  $2\pi$  [rad]
- $N$ : número de frequências no qual o espectro está sendo dividido
- $i$ : componentes do vetor velocidade de rajada

O ângulo de fase como variável aleatória tem a função de inserir uma diferença de fase inicial aleatória em cada harmônica, fazendo com que as funções não se somem todas em fase.

Uma vez obtidas as componentes da velocidade flutuante em função do tempo, elas são também decompostas nas componentes cartesianas para que possam ser vetorialmente somadas às velocidades de fundo e da tormenta TS.

$$v_{flut,x}(t) = v_{flut,1} \cdot \cos(\gamma) + v_{flut,2} \cdot \sin(\gamma) \quad (51)$$

$$v_{flut,y}(t) = v_{flut,1} \cdot \sin(\gamma) + v_{flut,2} \cdot \cos(\gamma) \quad (52)$$

$$v_{flut,z}(t) = v_{flut,3} \quad (53)$$

Onde:

- $v_{flut,x}(t)$ : velocidade flutuante na direção  $x$
- $v_{flut,y}(t)$ : velocidade flutuante na direção  $y$
- $v_{flut,z}(t)$ : velocidade flutuante na direção  $z$
- $v_{flut,i}(t)$ : componente  $i$  do vetor velocidade de rajada
- $\gamma$ : ângulo entre a direção do vento de fundo  $V_0$  e o eixo  $x$

O espectro de velocidades adotado para a geração das flutuações foi o espectro de Kármán.

## 5.2. GERAÇÃO DO CAMPO DE VENTOS CORRELACIONADO

Para a geração do campo de ventos correlacionado, utilizou-se o método de correlação de Riera e Ambrosini (1992), também adotado por Fadel Miguel *et al.* (2012) e Troian (2018). O método apresenta um esquema simples e eficaz para se gerar históricos de tempo aleatórios correlacionados da velocidade do vento para a análise dinâmica de torres verticais altas, com base na adoção de uma função de correlação cruzada triangular. O modelo é pouco oneroso computacionalmente e se encaixa nas evidências experimentais disponíveis na literatura técnica. É proposta a geração a geração de uma malha de sinais independentes, com arestas iguais ao comprimento de correlação espacial em cada direção, que compõe a base para a obtenção amostras correlacionadas no interior de cada elemento da malha. É demonstrado que, se realizações estatisticamente independentes do processo são geradas em pontos espaçados em

um comprimento de correlação, amostras em pontos interiores obtidas pela média das amplitudes obtidas nos pontos nodais, o campo de vento resultante será caracterizado pela densidade espectral prescrita e por uma função triangular de correlação cruzada.

Sendo assim, as coordenadas dos nós, que pode se dar em um arranjo bi ou tridimensional, devem ser especificadas de modo que a distância entre os nós (Figura 5-9) seja dada pelo comprimento da correlação, isto é, a escala de turbulência, em cada direção.

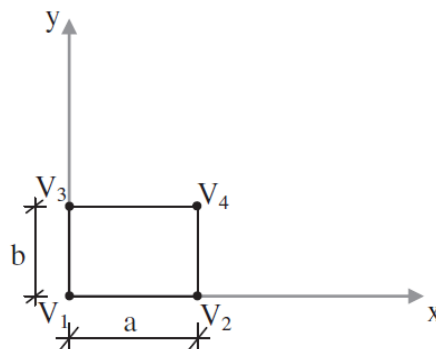


Figura 5-9 – Esquema para a interpolação bidimensional. (FADEL MIGUEL *et al*, 2012)

No caso de um elemento retangular bidimensional com as dimensões  $a$  e  $b$  nas direções  $x$  e  $y$ , respectivamente, e a notação indicada na Figura 5-9, a velocidade no ponto de coordenadas  $(x, y)$  é dada por:

$$v(x, y) = v_1 + \frac{v_2 - v_1}{a}x + \frac{v_3 - v_1}{b}y + \frac{v_4 - v_3 - v_2 + v_1}{ab}xy \quad (54)$$

Onde:

- $v_1, v_2, v_3, v_4$ : velocidades nos nós 1, 2, 3 e 4 da malha espacial

### 5.3. DETERMINAÇÃO DAS FORÇAS DEVIDO AO VENTO

As forças devido ao vento atuante foram calculadas tendo como referência os pontos de geração de velocidades do vento na estrutura, daqui em diante referidos como pontos de carga de vento, onde as velocidades foram calculadas através da interpolação descrita no item anterior, 5.2, a partir da malha bidimensional definida através dos comprimentos de correlação. Estes pontos de carga de vento foram previamente definidos da seguinte forma: para todos os elementos

estruturais de cabo, isto é, os elementos dos cabos suspensos, dos estais e dos isoladores, definiu-se um ponto de carga de vento no centroide de cada elemento. Já para os elementos estruturais das barras das torres, foi definido um ponto de carga de vento no centroide de cada uma das seções em que foram divididas cada uma das torres ao longo da altura. Aqui, as torres foram todas divididas em treze (13) seções.

Para os elementos pertencentes às torres, nesta rotina, somente as faces à barlavento sofreram a ação da força do vento, o que foi identificado através de um produto escalar entre vetores unitários que representam a direção do vento e vetores unitários que representam a direção normal à face de cada painel, que será descrito a seguir. A ação calculada para cada painel foi, então, dividida por todos os nós que dele faziam parte. Para os elementos de cabo, as forças calculadas foram divididas entre os dois nós de cada elemento

As normas NBR 6123:1988 e IEC 60826 possuem métodos e formulações similares para a obtenção das forças atuantes nos elementos das torres e dos cabos devido à ação do vento. Aqui, utilizou-se adaptações das formulações da IEC 60826 propostas por Alminhana (2017), também adotadas por Troian (2018), que transformam os procedimentos escalares da norma em procedimentos vetoriais, o que permite que as solicitações sobre a estrutura possam ser calculadas por uma formulação única para qualquer direção de ataque do vento para todas as faces das seções, facilitando a automação.

A pressão dinâmica instantânea do vento em um ponto de interesse é obtida por:

$$q = \frac{\rho}{2} (|\vec{v}|)^2 \quad (55)$$

Onde

- $\rho$ : massa específica do ar.
- $\vec{v}$ : velocidade total do vento.

A força do vento perpendicular ao elemento de cabos, estai ou isolador no instante  $t$  é obtida por:

$$F_C(t) = q C_{ac} d_c L_c [1 - (\vec{v} \cdot \vec{s})^2] \frac{\vec{s} \times \vec{v} \times \vec{s}}{|\vec{s} \times \vec{v} \times \vec{s}|} \quad (56)$$

Onde:

- $q$ : pressão dinâmica instantânea do vento.
- $C_{ac}$ : coeficiente de arrasto do elemento.
- $d_c$ : diâmetro do elemento de elemento.
- $L_c$ : comprimento do elemento.
- $\vec{v}$ : versor na direção do vento.
- $\vec{s}$ : versor na direção longitudinal do elemento de cabo.

O termo  $[1 - (\vec{v} \cdot \vec{s})^2]$  refere-se ao ângulo de ataque do vento em relação ao elemento de cabo.

O termo  $\frac{\vec{s} \times \vec{v} \times \vec{s}}{|\vec{s} \times \vec{v} \times \vec{s}|}$  resulta em um versor normal ao versor da direção longitudinal do elemento de cabo,  $\vec{s}$ , definindo a direção da força de arrasto no cabo.

No cálculo da força que atua na torre treliçada, este cálculo é feito para cada um dos painéis de cada uma das faces à barlavento das torres. Sendo assim, força do vento atuante em cada um dos painéis das torres,  $\vec{F}_p$ , no instante  $t$ , é calculada por:

$$\vec{F}_p(t) = K q A_s [C_{ax}(\vec{v}_p \cdot \vec{i})(\vec{v}_v \cdot \vec{i})^2 + C_{ay}(\vec{v}_p \cdot \vec{j})(\vec{v}_v \cdot \vec{j})^2] \vec{v}_v \quad (57)$$

Onde:

- $q$ : pressão dinâmica instantânea do vento.
- $K$ : coeficiente referente ao ângulo de ataque vento-painel, equação (58).
- $A_s$ : área de sombra (ou área bruta) do painel.
- $C_{ax}$  e  $C_{ay}$ : coeficiente de arrasto nas faces 1 e 2 p/ vento perpendicular à face, equação (59).
- $\vec{i}$ : versor da direção local  $x$  do sistema.
- $\vec{j}$ : versor da direção local  $y$  do sistema.
- $\vec{v}_p$ : versor da direção normal do painel da torre.
- $\vec{v}_v$ : versor da direção do vento.

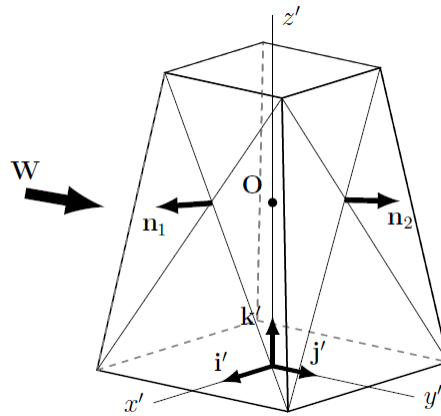


Figura 5-10 – Esquema de uma seção genérica da torre. (adaptado de ALMINHANA, 2017)

O coeficiente  $K$  leva em conta dois fatores, ambos relacionados ao ângulo de incidência do vento: a consideração dos painéis a barlavento ou à sotavento, havendo forças apenas no primeiro caso, e o efeito do ângulo de ataque do vento em relação ao eixo  $x$ . A expressão se equivale ao termo  $1 + 0,2 \operatorname{sen}^2(2\theta)$  utilizado pela IEC 60826, onde o valor máximo do coeficiente é atingido quando  $\theta = 45^\circ$ . O coeficiente  $K$  pode ser obtido por:

$$K = \begin{cases} 0, & \vec{v}_v \cdot \vec{v}_p \geq 0 \\ 1 + 0,8(\vec{v}_v \cdot \vec{i})^2 [1 - (\vec{v}_v \cdot \vec{i})^2], & \vec{v}_v \cdot \vec{v}_p < 0 \end{cases} \quad (58)$$

Os coeficientes de arrasto,  $C_{ax}$  e  $C_{ay}$  podem ser obtidos por, conforme IEC (2003):

$$C_{ax,y} = 4.1727\chi^2 - 6.1681\chi + 4.0088 \quad (59)$$

Onde  $\chi$  é o índice de área exposta, dado por:

$$\chi = \begin{cases} \frac{A_s}{A_B} (\vec{v}_p \cdot \vec{i}), & \text{para } C_{ax} \\ \frac{A_s}{A_B} (\vec{v}_p \cdot \vec{j}), & \text{para } C_{ay} \end{cases} \quad (60)$$

Sendo:

- $A_s$ : área de sombra do painel
- $A_B$ : área bruta do painel

## 5.4. ANÁLISE DINÂMICA

As equações de movimento do sistema estrutural foram avaliadas através do método explícito das diferenças finitas centrais (MDC), o que permite trabalhar com as equações do sistema desacoplado.

Em cada passo de integração, o equilíbrio dinâmico é reestabelecido e as coordenadas nodais são atualizadas e inseridas no próximo passo de integração. Assim, são levadas automaticamente em consideração as não linearidades geométricas.

A expressão para as coordenadas de qualquer nó no tempo  $t + \Delta t$  é da forma:

$$q_{(t+\Delta t)} = \left[ \frac{\Delta t^2}{m} F_{(t)} + 2 \cdot q_{(t)} - \left( 1 - \frac{c_m \Delta t}{2} \right) q_{(t-\Delta t)} \right] \left( \frac{1}{1 + \frac{c_m \Delta t}{2}} \right)$$

Onde:

- $q_{t+\Delta t}$ : coordenada nodal na direção, x, y ou z, no instante  $t + \Delta t$
- $q_t$ : coordenada nodal na direção, x, y ou z, no instante  $t$
- $q_{t-\Delta t}$ : coordenada nodal na direção, x, y ou z, no instante  $t - \Delta t$
- $F_{(t)}$ : força resultante nodal na direção x, y ou z, no instante  $t$
- $c_m$ : coeficiente de amortecimento nodal proporcional à massa
- $m$ : massa nodal
- $\Delta t$ : passo de tempo de integração

## 6. ESTUDO DE CASO

Como estudo de caso, associando a aplicação dos modelos para campo de velocidades de vento oriundos de ventos combinados, neste trabalho analisou-se um segmento de linha de transmissão composto por 3 (três) torres monomastro estaiadas, idênticas às analisadas por Troian (2018), com 4 (quatro) vãos de cabos de 550 metros (Figura 6-1).

Tais torres são exemplos reais e pertencem a uma linha de transmissão implantada numa região próxima à cidade de Brasília e foram dimensionadas tendo como ventos de projeto os valores de 28,85 m/s (velocidade média sobre 10min, a 10m de altura num terreno do tipo B segundo classificação da IEC 60826), que corresponderia a um evento sinótico; de 45,80 m/s (velocidade de rajada), que corresponderia a uma hipótese de evento do tipo TS. Os valores da velocidade de vento de projeto corresponderiam ao mesmo período de retorno que seria de 250 anos. Tais valores são compatíveis com Vallis (2019) em sua tese sobre a proposta de um modelo climático para ventos extremos no Brasil.

Neste capítulo, será feita a descrição das características do sistema físico e do modelo estrutural, os valores adotados para os parâmetros dos campos de ventos e, por fim, apresenta-se o roteiro dos procedimentos adotados.

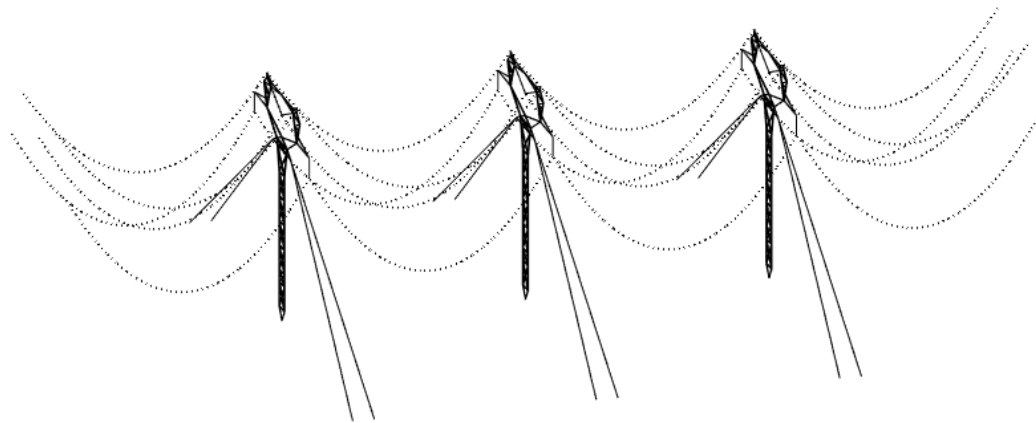


Figura 6-1 – Sistema estrutural analisado composto por 3 torres estaiadas e 4 vãos de cabos.



## 6.1. DESCRIÇÃO DO SISTEMA

Nesta seção descreve-se o sistema estrutural da linha de transmissão analisada e suas propriedades gerais.

### 6.1.1. Torre de suspensão

A torre de suspensão utilizada neste trabalho é do tipo monomastro estaiada, adaptada de um modelo comercial composta por um mastro central, projetada para suspender 2 cabos para-raios e 3 ramais fase. Este tipo de torre é conhecido na área de linhas de transmissão como “suspensão estaiada monomastro cara-de-gato”. A altura total da torre é de 56,5 metros, conforme disposto na Figura 6-2. Toda a estrutura da torre é composta por perfis L (cantoneiras) em aço.

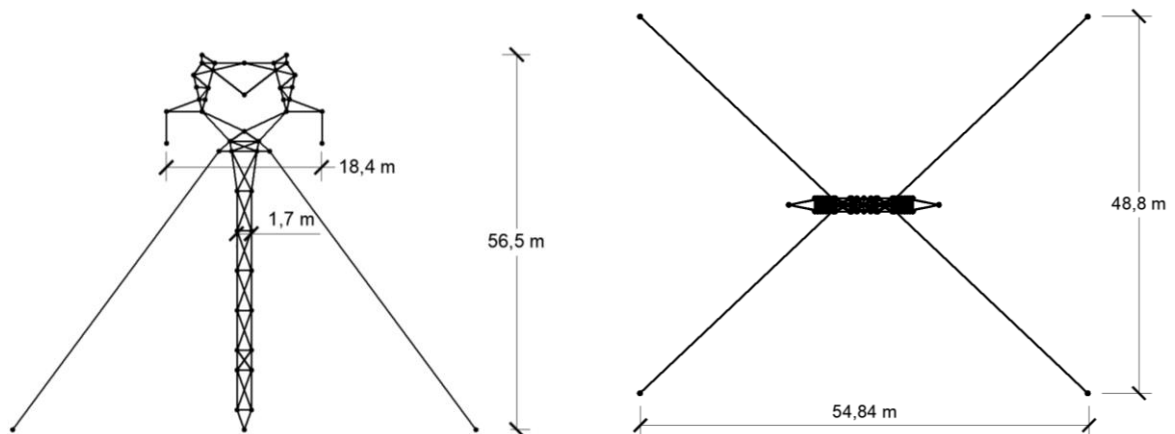
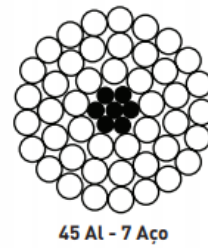


Figura 6-2 – Torre de suspensão analisada e suas dimensões.

### 6.1.2. Cabos suspensos

Cada uma das três fases dos condutores é formada por um feixe de três cabos do tipo CAA – cabo de alumínio com alma de aço – Rail (45/7). As propriedades de cada um dos três cabos que compõem o feixe dos cabos condutores encontram-se na Tabela 3. Na mesma tabela, encontram-se também descritas as propriedades dos cabos para-raios.

Tabela 3 – Propriedades dos cabos suspensos



Cabos condutores



Cabos para-raios

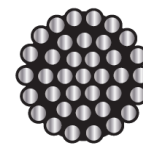
Diâmetro externo, d (mm)	29,59	15,40
Área da seção transversal, A (mm <sup>2</sup> )	687,67	186,26
Peso linear, p (N/m)	16,00	6,57
Módulo de elasticidade, E (N/m <sup>2</sup> )	6,68 E+10	1,05 E+11
Tração de ruptura, T <sub>rup</sub> (N)	115.140	76.754

Ressalta-se que o feixe dos condutores é modelado por um único elemento de cabo, de modo que as propriedades do elemento são adaptadas a partir das propriedades descritas nesta na Tabela 3. Sendo assim, trabalha-se com o diâmetro externo, a área da seção transversal e o peso linear dos cabos condutores descritos na tabela multiplicados por 3.

### 6.1.3. Estais

Os estais são constituídos de cordoalhas de aço zincado EHS (*Extra High Strength*) de 37 fios, tendo suas propriedades descritas na Tabela 4.

Tabela 4 – Propriedades dos estais

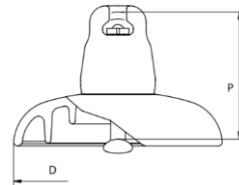


	Estais
Diâmetro externo, d (mm)	20,20
Área da seção transversal, A (mm <sup>2</sup> )	320,50
Peso linear, p (N/m)	19,42
Módulo de elasticidade, E (N/m <sup>2</sup> )	1,20 E+11
Tração de ruptura, T <sub>rup</sub> (N)	328.000

#### 6.1.4. Cadeia de isoladores

Os isoladores são do tipo DL500-32 e suas propriedades estão descritas na Tabela 5. Com tais dados, calcula-se o peso linear da cadeia de isoladores.

Tabela 5 – Propriedades dos isoladores



Isoladores	
Diâmetro externo (mm)	360
Área da seção do pino (mm <sup>2</sup> )	500
Massa unitária (kg)	18
Altura unitária (mm)	240

Com estes dados, estima-se o peso linear por metro dos elementos de isoladores:

$$p = \frac{1000 \text{ mm}}{240 \text{ mm}} \cdot 18 \text{ kg} \cdot 9,81 \text{ m/s}^2 = 735,75 \text{ N/m}$$

A área da seção do pino central é utilizada no cálculo da rigidez do elemento, considerando-se o módulo de elasticidade de  $1,20 \text{ E}+11 \text{ N/m}^2$  do seu material, enquanto o diâmetro externo do elemento é utilizado no cálculo das forças ocasionadas pelo vento.

## 6.2. MODELO ESTRUTURAL

### 6.2.1. Adaptação na disposição das barras da torre

Foi utilizado neste trabalho uma adaptação do modelo comercial original proposta por Arévalos (2017), e também adotada por Troian (2018), visando reduzir o número de barras de travamento nos planos da torre, conforme ilustrado na Figura 6-3, e conseqüentemente o número de barras fictícias necessárias num modelo de treliça. As características dinâmicas da estrutura foram mantidas através da realocação da massa de perfis retirados.

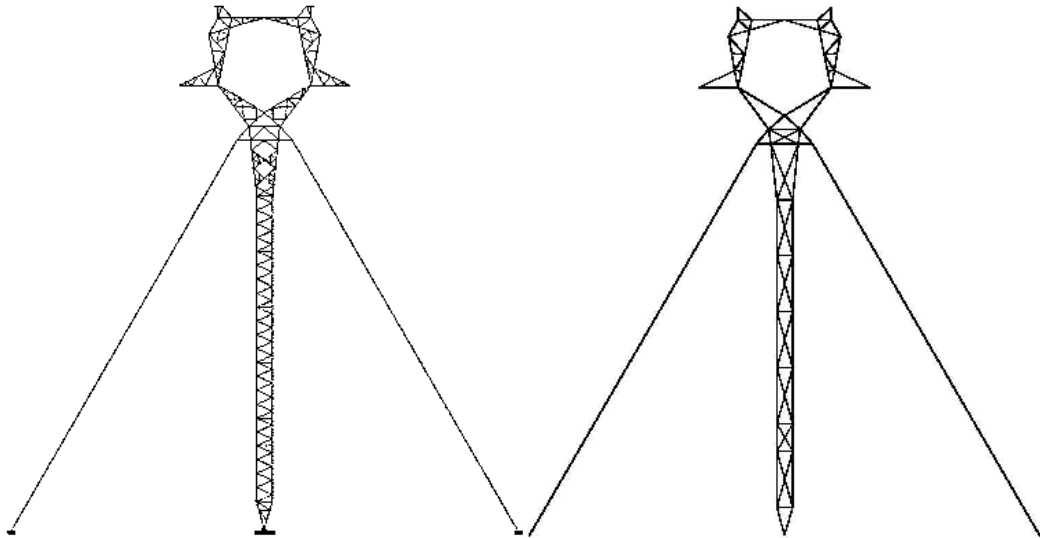


Figura 6-3 – Modelo de torre utilizado: modelo real (à esquerda) e modelo simplificado (à direita).

### 6.2.2. Discretização dos elementos

Todos os elementos que compõem o modelo estrutural foram discretizados em elementos de treliça espacial, com três graus de liberdade de translação por nó.

Todos os vãos de cabos suspensos, isto é, de condutores e de para-raios, foram discretizados em 24 elementos de aproximadamente 24 metros de comprimento.

Já os elementos das cadeias de isoladores foram modelados como um único elemento de cabo.

### 6.2.3. Relação constitutiva

Os elementos de barras pertencentes à torre, os estais e as cadeias de isoladores são modelados com relação constituinte linear, conforme equação (61).

$$S_{int} = E A \epsilon \quad (61)$$

Onde:

- $S_{int}$ : solicitação axial interna do elemento, N
- $E$ : módulo de elasticidade do elemento, N/m<sup>2</sup>
- $A$ : área da seção transversal do elemento, m<sup>2</sup>
- $\epsilon$ : deformação específica do elemento, adimensional

Os elementos de barras da torre são suscetíveis a esforços de tração e compressão. Já os elementos de cabos suspensos, estais e cadeias de isoladores possuem apenas a rigidez à tração, tendo suas tensões anuladas para solicitações de compressão.

Em relação aos cabos suspensos, o feixe de cabos condutores é modelado por um único elemento de cabo, adotando-se as propriedades de um cabo equivalente. Já os cabos para-raios consistem em um único cabo tipo CAA Dotterel (12/7), de modo que no modelo numérico as propriedades destes elementos são adotadas tais conforme as deste tipo de cabo.

Para a relação constitutiva dos elementos de cabos suspensos, compostos de aço e alumínio, adota-se a combinação linear das curvas tensão-deformação de cada material formador da seção, sejam eles, o aço e o alumínio:

$$\sigma_C = \sigma_{aço} \left( \frac{A_{aço}}{A_T} \right) + \sigma_{al} \left( \frac{A_{al}}{A_T} \right) \quad (62)$$

Sendo:

- $\sigma_C$ : tensão na seção do elemento de cabo
- $\sigma_{aço}$ : tensão no aço
- $\sigma_{al}$ : tensão no alumínio
- $A_{aço}$ : área de aço
- $A_{al}$ : área de alumínio
- $A_T$ : área total da seção do elemento de cabo

E, para cada um dos dois termos à direita da equação (62), um referente ao aço e outro referente ao alumínio, adotam-se relações não-lineares propostas por McDonald e Peyrot (1990), também utilizadas por Kaminski Jr. (2007) e por Troian (2018), que se utilizam de polinômios de 4º grau. Substituindo-se tais polinômios, determinados experimentalmente, na combinação linear anterior, chega-se às relações tensão-deformação dos cabos condutores e dos cabos para-raios:

$$F_{cc} = (-40.018\epsilon_{cc}^4 + 96.277\epsilon_{cc}^3 - 105.967\epsilon_{cc}^2 + 72.188\epsilon_{cc} - 1.005)A_{cc}10^7 \quad (63)$$

$$F_{cp} = (516.275\epsilon_{cc}^4 - 525.346\epsilon_{cc}^3 + 111.054\epsilon_{cc}^2 + 88.952\epsilon_{cc} - 0.053)A_{cp}10^7 \quad (64)$$

Sendo:

- $F_{cc}$ : força total interna no cabo condutor
- $F_{cp}$ : força total interna no cabo para-raios
- $A_{cc}$ : área total da seção do cabo condutor
- $A_{cp}$ : área total da seção do cabo para-raios
- $\epsilon_{cc}$ : deformação específica no cabo condutor, em porcentagem, (%)
- $\epsilon_{cc}$ : deformação específica no cabo para-raios, em porcentagem, (%)

#### 6.2.4. Configuração geométrica dos cabos suspensos

Como a rigidez dos cabos é função das deformações e solicitações, e dada a alta não-linearidade geométrica dos elementos de cabos, é importante definir corretamente a forma geométrica assumida pelos cabos, que também exerce influência nas variáveis mencionadas.

Adota-se aqui a mesma formulação descrita e adotada por Kaminski Jr. (2007), Cappellari (2005) e Troian (2018).

Um cabo disposto entre dois apoios sujeito apenas ao peso próprio assume a forma geométrica de catenária teórica. Para a modelagem e análise das deformações e solicitações dos cabos, porém, necessita-se também da catenária “inicial”, que seria aquela sem a ação do peso próprio do cabo. A Figura 6-4 ilustra estas duas configurações:

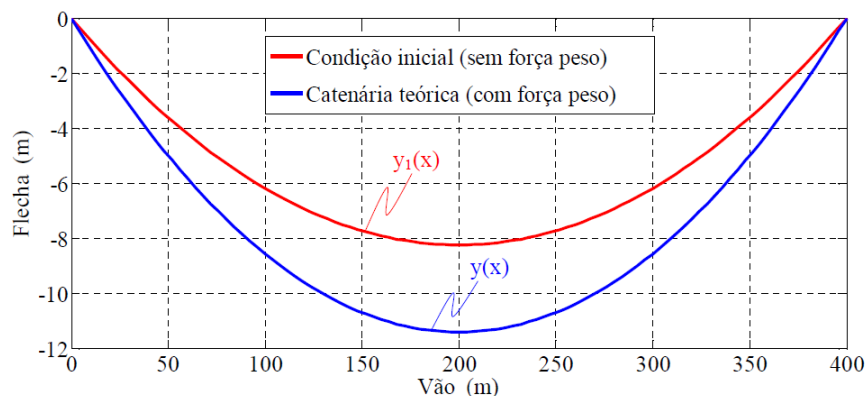


Figura 6-4 – Catenárias com e sem ação do peso próprio, cabo GROSBEAK ACSR 26/7 fios (KAMINSKI Jr., 2007).

Obtém-se a deformação específica causada pela ação da força peso substituindo na relação constitutiva dos cabos, equações (63) e (64), o valor da tração de projeto correspondente,  $T_p$ . Considerando que o comprimento da catenária teórica,  $l$ , é o comprimento da catenária inicial acrescido da deformação específica referente à ação do peso próprio, pode-se escrever que o comprimento do cabo na condição inicial é:

$$l_{inicial} = \frac{l}{1 + \frac{\varepsilon_{pp}}{100}} \quad (65)$$

Onde:

- $l_{inicial}$ : comprimento do cabo na condição inicial
- $\varepsilon_{pp}$ : deformação específica devido ao peso próprio, em porcentagem
- $l$ : comprimento do cabo na catenária teórica

O comprimento do cabo na catenária teórica é dado por:

$$l = \sqrt{B^2 + 4C^2 \left( \sinh \left( \frac{L}{2C} \right) \right)^2} \quad (66)$$

Onde:

- $B$ : diferença de nível entre os pontos de suspensão do cabo, ilustrada na Figura TAL
- $L$ : distância horizontal entre os pontos de suspensão do cabo, ilustrada na Figura TAL
- $C$ : relação entre a tração  $T_p$  de tensão usual média do cabo e seu peso linear,  $C = \frac{T_p}{p}$ . O valor força  $T_p$  de tração de projeto do cabo na posição teórica da condição de tensão usual, isto é, sob carga média solicitante do cabo durante sua vida útil (EDS), que inclui a ação do peso próprio, é de 20% da força de ruptura ( $T_{rup}$ ) para os cabos condutores e 14% para os cabos para-raios.

A partir desta relação e da formulação de catenária teórica, é possível escrever uma equação para a catenária inicial, sem ação do peso próprio:

$$y_1(x) = C_1 \left[ \cosh \left( \frac{x - x_{01}}{C_1} \right) - \cosh \left( \frac{x_{01}}{C_1} \right) \right] \quad (67)$$

Onde:

- $y_1$ : posição do cabo na condição inicial
- $x_{01}$ : posição da flecha máxima na condição inicial dada pela eq. TAL
- $C_1$ : constante dada pela eq. TAL

A posição da flecha máxima na condição inicial,  $x_{01}$ :

$$x_{01} = \frac{L}{2} - C_1 \left[ \operatorname{arcsenh} \left( \frac{B}{2 C_1 \sinh \left( \frac{L}{2 C_1} \right)} \right) \right] \quad (68)$$

E a constante  $C_1$  é dada por:

$$C_1 = \sqrt{\frac{L^4}{12(l_{inicial}^2 - B^2 - L^2)}} \quad (69)$$

Na Figura 6-5, ilustra-se a catenária de um cabo suspenso entre dois pontos e os respectivos parâmetros:

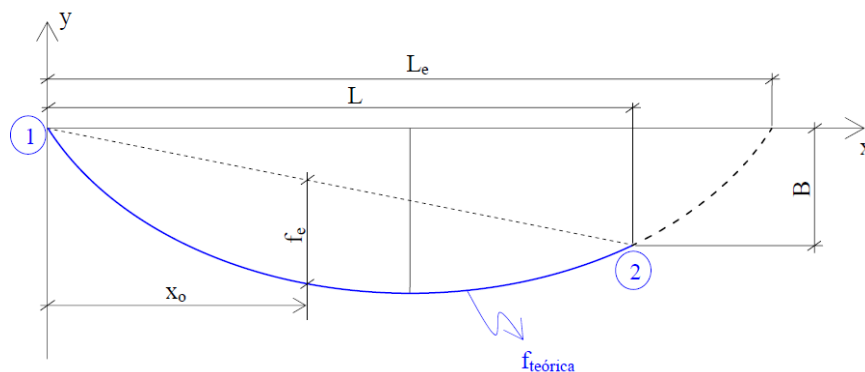


Figura 6-5 – Cabo suspenso entre dois suportes, 1 e 2, com alturas diferentes (KAMINSKI Jr., 2007).

### 6.2.5. Frequências naturais

As frequências naturais dos componentes do sistema são de interesse para a avaliação do amortecimento proporcional à massa na integração elemento a elemento utilizado nesta metodologia.



A análise modal da torre foi efetuada no *software* ANSYS, o que retornou os seguintes valores para as primeiras dez frequências naturais da torre (Tabela 6):

Tabela 6 – Dez primeiras frequências naturais da torre.

Frequência	$f_n$ (Hz)
1	1,08
2	1,11
3	1,41
4	1,60
5	2,10
6	3,90
7	4,00
8	5,17
9	7,03
10	7,07

As frequências naturais dos cabos suspensos foram calculadas por Troian (2018) , que avaliou um sistema estrutural fisicamente idêntico ao avaliado no presente trabalho, através das equações de Irvine e Caughey (1974) e através da solução de autovalores e autovetores. Os dois cálculos, realizados para a tensão de peso próprio, retornaram valores bastante próximos, com diferenças inferiores a 1%. Os valores pelas equações de Irvine e Caughey (1974) estão dispostos na Tabela 7. Estas são as frequências tomadas como parâmetro para a definição do amortecimento.

Tabela 7 – Frequências naturais dos cabos condutores e cabos para-raios (adaptado de TROIAN, 2018).

Frequência	$f_n$ (Hz)	
	CC	CP
1	0,108	0,115
2	0,216	0,230
3	0,216	0,230
4	0,303	0,319

### 6.2.6. Amortecimento

O amortecimento é um fator central quando se trata de sistemas dinâmicos e vibrações e, ainda assim, é um parâmetro de difícil avaliação, uma vez que só pode ser precisamente quantificado, para cada sistema, através de experimentação em escala real.

No âmbito da engenharia estrutural, os tipos de amortecimento que exercem influência nos sistemas dinâmicos são o amortecimento mecânico ou estrutural, que inclui o amortecimento das fibras do material e das ligações e conexões estruturais, e o amortecimento aerodinâmico, que diz respeito à interação entre o corpo em movimento e o fluido no qual este está imerso.

Adota-se aqui o amortecimento proporcional à massa, sendo aplicado juntamente ao método explícito de integração MDC (diferenças finitas centrais), onde o amortecimento é introduzido através do coeficiente de amortecimento nodal proporcional à massa,  $c_m$ . Neste caso, o coeficiente de amortecimento  $c_m$  é dado por:

$$c_m = 2 \zeta w_n \quad (70)$$

Onde:

- $\zeta$ : razão de amortecimento (razão do amortecimento crítico)
- $w_n$  é a  $n$ ésima frequência natural da estrutura, rad/s

O coeficiente  $c_m$  deve ser tal que a razão de amortecimento,  $\zeta$ , seja compatível com evidências experimentais. Da Silva et al. (1984), ao realizarem medições numa torre em escala real, constataram o comportamento altamente não linear do amortecimento, apresentando valores relativamente altos em níveis altos de solicitações atuantes, próximos aos limites últimos. A razão de amortecimento crítica recomendada para torres metálicas de LTs normalmente é de 4% a 8%, segundo Kaminski Jr. *et al.* (2005). Neste trabalho, a razão de amortecimento crítico assumido para os elementos que compõem as barras das torres é de 8%, o que resulta no valor de  $c_m = 1,1$ .

Para os cabos suspensos, sabe-se que a determinação do correto amortecimento, principalmente no que concerne à consideração do amortecimento aerodinâmico é bastante importante devido à natureza altamente não linear e de grandes deslocamentos deste tipo de elemento. Uma forma

precisa de se levar o amortecimento aerodinâmico em consideração é o de fazê-lo na etapa da geração das forças de arrasto considerando-se a velocidade relativa entre o elemento e o fluido. Existe ainda a opção da escolha de um valor para o amortecimento dos cabos suspensos, tanto o amortecimento estrutural quanto o aerodinâmico, de forma a considerá-los de uma só vez através do coeficiente  $c_m$ , o que pode ser uma consideração bem menos precisa. Embora seja reconhecido que a primeira opção é a mais exata e que este aspecto pode exercer influência no comportamento das torres, a segunda opção foi adotada neste trabalho, uma vez que o foco principal não foi a análise do comportamento dos cabos. Alminhana (2017) analisou um sistema adotando o coeficiente aerodinâmico incorporado ao valor de  $c_m$  (com  $\zeta = 16\%$ ) e outro sistema através da consideração das velocidades relativas. Troian (2018) avaliou o mesmo sistema estrutural estudado no presente trabalho adotando dois valores para o amortecimento dos cabos incorporados ao valor de  $c_m$  ( $\zeta = 3,2\%$  e  $\zeta = 16\%$ ). Kaminski Jr. *et al.* (2005), da mesma forma, adotou  $\zeta = 14\%$ . Optou-se aqui por utilizar o valor de  $\zeta = 15\%$  de modo a contemplar o amortecimento mecânico e o amortecimento aerodinâmico, o que para este caso resulta em  $c_m = 0,50$ .

Para os elementos de estais, sabe-se que o amortecimento deve ser menor do que o dos cabos suspensos. Sendo assim, opta-se por utilizar um valor menor que aquele adotado para os cabos, no entanto superior àquele assumido para as barras da torre, adotando-se então  $\zeta = 10\%$ , o que resulta em  $c_m = 0,60$  para o presente caso.

Para os isoladores, assume-se um coeficiente de amortecimento  $c_m = 2,00$ , valor também adotado por Kaminski Jr. *et al.* (2005), Brazeiro (2015) e Troian (2018).

A Tabela 8 resume os coeficientes de amortecimento adotados.

Tabela 8 – Coeficientes de amortecimento adotados

Elemento	$c_m$
Barras da torre	1,10
Cabos suspensos	0,50
Estais	0,60
Isoladores	2,00

### 6.2.7. Condições iniciais e de contorno

Todos os apoios referentes à sustentação das torres de suspensão foram considerados como de primeiro gênero indeslocáveis. Às extremidades dos cabos suspensos, no primeiro e último vãos, também foram atribuídos apoios indeslocáveis de primeiro gênero.

Em relação ao pré-tensionamento dos estais, o nível de protensão indicado pela norma canadense CSA-S37-1<sup>12</sup> (CSA, 2011 *apud* Troian, 2018) seria de entre 8% e 15% da carga de ruptura do componente. Para que se atinja este nível de protensão nos estais após o efeito da atuação do peso próprio de todos os elementos e da própria protensão, deve-se adotar um valor inicial superior àquele que se deseja atingir, uma vez que estas ações causarão deformações no sentido de diminuir a altura do mastro central e, conseqüentemente, diminuir o nível de protensão aplicada inicialmente. Adotou-se aqui o mesmo valor de protensão inicial de 16% (52,48 kN) adotado por Troian (2018), que, para este modelo estrutural, resulta em 13,4% de protensão final.

### 6.2.8. Carregamentos

Além do peso próprio e da protensão inicial adicionada aos elementos dos estais, foram impostos os carregamentos devido aos ventos em três diferentes hipóteses que estão apresentadas nas seções posteriores. Em todos os casos, a solução do sistema foi efetuada através do método explícito das diferenças finitas centrais devido à atualização do equilíbrio dinâmico passo a passo, o que leva em conta as não linearidades geométricas do sistema.

As velocidades e os carregamentos dos ventos foram gerados, para os elementos das torres, a partir do centro de gravidade das 13 seções nas quais se subdividem as torres ao longo da altura.

---

<sup>12</sup>CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION. CSA S37-01: Antennas, towers, and antenna-supporting structures. Toronto, Canada: Canadian Standards Association, 2011.

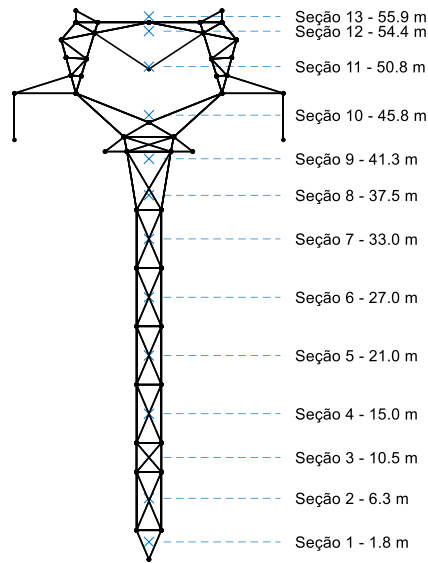


Figura 6-6 – Centro de gravidade das 13 seções nas quais se subdividem as torres ao longo da altura.

### 6.3. VALORES ADOTADOS PARA OS PARÂMETROS DOS CAMPOS DE VENTO

Apresenta-se a seguir os valores adotados para todos os parâmetros relativos à ação dos ventos nos casos aqui estudados.

#### 6.3.1. Velocidade de projeto e velocidade média do vento de translado

Neste trabalho, pretende-se avaliar a resposta de uma torre inserida em um trecho de linha de transmissão submetida a um modelo de campos de ventos que representaria a ocorrência de uma tormenta descendente, TS, simultaneamente a um vento EPS, e comparar esta resposta àquela obtida através de um procedimento estático equivalente, tal como se prevê na maioria das normas e códigos acerca de carregamentos de vento e, ainda, quando submetida a um vento puramente sinótico (evento do tipo EPS).

Faz-se necessário o estabelecimento das velocidades a serem adotadas para as análises e subsequentemente para a obtenção das forças atuantes. Foram simulados três diferentes tipos de carregamentos, sejam eles:

- um carregamento estático equivalente (IEC 60826); (EE)
- um carregamento dinâmico devido à atuação de um vento EPS unicamente; (EPS)
- um carregamento dinâmico devido à atuação do campo de ventos combinados (EPS e TS).

Os casos, ou hipóteses, descritos em a), b) e c) serão abreviadamente chamados de EE (estático equivalente), EPS (campo de ventos EPS), e TS (campos de ventos de uma tempestade TS somado a um vento EPS), respectivamente. A hipótese EPS é incluída como forma de validar o algoritmo de geração de forças dinâmicas e solução do equilíbrio dinâmico frente à comparação com os resultados do método estático equivalente e até à própria evolução de deslocamentos e esforços no tempo.

Adota-se como velocidade de projeto para os casos de avaliação de vento sinótico, a) e b), o valor de  $\vec{v}_{p,EE/EPS} = 28,85$  m/s para a altura de referência de 10 metros correspondente a uma velocidade de referência de média de 10 minutos, conforme recomendado pela IEC 60826.

Para o caso c), que simulará uma tormenta TS combinada com um vento de fundo EPS, a velocidade de projeto representará o valor da velocidade total do vento na altura de 10 metros, isto é, a velocidade obtida da soma vetorial dos campos de ventos EPS e TS. Esta velocidade de projeto é adotada como sendo a velocidade de  $\vec{v}_{p,TS} = 45,80$  m/s, que foi a velocidade adotada para esta hipótese de ventos no projeto da torre original e que corresponderia ao mesmo período de retorno adotado para a hipótese de vento sinótico, o que estaria coerente com valores dispostos em Vallis (2019).

O valor de  $\vec{v}_{p,TS}$ , por sua vez, é distribuído entre a parcela de contribuição do campo de ventos EPS e o campo de ventos da tormenta TS na proporção de, aproximadamente, 35% e 65%, respectivamente. Esta proporção foi observada por Riera (2016) em observação aos registros de eventos de correntes descendentes transladadas por ventos EPS na Itália, nos EUA, e no Uruguai, abordados por Solari (2015), Holmes *et al.* (2008) e Durañona<sup>13</sup> (2015 *apud* Riera, 2016), respectivamente. Riera (2016) aponta que, nas primeiras quatro horas de todos os registros, foram observadas velocidades médias do vento EPS que transladava as correntes descendentes com seus valores na faixa entre 10 e 15 m/s e o valor máximo da combinação entre o vento EPS e o vento TS atinge valores em torno de 40 m/s.

---

<sup>13</sup> Durañona, Valeria (2015): “The significance of non-synoptic winds in the extreme wind climate of Uruguay”, 14th International Conference on Wind Engineering (ICWE), June 2015, Porto Alegre, RS, Brasil. (in CD).

Sendo assim, considerando-se a hipótese de vento transversal à direção da linha de transmissão, buscou-se adotar, para a velocidade média,  $\vec{v}_0$ , do vento EPS e para a velocidade máxima devido à tormenta TS,  $\vec{v}_{r,MÁX}$ , medida na linha, valores que se aproximassem, respectivamente, de 35% e 65% de  $\vec{v}_{p,TS}$ .

A Tabela 9 resume as hipóteses e suas distinções.

Tabela 9 – Hipóteses de carregamentos avaliadas

Nome	$\vec{v}_p$ (m/s)	$\vec{v}_0$ (m/s)	$\vec{v}_{r,MÁX}$ (m/s)
EE	28,85	28,85	-
EPS	28,85	28,85	-
TS	45,80	16,50	29,30

### 6.3.2. Direção do vento de translado em relação à linha de transmissão

Adota-se a hipótese de vento transversal à linha de transmissão, sendo assim, a direção do vento de translado é dada por  $\gamma = 0^\circ$  em relação ao eixo  $x$ .

### 6.3.3. Coordenadas de origem da tormenta TS

No que se refere à localização no plano  $xy$  da origem do centro da tempestade em relação à localização da estrutura, uma vez definido o ângulo da velocidade média de translado para um ataque transversal, resta definir as coordenadas da origem da tempestade que definirão a posição relativa da mesma em relação à estrutura – no caso, à linha de transmissão, que está disposta no plano paralelamente ao eixo  $y$  (Figura 6-7).

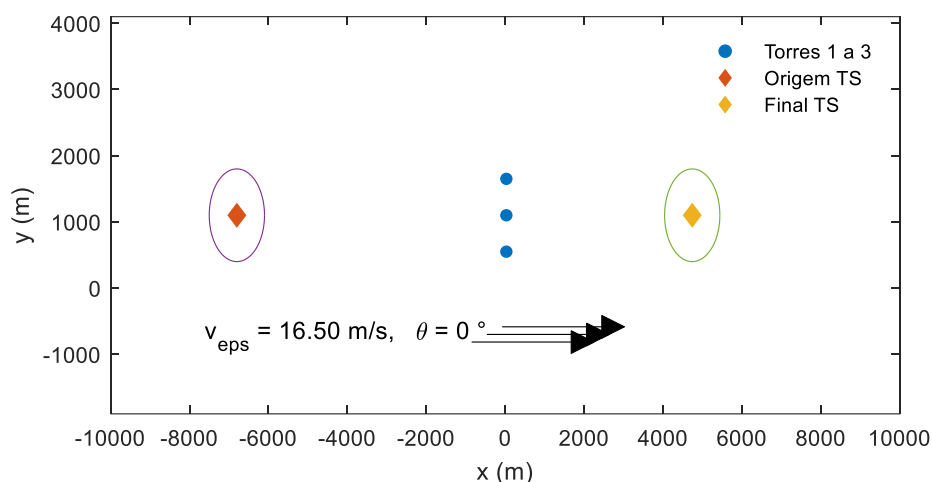


Figura 6-7 – Mapa com a localização das tempestades TS estudada relativa à linha de transmissão.

Como a linha é composta por três torres e quatro vãos, define-se que a coordenada no eixo  $y$  da origem da tempestade seja alinhada com a da torre central. Resta definir a coordenada no eixo  $x$  para a origem da corrente descendente, que representa a distância inicial da tempestade à torre central. Está claro que esta distância não pode ser tão curta de forma que a tempestade não desenvolva sua velocidade radial máxima a tempo de atingir a linha antes de ultrapassá-la. Por outro lado, ao posicionar a origem do centro da tempestade demasiadamente afastada da linha, embora seja garantia de que a velocidade radial no seu valor máximo será, em algum tempo, observada na localização da linha, isto poderia, entretanto, ser ineficiente do ponto de vista da otimização das simulações, aumentando o tempo total da simulação.

Sendo assim, busca-se adotar uma posição para a origem do centro da tempestade tal que a tempestade desenvolva a sua velocidade radial de modo que esta atinja o seu valor máximo instantes antes de a tempestade passar pela linha de transmissão – mais especificamente, pelo ponto onde está posicionada a torre central. Desta forma, otimiza-se a simulação computacionalmente, uma vez que o tempo total de simulação pode ser reduzido, e permite-se observar o efeito da inversão de sentido da velocidade radial da tempestade quando esta está no seu valor máximo.

Deste modo, fala-se da evolução da velocidade da tormenta TS isolada, sem a interferência do vento de translado EPS, tomada para um ponto observador localizado na localização da torre central, da forma como ilustra a Figura 6-8. Sendo assim, adotou-se os seguintes valores para as coordenadas da origem do centro das tempestades:  $y_0 = 1100$  e  $x_0 = -6800$ . Assim, a



velocidade radial observada na torre central se assemelha ao gráfico ilustrado na Figura 6-8, atingindo o seu valor máximo instantes antes de cruzar a linha de transmissão.

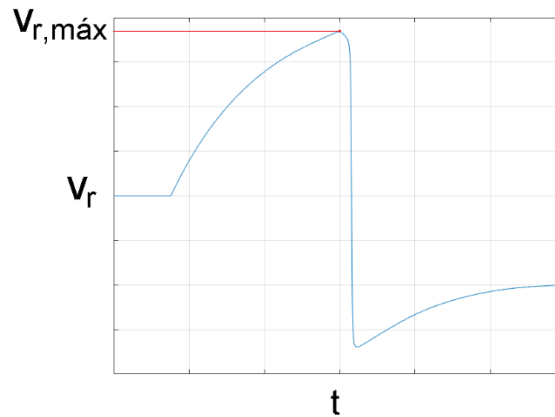


Figura 6-8 – Evolução da velocidade radial da tormenta TS observada na torre central ao longo do tempo.

#### 6.3.4. Queda de pressão e altura da bigorna da tormenta TS

Em vista de se obter as proporções explanadas anteriormente, os valores adotados para os parâmetros  $\Delta p_0$ , diferença e queda de pressão ao longo da altura e  $H_C$ , altura centro da bigorna da tempestade TS deveriam ser tais que a velocidade tangencial da linha de corrente a 10 metros de altura,  $v_{tan,10}$ , fosse igual ou ligeiramente superior à velocidade horizontal transversal que se deseja observar na torre,  $\vec{v}_{r,M\acute{A}X}$ . Relembrando a equação (27):

$$v_{tan,10} = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p_0}{H_C \cdot \rho_0 \cdot \beta} (e^{\zeta \cdot H_C} - e^{\zeta \cdot 10})} \quad (71)$$

A bigorna de uma nuvem do tipo cúmulo-nimbo tende a ter a sua altura limitada pelo fim da tropopausa, que é a área de transição entre a troposfera e a estratosfera. Com base na latitude de Porto Alegre (30°S), Gheno (2014) utiliza uma distribuição normal de média 11000 m e desvio padrão 500 m.

Já em relação à queda de pressão,  $\Delta p_0$ , como referência para os valores, parte-se de uma distribuição de extremos tipo I (Gumbel), com fator de forma de 50 Pa e de posição de 100 Pa adotada por Ponte Jr. (2005) e Gheno (2014).

Baseado nisto e, tendo em vista a velocidade  $\vec{v}_{r,M\acute{A}X}$  que se pretende simular, adota-se aqui os pares de valores  $H_C = 18\,000$  m e  $\Delta p_0 = 200$  N/m<sup>2</sup>, o que resulta em  $v_{tan,10} = 29,32$  m/s.

### 6.3.5. Duração característica da tormenta TS

Ponte Jr. (2005) ajusta uma distribuição Gumbel com fator de forma igual a 127 s e fator de posição igual a 306 s para a duração característica utilizando registros de estações meteorológicas de Passo Fundo e São Luiz Gonzaga, Rio Grande do Sul. Gheno (2014) utiliza a distribuição a distribuição Gumbel com fator de forma de 150 s e fator de posição de 300 s. Adota-se aqui  $T = 300s$ .

### 6.3.6. Raio do escoamento descendente na base da nuvem da tormenta TS

Com base nos trabalhos de Hjelmfelt (1987) e Hjelmfelt (1988), onde o autor analisou dados obtidos no projeto JAWS (*Joint Airport Weather Studies*), Gheno (2014) definiu que o raio do escoamento na base da nuvem pudesse ser representado por uma distribuição de probabilidade triangular entre 300 e 2000 metros e moda igual a 700 metros. Adota-se neste trabalho o valor de  $R_0 = 700$  m.

### 6.3.7. Frequências e passo de tempo para a geração das rajadas

A faixa de frequências adotada foi de  $0 \leq f_j \leq 2,50$  Hz, dividida em  $N = 212$  intervalos de  $\Delta f \cong 0,005$ . Segundo Troian (2018), grande parte dos estudos fixam seus limites superiores para a faixa de frequências em torno de 3,0 Hz. Deodatis (1996) utilizou 4,0 Hz e Fadel Miguel *et al.* (2012) utilizaram 3,0 Hz. Já Ballaben *et al.* (2014)<sup>14</sup> teriam utilizado 2,50 Hz e Gattulli *et al.* (2007)<sup>15</sup> teriam adotado 2,0 Hz, segundo Troian (2018).

Já o passo de tempo na geração das velocidades de rajada foi de  $\Delta t = 0,15$  s, cumprindo o teorema da amostragem que diz que  $\Delta t \leq \frac{1}{2f_{m\acute{a}x}}$ , o que para o presente caso resulta em  $\Delta t \leq 0,2$ .

---

<sup>14</sup> BALLABEN, J. S.; ROSALES, M. B.; SAMPAIO, R. Dynamic analysis of a guyed mast with uncertainties on the guy initial tension and the wind load. 2014. v. XXXIII, p. 23–26.

<sup>15</sup> GATTULLI, V.; MARTINELLI, L.; PEROTTI, F. Dynamics of suspended cables under turbulence loading : Reduced models of wind field and mechanical system. 2007. v. 95, p. 183–207.

### 6.3.8. Resumo

Na Tabela 10 encontram-se resumidos os valores adotados para os para os parâmetros da tempestade TS.

Tabela 10 – Valores adotados para os parâmetros da tempestade TS

Parâmetro	Valor	Unidade
$y_0$	1100	m
$x_0$	-6800	m
$H_C$	18000	m
$\Delta p_0$	200	N/m <sup>2</sup>
T	300	s
$R_0$	700	m
$\gamma$	0	°

## 6.4. ROTEIRO DOS PROCEDIMENTOS

A seguir, descreve-se os procedimentos empregados para a realização das simulações propostas. As rotinas foram escritas em MATLAB e Fortran, sendo as etapas iniciais e a análise final dos resultados realizadas no ambiente MATLAB, e a integração numérica via Fortran, devido à melhor adequação às vantagens e desvantagens de cada uma das duas plataformas.

### 6.4.1. Cálculo da velocidade total nos pontos de carga de vento da estrutura

#### a) Geração da malha do campo de velocidades total do vento

Primeiramente, é criada a malha bidimensional do campo de velocidades do vento. De posse das coordenadas dos nós desta malha, a velocidade total devido ao vento, isto é, a soma dos ventos EPS com suas parcelas média e flutuante e os ventos devido à corrente descendente do evento TS é calculada em cada nó da malha de geração, seguindo o método proposto por Riera e Ambrosini (1992), para posterior obtenção das velocidades em pontos internos aos nós da malha.

#### b) Geração da velocidade total do vento em cada nó da malha do campo de velocidades total do vento

Esta etapa é realizada por meio das seguintes subetapas:

- i. Definição dos parâmetros de vento (descritos na seção 6.3)
- ii. Para cada nó da malha bidimensional criada, os seguintes passos são realizados para o cálculo da velocidade total do vento:
  - 1) Correção, em função da altura do ponto, da velocidade média do vento de fundo através da lei potencial.
  - 2) Cálculo dos sinais aleatórios de velocidades flutuantes através da superposição de ondas harmônicas.
  - 3) Cálculo da velocidade devido à tormenta TS:
    - Cálculo das coordenadas e distâncias após o tempo  $t$ :
      - Cálculo das novas coordenadas do centro da tormenta após o tempo  $t$ .
      - Cálculo da distância do centro da tormenta à estação após o tempo  $t$ .
    - Cálculo da velocidade tangencial da linha de corrente que passa pelo ponto.
    - Cálculo da evolução da velocidade em função do tempo.
      - Cálculo do tempo necessário para a tormenta se expandir até o ponto de interesse (efeito de expansão da TS).
      - Cálculo da espessura da camada limite em função da distância ao centro da tormenta.
      - Cálculo do desenvolvimento da velocidade da TS em função do tempo, com correção da velocidade devido ao desenvolvimento de camada limite de acordo com a altura do ponto de interesse caso  $r > R_0$ .
    - Limitação da área de ação horizontal e vertical através da altura máxima atingida pelo disco: caso o ponto esteja fora da área de ação da TS, a velocidade é anulada.
  - 4) Cálculo da velocidade total do vento combinado através da soma vetorial das velocidades dos ventos TS, parcela média e parcela flutuante do vento EPS.
- c) Cálculo das velocidades do vento nos pontos de cálculo

Nesta etapa, é necessário definir os pontos onde a velocidade total do vento deverá ser obtida para o cálculo das forças devidas ao vento na estrutura da linha de transmissão. Para isto, são realizados os procedimentos a seguir:

- i. Definição, no espaço tridimensional, de todos os elementos que compõem a linha simulada com suas propriedades e conectividades.
- ii. Definição, para cada elemento do modelo, em função do tipo de elemento, os pontos onde se deve calcular a velocidade total do vento interpolada.
- iii. Interpolação da velocidade total do vento a partir da malha bidimensional nos pontos de carga de vento da estrutura conforme o método de Riera e Ambrosini (1992).

A geração dos sinais de velocidades nos pontos de carga de vento dinâmico para o caso EPS foi feita a partir das coordenadas referenciais dos elementos a partir da estrutura deformada para o vento médio, uma vez que, por se tratar de evento estacionário, há um valor de velocidade média invariável no intervalo de tempo analisado. Para o caso TS a geração foi realizada nos pontos de carga de vento tendo como referência a estrutura em sua posição inicial (indeformada) uma vez que não há um valor de velocidade média constante ao longo do tempo.

#### 6.4.2. Geração das forças nodais

Nesta etapa, inicia-se o laço de tempo onde são geradas as forças nodais devido às ações estáticas e dinâmicas. As ações dinâmicas do vento são avaliadas conforme equações (55) a (60). Este laço possui um passo de tempo  $dt_{vento}$ , que corresponde àquele utilizado na geração dos sinais de velocidade do vento.

- a) Etapa 1: peso próprio e protensão dos estais (0 a 5 segundos). Nesta etapa, as forças nodais devido ao peso próprio e à protensão dos estais crescem linearmente de zero até seu valor total dentro do intervalo. Após o final do intervalo, estas forças são mantidas constantes em seu valor integral.
- b) Etapa 2: ação estática do vento, isto é, velocidade média (5 a 10 segundos). Nesta etapa, assim como na etapa 1, as forças nodais devido à velocidade média crescem linearmente até o seu valor total dentro do intervalo.

- c) Etapa 3: estabilização das ações estáticas aplicadas nas etapas 1 e 2 (10 a 15 segundos). Nesta etapa, mantém-se constante o valor final obtido da etapa anterior até o final deste intervalo.
- d) Etapa 4: ação dinâmica devido ao vento (15 segundos em diante). Nesta etapa, são geradas as forças dinâmicas devido à ação do vento total, que varia a cada passo de tempo.

#### 6.4.3. Integração por MDC

Depois do passo anterior, onde são geradas as forças nodais devido a todos os agentes externos, são calculadas as forças internas em cada elemento, obtendo-se então as forças resultantes em cada nó, para que se possa, em seguida, obter o equilíbrio dinâmico e a nova posição de cada nó através da equação do método das diferenças finitas centrais.

Em um novo laço de tempo com passo menor:

- a) Interpolam-se as forças nodais externas para o passo de tempo menor,  $dt_{mac}$ , referente à estabilidade do método MDC.
- b) São calculadas as forças internas em cada elemento e as forças resultantes em cada nó.
- c) Obtém-se o equilíbrio dinâmico e a nova posição de cada nó através da equação do método MDC.
- d) Repete-se os itens anteriores por todo o tempo de integração dinâmica.

## 7. RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos das simulações propostas.

No item 7.1, apresentam-se as velocidades obtidas para o campo de velocidades combinadas através da metodologia adotada, e nos itens 7.2 a 7.4, apresentam-se os resultados obtidos para a resposta do sistema estrutural para os diferentes casos.

No item 7.2 apresenta-se o desenvolvimento de deslocamentos ao longo no tempo para os nós selecionados nas torres, sendo um nó na metade da altura do mastro, nó 20, e um nó no topo da torre, nó 75 (Figura 7-1).

O item 7.3 dedica-se à análise dos esforços dos elementos de cabos condutores e o item 7.4 à dos elementos selecionados para as três torres pertencentes ao sistema. São apresentados a evolução dos esforços no tempo e valores característicos das três hipóteses estudadas e estes valores são comparados entre si.

Em relação aos deslocamentos e evolução dos esforços no tempo, todas as torres estão incluídas na análise embora as torres 1 e 3, das extremidades, sejam afetadas por uma pequena assimetria no eixo  $y$  devido à indeslocabilidade dos apoios dos vãos dos extremos. Na hipótese de carregamento TS, estas torres, devido à sua posição desalinhada do ponto de origem da tempestade ao longo do eixo  $y$ , devem apresentar respostas distintas daquela da torre central. Já nas análises de valores característicos, foca-se apenas na avaliação de uma das torres, a torre central.

Foram selecionados os seguintes elementos pertencentes à estrutura da torre para análise (Figura 7-1): no mastro central, na base inferior, próximos ao apoio, elementos 3 e 4; no centro do mastro, montantes 322 e 323 e diagonais 62 e 64; no topo superior do mastro, montantes 106 e 110 e diagonais 109 e 107. Fora do mastro central, foram selecionados os elementos mais solicitados para os carregamentos impostos (140, 142, 148, 147, 193, 197), além dos elementos adjacentes aos isoladores das extremidades (388 e 390) e, por fim, os elementos dos estais, 401 e 402). Todos os elementos foram selecionados em seus pares simétricos em relação ao eixo  $x$  e no plano frontal, perpendicular à direção da linha de transmissão. Ilustra-se ainda, na mesma figura, os nós 20 e 75, no centro do mastro e no topo da torre, respectivamente onde são avaliados os deslocamentos.

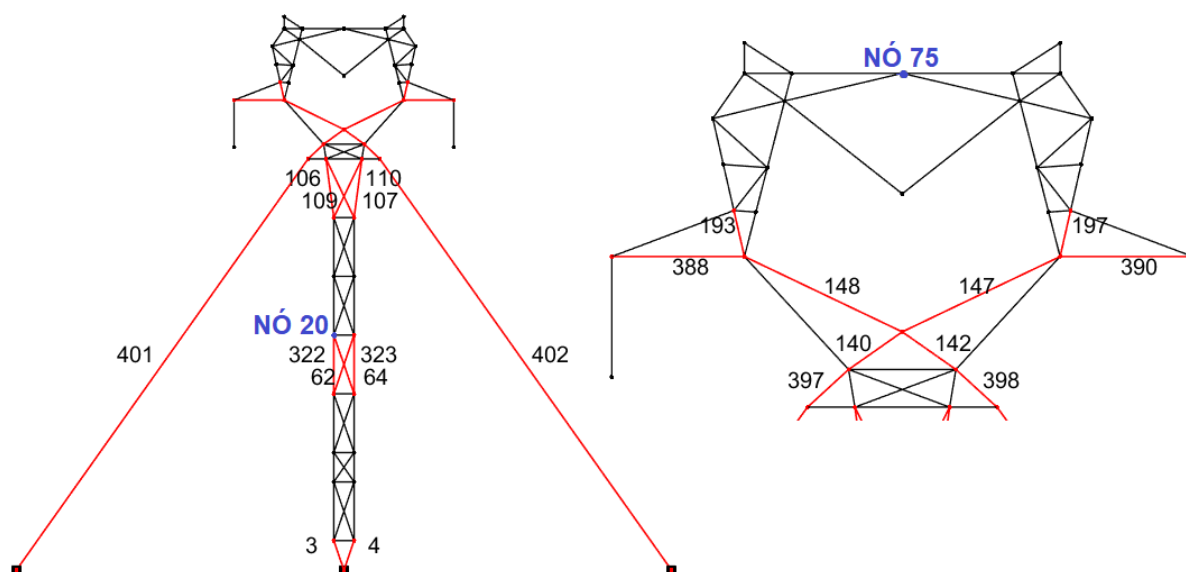


Figura 7-1 – Elementos apresentados na análise

Nas análises de esforços característicos, pretende-se comparar esforços característicos obtidos para cada uma das três hipóteses: através da análise dinâmica para dois tipos de campos de ventos simulados – o campo combinado com tormenta TS e evento EPS e o campo que contém apenas o vento EPS – e os esforços obtidos através da análise estática equivalente conforme procedimento da IEC 60826.

Os esforços característicos de tração e de compressão para os casos das análises dinâmicas foram obtidos conforme segue:

$$E_{max} = \mu_E + g \cdot \sigma_E \quad (72)$$

Onde:

- $g$ : fator de pico.
- $\mu_E$ : valor médio do máximo esforço de tração ou compressão obtido para a amostra.
- $\sigma_E$ : desvio padrão da amostra.

Foram realizadas simulações únicas de cada um dos 2 casos eventos dinâmicos simulados (EPS, e TS) uma vez que o processo aleatório envolvido é considerado como ergódico. O valor médio  $\mu_E$  para os casos EPS pode ser simplesmente calculado como uma média ao longo do tempo



em cada amostra, retirados os primeiros segundos de estabilização da amostra. Já para os casos TS, em que se tem um processo não estacionário do tipo  $x(t) = a(t) + u(t)$ , onde  $a(t)$  é uma função determinística e  $u(t)$  é um processo aleatório de média estacionária zero, o valor médio do processo aleatório  $x(t)$  em qualquer tempo  $t$  é dado por  $a(t)$ . Utilizou-se o procedimento de filtro de banda baixa para obter  $a(t)$ , e então, toma-se  $\mu_F(t)$  como  $\mu_F(t = t_{a=am\acute{a}x})$ , isto é, o valor máximo de  $a(t)$ .

O Eurocode 1 (2005) recomenda o valor de fator de pico,  $g$ , de 3,5 para o cálculo da velocidade de pico e valores entre 3 e 4 para o cálculo das forças devido ao vento em um componente estrutural. Fadel Miguel *et al.* (2012) adotaram 4 para a estimativa de esforços característicos devido à ação dinâmica do vento. Toma-se o valor de  $g$  como igual a 4, por ser mais conservador, de forma a abarcar possíveis imprecisões relativas ao modelo dos campos de velocidades, e por tratar-se de valores característicos calculados com a utilização de uma amostra apenas por evento, embora isto esteja de acordo com a teoria de processos aleatórios ergódicos.

## 7.1. VELOCIDADES DO CAMPO DE VENTOS COMBINADOS

Neste item, apresentam-se nas Figura 7-2 a Figura 7-5 as velocidades obtidas através da metodologia adotada para a simulação dos campos de ventos combinados de ventos EPS e TS, que constitui o caso aqui abreviadamente denominado de TS.

Nas Figura 7-2 e Figura 7-3 estão ilustradas 13 curvas em cada gráfico, referente aos 13 painéis de cada uma das três torres. Cada uma das torres foi dividida em 13 painéis, ou seções, enumerados a partir da menor altura para a maior altura.

Na Figura 7-2 observa-se as velocidades nos painéis das três torres, T1, T2 e T3 na direção  $x$ . Nas três torres o padrão da evolução das velocidades no tempo é similar, onde o pico máximo é atingido por volta do instante  $t \cong 300$  segundos, sendo as curvas praticamente idênticas nas torres das extremidades, onde o pico chega a aproximadamente 44 m/s. Na torre central o pico atinge o valor máximo programado para a simulação,  $\vec{v}_{r,M\acute{A}X}$ , de 45,8 m/s, superando-o ligeiramente até aproximadamente 48 m/s para os painéis superiores.

Na Figura 7-3 observam-se as velocidades nos painéis das três torres na direção  $y$ . Observa-se nas torres das extremidades valores iguais em módulo, mas de sinais opostos, com valor de pico de em torno de 20 m/s. Nesta direção, vê-se que os painéis superiores atingem os valores de pico das velocidades antes dos painéis localizados em alturas inferiores. Já na torre central o que se observa é apenas a componente da turbulência atmosférica que oscila em torno da média igual a zero.

Na Figura 7-4 estão ilustradas as velocidades dos ventos combinados nas direções  $x$  e  $y$  no painel 10, tomado como referência, para as três torres. O pico das velocidades em  $x$  acontece poucos instantes antes nas torres das extremidades em relação à torre central 2, e atinge quase o mesmo valor da torre central.

Na Figura 7-5 observam-se 96 curvas, uma para cada elemento dos cabos condutores da posição central, ilustrando as velocidades nas direções  $x$  e  $y$ . Nota-se que os gráficos se assemelham em formato àqueles dos elementos das torres nas respectivas direções  $x$  e  $y$ , com as curvas variando conforme os pontos estão mais próximos da torre central ou das extremidades. As curvas referentes a pontos mais próximos da extremidade da torre 1 apresentam a cor azul, e conforme percorrem os pontos do cabo central até a extremidade da torre 3 as curvas transitam para a cor verde.

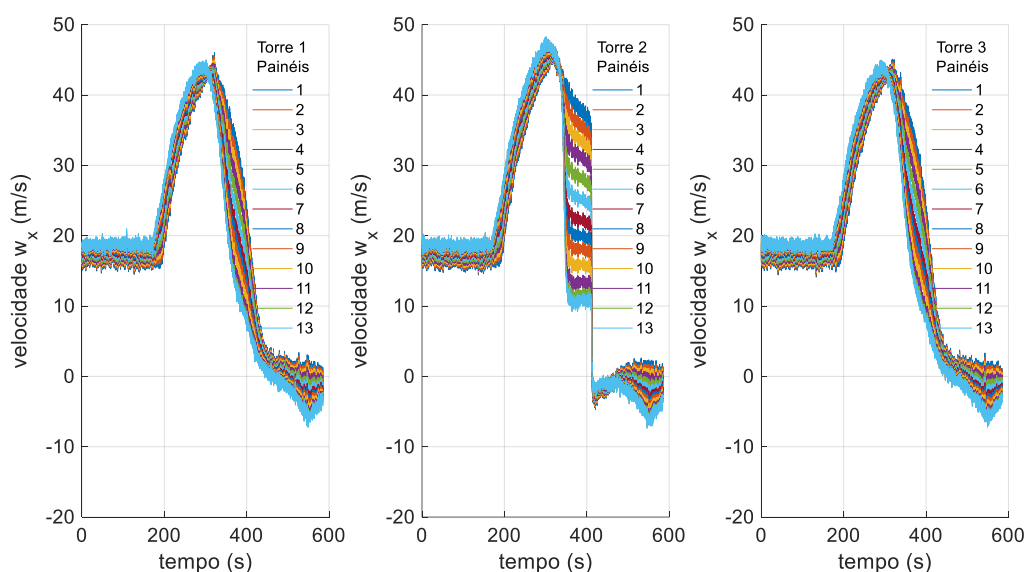


Figura 7-2 – Velocidades dos ventos combinados na direção  $x$  nos painéis da torre.

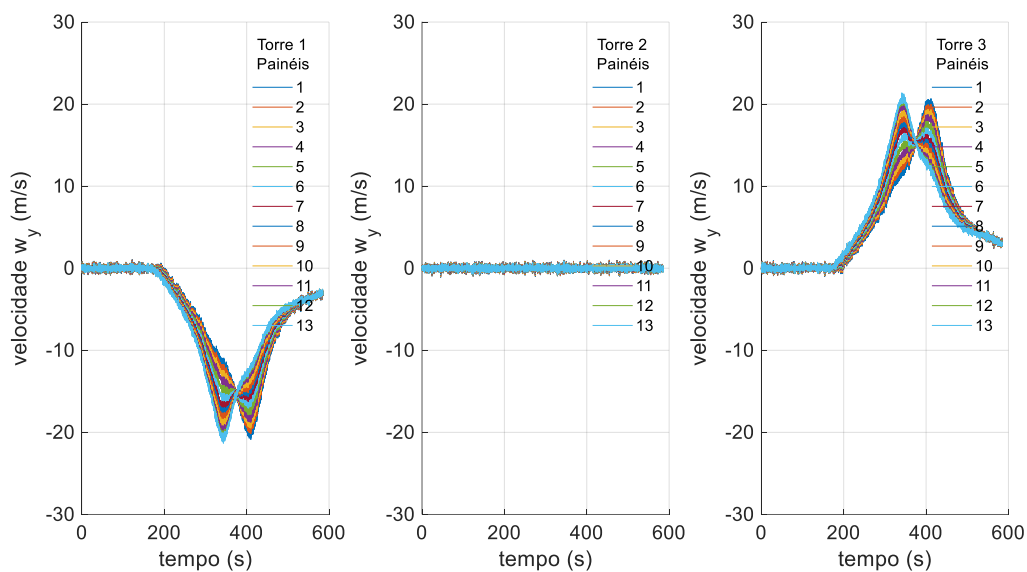


Figura 7-3 – Velocidades dos ventos combinados na direção  $y$  nos painéis da torre.

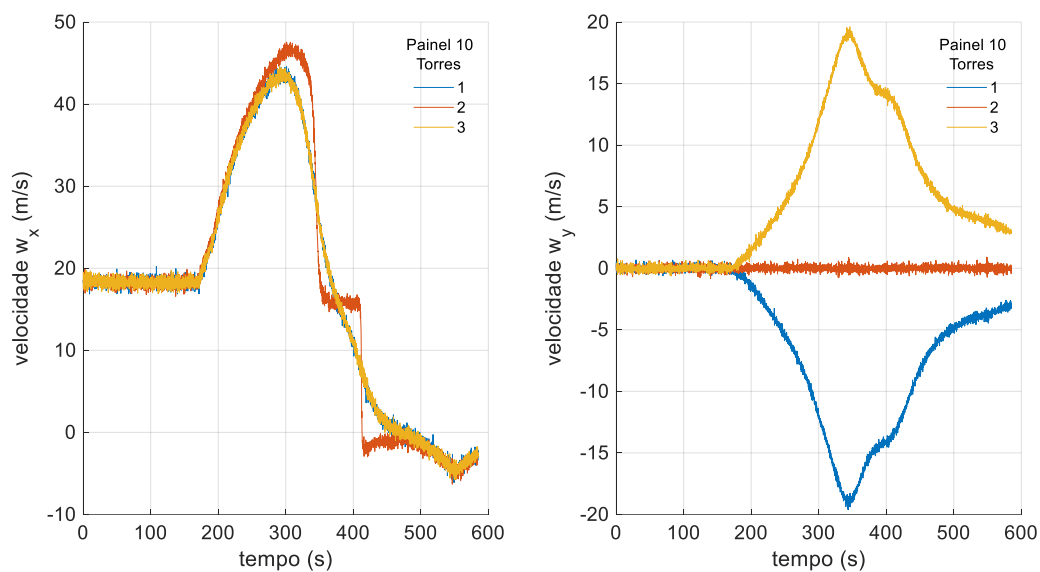


Figura 7-4 – Velocidades dos ventos combinados no painel 10 das torres 1, 2 e 3 nas direções  $x$  e  $y$ .

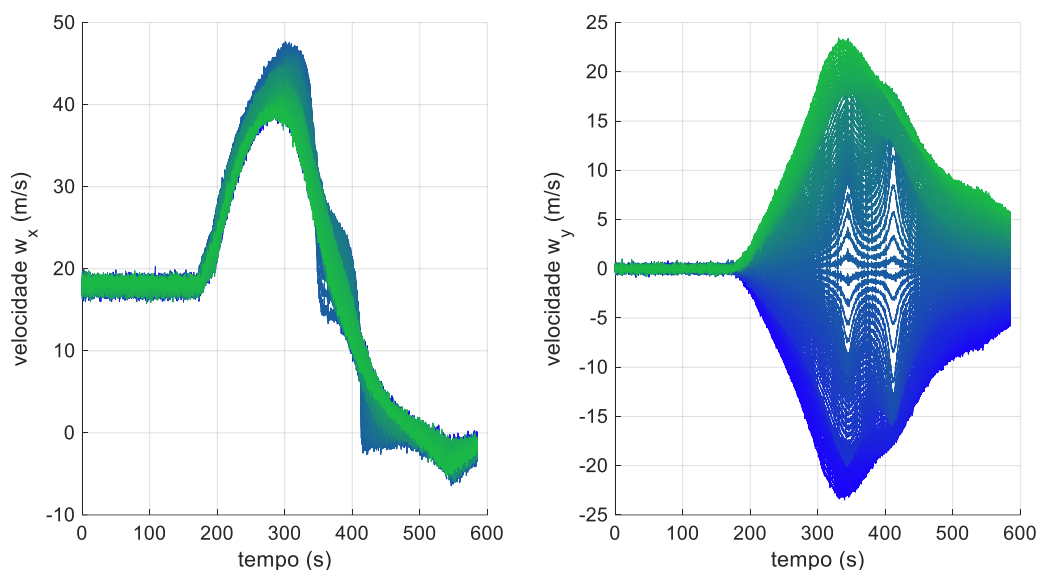


Figura 7-5 – Velocidades dos ventos combinados na direção  $x$  e  $y$  nos cabos condutores.

## 7.2. DESLOCAMENTOS

Apresentam-se os deslocamentos na metade do mastro, no nó 20, e no topo das torres, no nó 75, nas direções  $x$  e  $y$ , para as três torres, T1, T2 e T3, nas três hipóteses de carregamentos, EE, EPS e TS nas Figura 7-6 a Figura 7-9.

Observa-se que em relação aos deslocamentos na direção  $x$ , Figura 7-6 e Figura 7-7, direção do vento nos carregamentos EE e EPS e do vento de translado para o carregamento TS, a hipótese TS resultou valores maiores que os casos EPS e EE.

Observando a Figura 7-7 para os casos de carregamento TS, vê-se que a torre central apresenta o maior deslocamento na direção  $x$ , justamente por estar alinhada com a origem da tempestade no eixo  $y$ , o que se alinha com aquilo que seria esperado para as diferentes torres devido às suas posições e enfatiza a natureza localizada do fenômeno.

As torres das extremidades apresentam um deslocamento maior na direção  $y$  em relação à torre central (Figura 7-8 e Figura 7-9). Nota-se ainda dos deslocamentos nos nós 20 e 75 na direção  $y$  que a trajetória das curvas para as duas torres das extremidades não são simétricas, o que ocorre pelo fato de os nós analisados pertencerem à “face frontal” de cada torre, orientada no mesmo sentido do eixo  $y$  para todas as três torres, o que não é simétrico em relação à linha da trajetória da tormenta TS. Na torre 1, os nós analisados estão na face mais distante da torre

central e da linha da trajetória da tormenta TS, enquanto na torre 3 os elementos pertencem à face mais próxima à torre central. Para os carregamentos EPS e EE, evidentemente, não há deslocamentos na direção  $y$  uma vez que o carregamento se dá unicamente no eixo  $x$ .

Após a tempestade cruzar a linha, os deslocamentos tendem a se aproximar de zero por diferentes razões. Na direção  $x$ , devido à compensação temporária entre as velocidades de vento médio EPS e a velocidade da tempestade, que agora estão vetorialmente em oposição. Na direção  $y$ , devido ao fato de a componente de velocidade radial nesta direção diminuir conforme a distância do centro da nuvem e as torres da extremidade torna-se maior no eixo  $x$ .

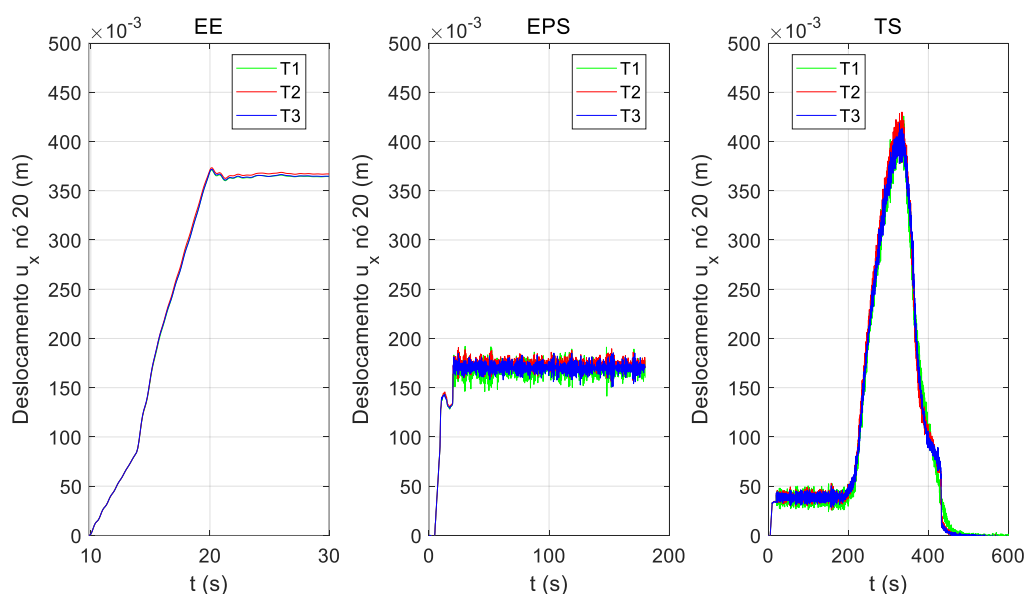


Figura 7-6– Deslocamento nó 20 na direção  $x$  para EE, EPS e TS.

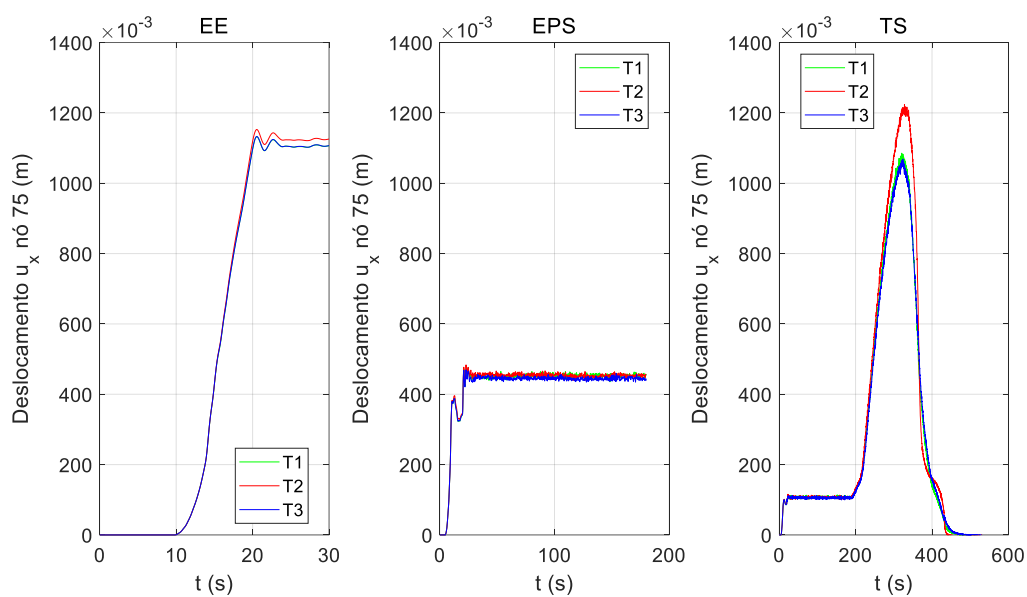


Figura 7-7 – Deslocamento nó 75 na direção  $x$  para EE, EPS e TS.

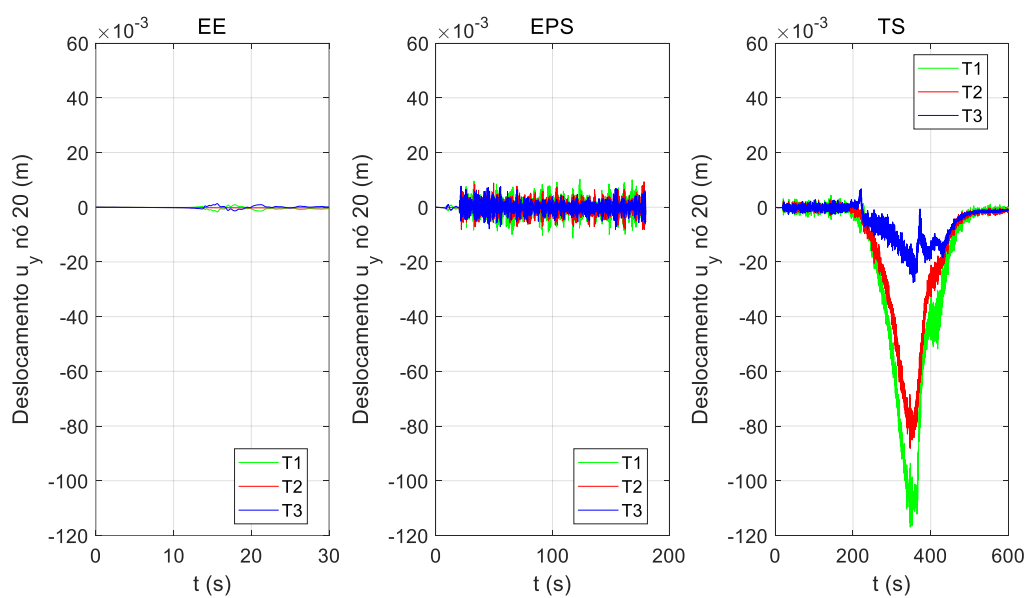


Figura 7-8 – Deslocamento nó 20 na direção  $y$  para EE, EPS e TS.

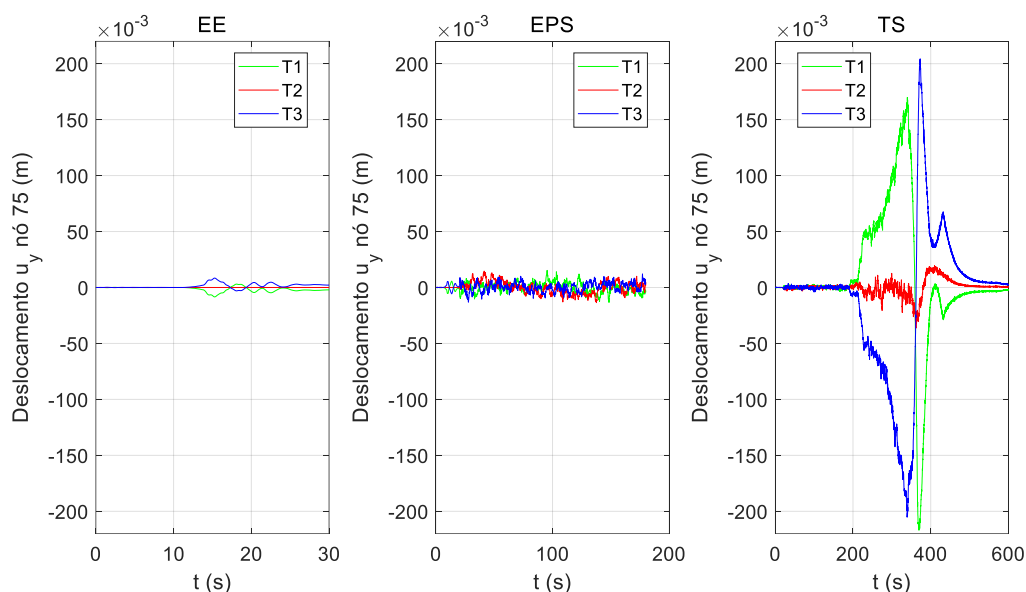


Figura 7-9 – Deslocamento nó 75 na direção  $y$  para EE, EPS e TS.

### 7.3. ELEMENTOS DE CABOS

#### 7.3.1. Evolução dos esforços no tempo

Apresentam-se na Figura 7-10 a evolução dos esforços para os cabos condutores. Foram tomados elementos próximos ao suporte de cada torre, T1, T2 e T3, onde os esforços são os maiores. Estão representados na figura os cabos condutores das três posições: extremidade à barlavento, extremidade à sotavento e central.

Todos os três cabos condutores apresentam trajetórias de esforços bastante similares. A se basear no valor estimado máximo de tração no cabo obtido de 150.000 N e, dividindo-se o valor por três, uma vez que os valores representados dizem respeito a um cabo equivalente que representaria o feixe de três cabos, obtém-se 50.000 N. Comparando este valor com a tração de ruptura de  $T_{rup} = 115.140$  N, tem-se que os cabos condutores estariam sendo solicitados com aproximadamente 43% do valor de ruptura.

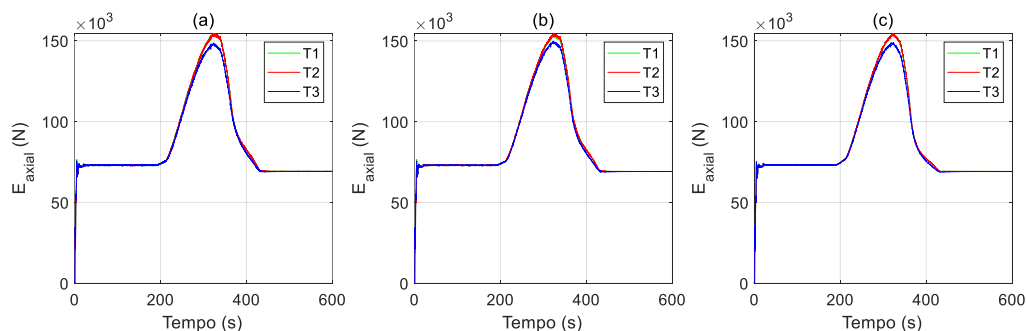


Figura 7-10 – Evolução dos esforços no tempo para elementos dos cabos condutores: extremidade à barlavento, extremidade à sotavento e central.

### 7.3.2. Comparação de esforços característicos

Na Figura 7-11 à Figura 7-12, observa-se a comparação dos esforços característicos obtidos para os cabos nas verificações EE, EPS e TS. O objetivo é o de observar a diferença entre os carregamentos impostos pelos cabos às torres de sustentação em cada cenário. O cenário EE apresenta o maior dos valores. Os cenários EE e EPS apresentam valores próximos entre si, sendo EE o maior entre os dois. Já o cenário TS superou os valores de ambos os cenários EE e EPS. A Figura 7-12 reporta a razão entre o carregamento EE e o carregamento TS, que se mostrou próximo mas inferior a 1 para os três condutores da torre.

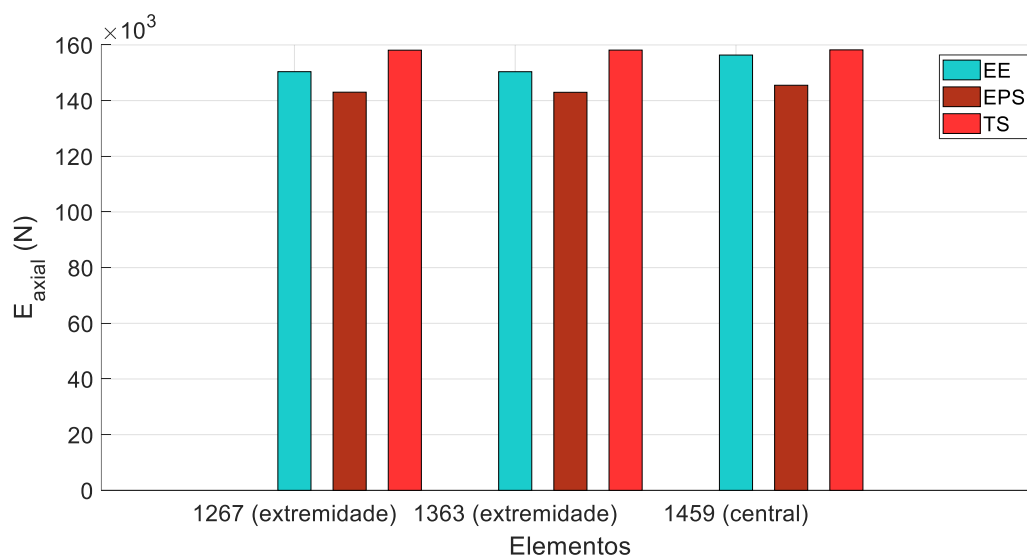


Figura 7-11 – Comparação de esforços nos cabos condutores para hipóteses EE, EPS e TS.



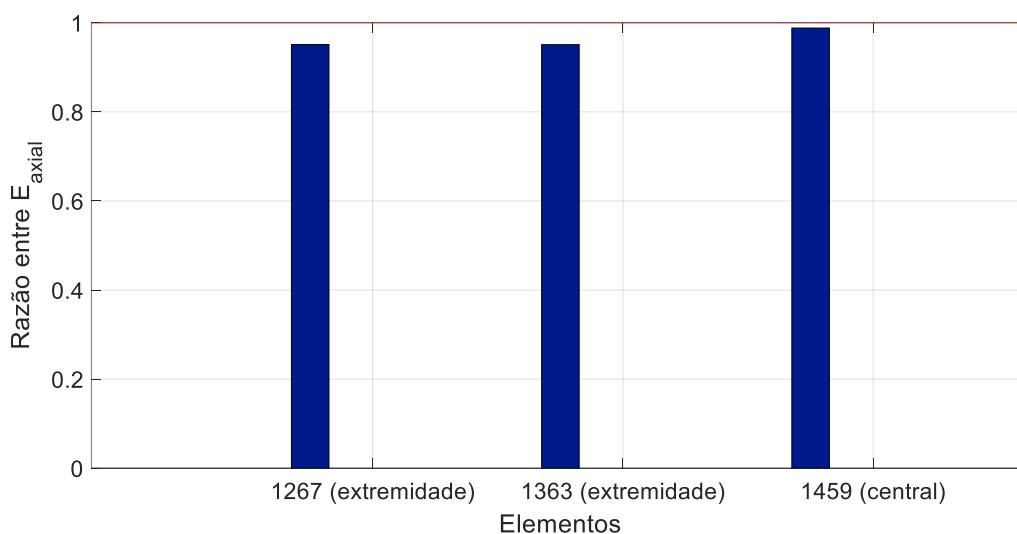


Figura 7-12 – Razão entre os esforços característicos EE/TS para elementos de cabos selecionados.

## 7.4. ELEMENTOS DAS TORRES

### 7.4.1. Evolução dos esforços no tempo

Esta seção dedica-se à análise da evolução dos esforços axiais no tempo dos elementos selecionados para as três torres pertencentes ao sistema. Os elementos são os descritos anteriormente e identificados na Figura 7-1.

Novamente, percebe-se da observação das imagens da Figura 7-13 à Figura 7-23 que o campo de ventos que inclui uma tormenta TS age de maneira distinta em cada uma das torres a depender de suas posições relativas.

Observando-se inicialmente a curva para a torre central (torre 2), vê-se que os elementos pertencentes ao mastro, sejam eles, 3, 4, 62, 64, 322, 323, 106, 110, 109, 107, Figura 7-13 a Figura 7-17, submetidos a compressão, passam por um trecho de aumento ou manutenção desta compressão na fase pré-chegada da tempestade, e na chegada da tempestade, observa-se uma diminuição da compressão, podendo em alguns casos chegar à tração. Os elementos 397, 140, 147 e 197, Figura 7-18 a Figura 7-21, bem como o estai 401, Figura 7-23, submetidos a tração, têm seus esforços aumentados como efeito da tempestade. Já os seus pares simétricos, encontrados nas mesmas figuras, elementos 398, 142, 148 e 193, bem como o estai 402, Figura 7-23, experienciam o efeito contrário, tendo seus esforços de tração reduzidos, o que se dá conforme o deslocamento da torre na direção do eixo  $x$  aumenta por efeito da tempestade TS somada ao vento EPS. Os elementos 388, à barlavento, e seu par simétrico 390, à sotavento,

ambos em compressão, têm seus esforços aumentados e diminuídos em módulo, respectivamente, como efeito do aumento do deslocamento do topo da torre na direção  $x$  e consequente tendência de giro da estrutura no sentido horário.

Já em relação às torres das extremidades, percebe-se que há algumas tendências no comportamento das barras analisadas. Uma delas é uma evolução dos esforços dos elementos de barras que compõem o mastro consideravelmente distintos para a torre 1 e para a torre 3 conforme a passagem da tempestade TS, tanto na fase pré quanto durante e pós passagem da tormenta (Figura 7-14 a Figura 7-17), o que ocorre devido ao efeito da velocidade da tempestade na direção  $y$ , que é oposto para as duas torres. No entanto, o efeito nos elementos analisados não chega a ser simetricamente oposto devido aos mesmos não pertencerem às faces simetricamente opostas das torres das extremidades em relação ao eixo da trajetória da tempestade, de forma similar ao que foi mencionado na observação dos deslocamentos na seção 7.2.

Nas barras que compõem a parte superior da torre, superior à mísula dos estais, Figura 7-18 a Figura 7-22, o que se observa é uma tendência a valores e trajetórias dos esforços similares para as torres das extremidades e a torre central, tendo esta última valores de pico um pouco maiores para a maioria destes elementos, sejam eles 397, 398, 140, 142, 148, 147, que são os elementos que recebem as maiores solicitações da torre por estarem mais envolvidos na tarefa de impedir a torre de girar no sentido horário juntamente com os dois estais do lado à barlavento.

Depois da passagem da tempestade, conforme ela se afasta, todos os elementos apresentam a tendência de estabilização de seus esforços em torno de um valor praticamente comum às três torres, que se refere ao efeito do vento EPS subtraído vetorialmente do efeito da tempestade. Para alguns elementos, em sua maioria os elementos pertencentes ao mastro, o retorno à tensão referente ao vento médio se dá logo após a tempestade atravessar a linha. Para outros, em geral pertencentes ao grupo de elementos da parte superior, vê-se que esta estabilização se dá ao longo de um período maior e que seria necessário acompanhar a evolução de esforços por mais tempo para visualizar o retorno do valor referente à atuação do vento de translado EPS unicamente.

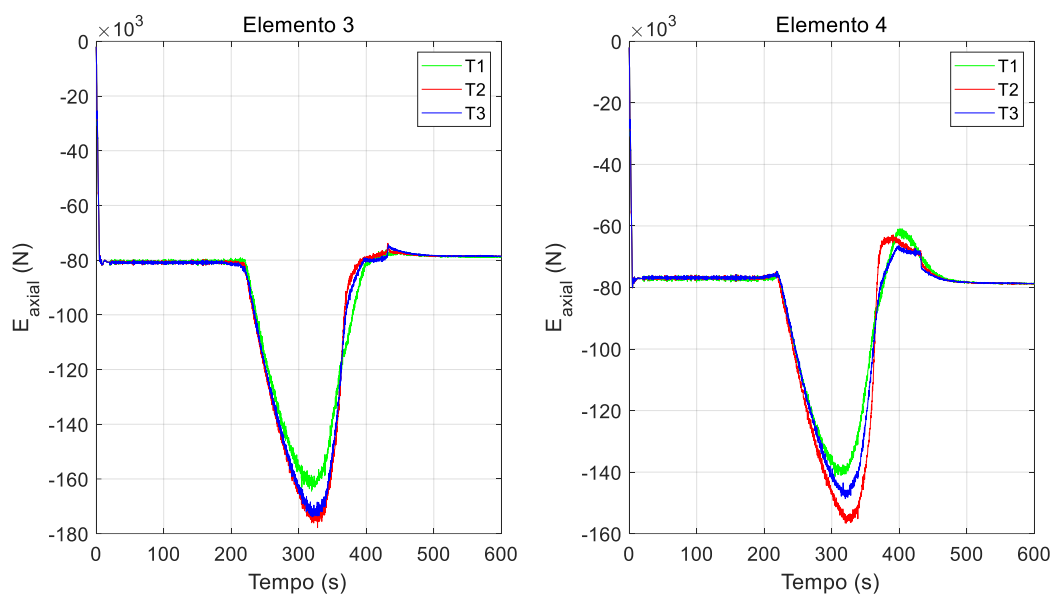


Figura 7-13 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 3 e 4.

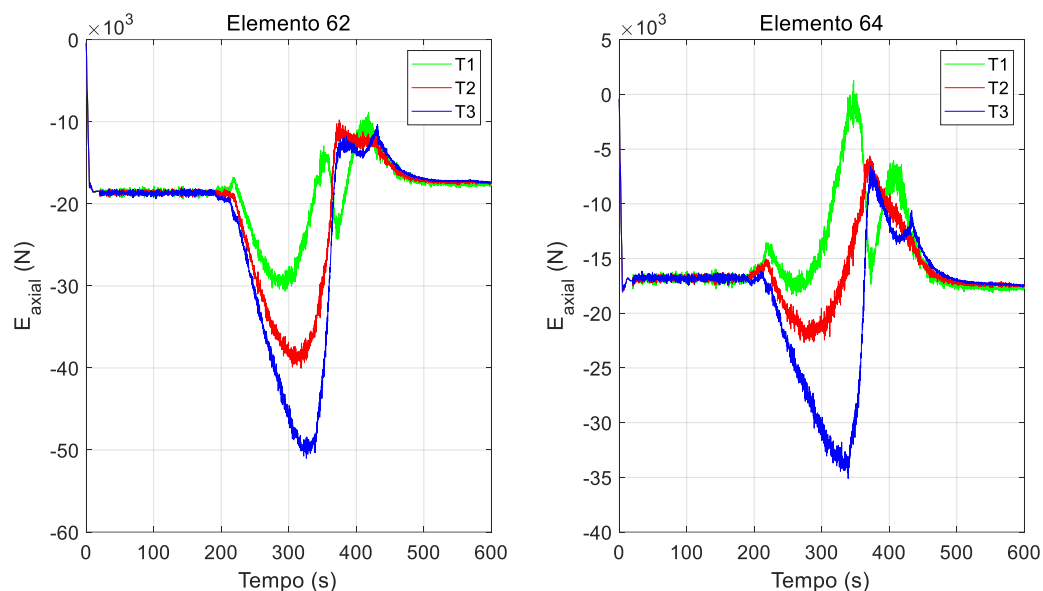


Figura 7-14 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 62 e 64.

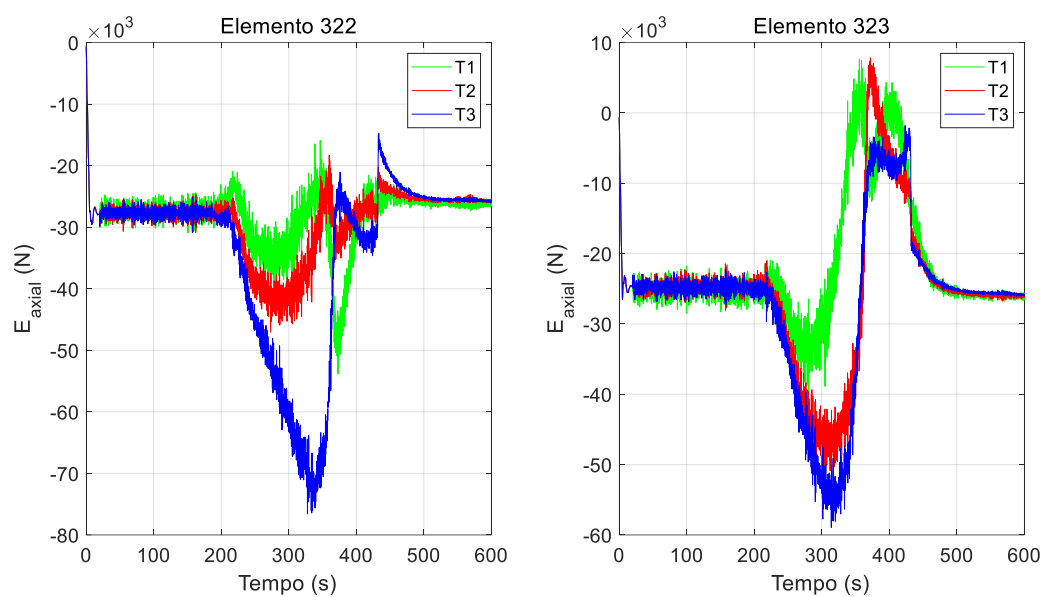


Figura 7-15 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 322 e 323.

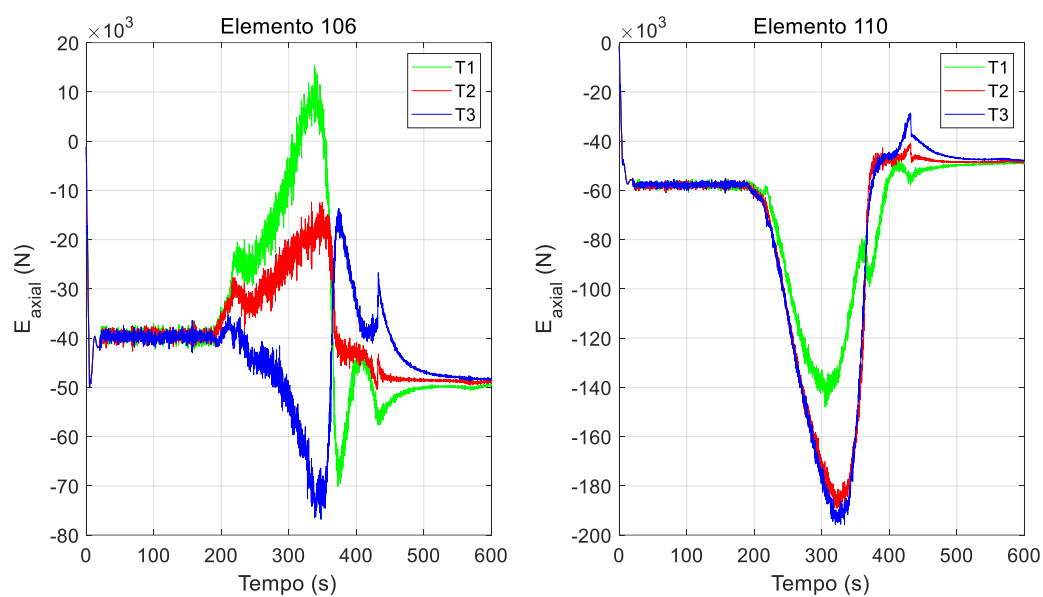


Figura 7-16 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 106 e 110.

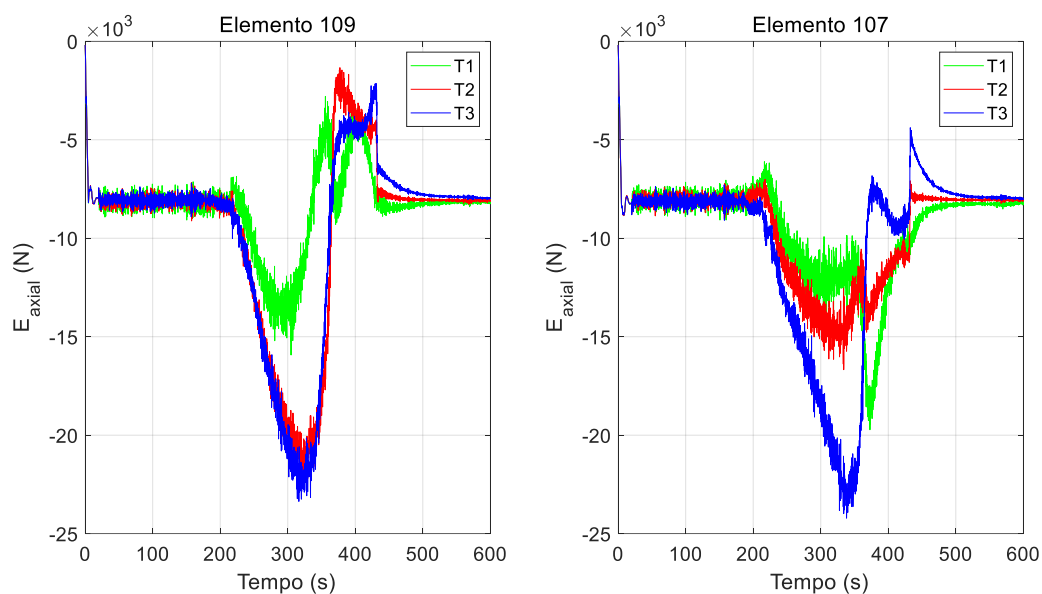


Figura 7-17 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 109 e 107.

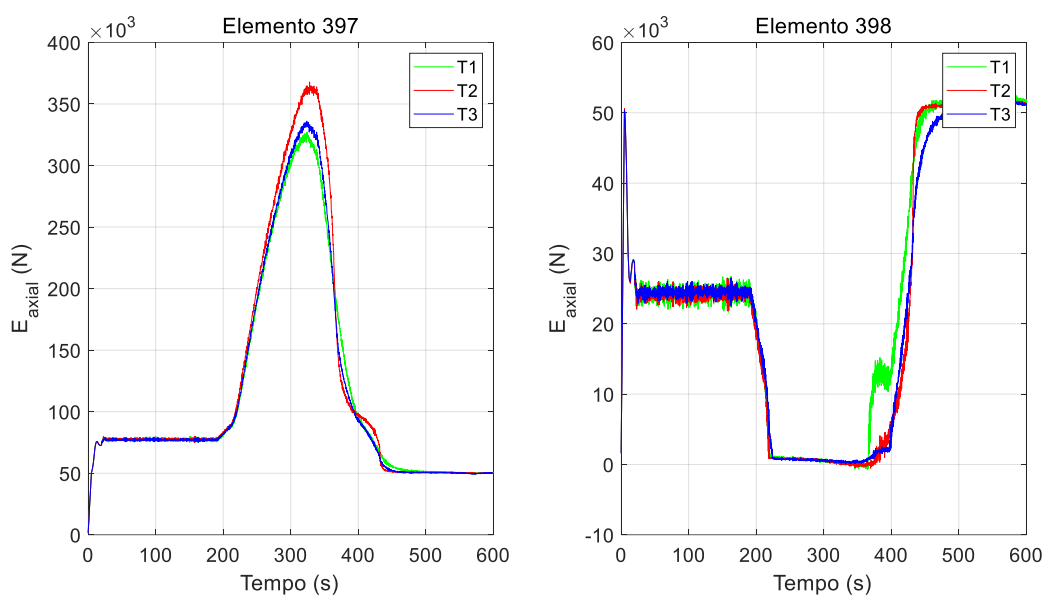


Figura 7-18– Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 397 e 398.

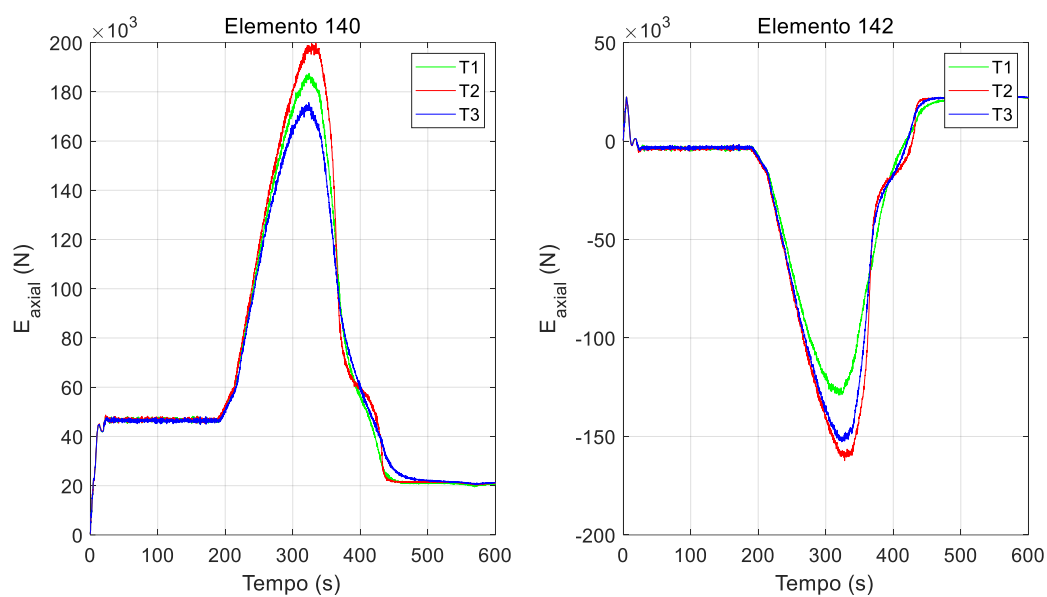


Figura 7-19 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 140 142.

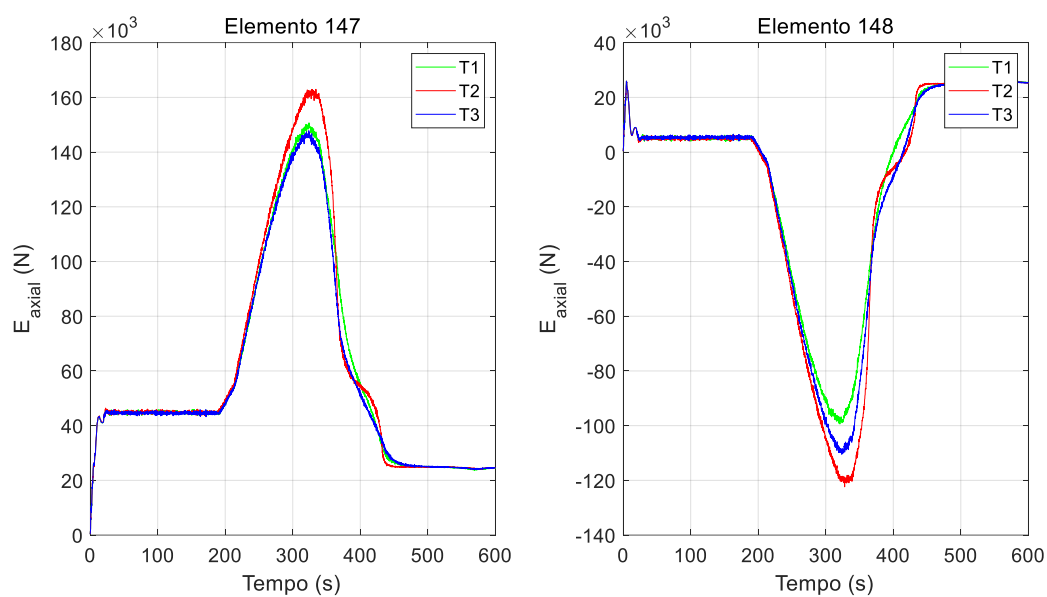


Figura 7-20 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 147 e 148.

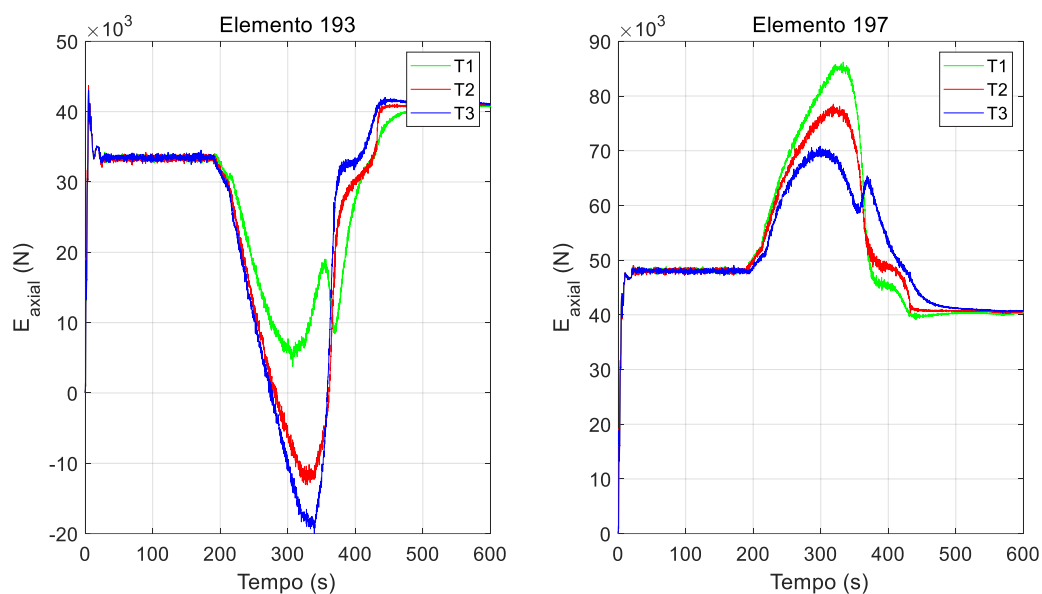


Figura 7-21 – Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 193 e 197.

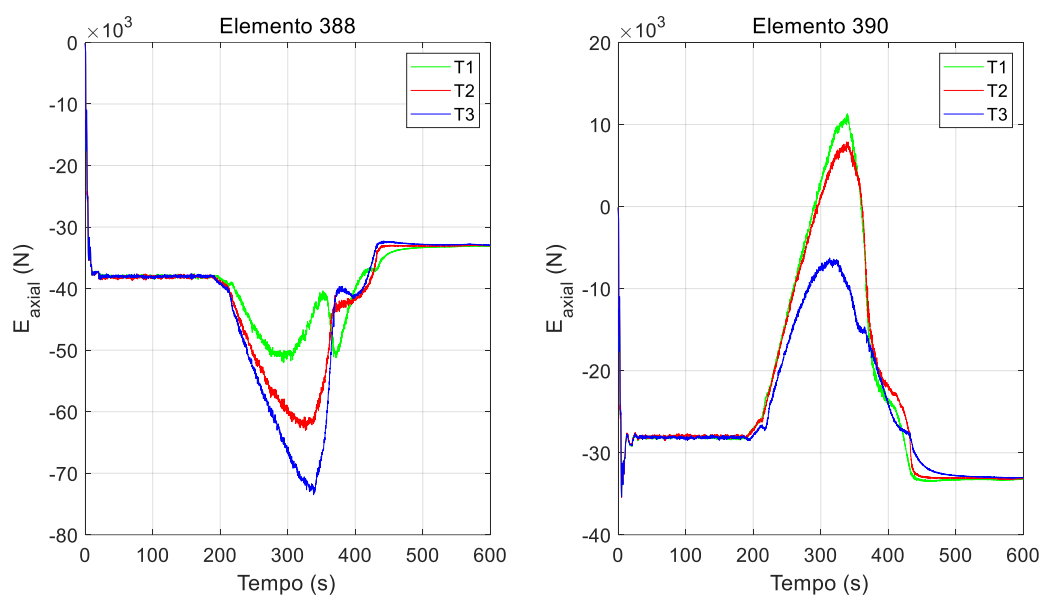


Figura 7-22– Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de barra 388 e 390.

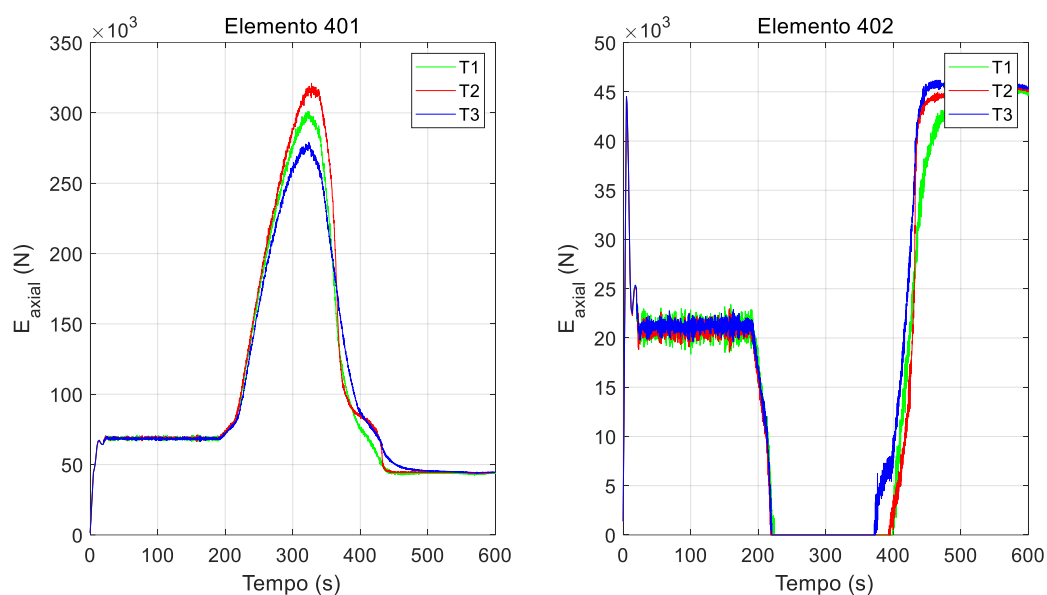


Figura 7-23— Esforços axiais ao longo do tempo para o carregamento TS: elemento de estai 401 e 402.

#### 7.4.2. Comparação de esforços característicos

Na Figura 7-24 ilustram-se os valores característicos obtidos para os elementos selecionados, para os três tipos de hipóteses de carregamentos, em tração e compressão.

Na Figura 7-25 tem-se a razão obtida entre a hipótese do método estático equivalente (EE) e a hipótese do campo de ventos com uma tempestade TS carregada por um vento de fundo (TS), para tração e compressão.

Nesta seção, os esforços são examinados apenas na torre central (torre 2).

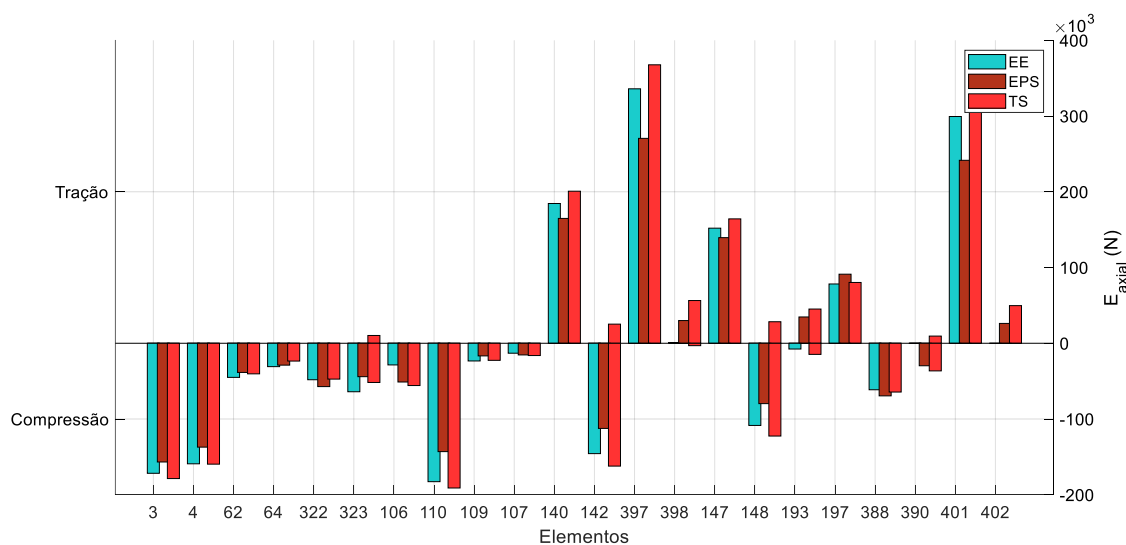




Figura 7-24– Esforços característicos para elementos selecionados, hipóteses EE, EPS e TS.

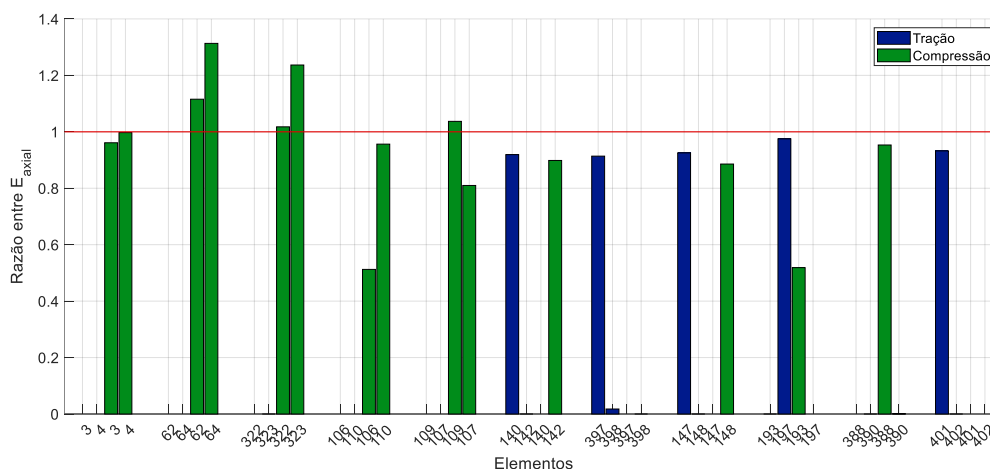


Figura 7-25– Razão entre os esforços característicos EE/TS para elementos da torre selecionados.

A Figura 7-24 permite visualizar os esforços para os elementos do mastro, que em sua maioria apresentam apenas esforços de compressão, e os elementos da parte superior e os estais, que trabalham à tração e a compressão, com exceção dos estais que trabalham somente à tração. Vê-se que os esforços para os carregamentos EPS apresentam, para a maior parte dos elementos analisados, valores relativamente próximos e inferiores àqueles calculados para o carregamento EE, o que seria o esperado. Nota-se, de forma geral, que o carregamento TS tende a mostrar valores maiores do que ambos os carregamentos EE e EPS para a maioria dos elementos.

A comparação envolvendo EE e TS pode ser mais claramente visualizada na Figura 7-25. Nesta figura, a razão EE/TS inferior à 1 indica que a previsão pelo carregamento EE estaria retornando esforços inferiores àqueles calculados para o carregamento TS simulado. As barras estão agrupadas em pares simétricos, uma vez que se uma das barras do par apresentar razão superior a 1 isso, dado que o dimensionamento deve levar em conta que o vento incida dos dois sentidos, indicaria que a hipótese EE apontaria para um dimensionamento minimamente seguro de tais elementos quando comparada à hipótese TS proposta.

Observa-se que dos cinco pares de elementos do mastro, solicitados apenas à compressão, sejam eles, 3 e 4, 62 e 64, 322 e 323, 106 e 110, 109 e 107, três pares apresentam a razão EE/TS inferior a 1, e dois apresentam a razão superior a 1 para pelo menos uma das barras do par simétrico. Já em relação às barras pertencentes à parte superior ao mastro, nota-se que nenhuma das barras atingiu a razão 1, para tração e compressão.

Os valores obtidos para valor médio, desvio padrão e valor característico dos esforços dos elementos analisados para as torres 1, 2 e 3 encontram-se disponíveis nas tabelas do Apêndice A.

## 8. CONSIDERAÇÕES FINAIS

### 8.1. CONCLUSÃO

Com este trabalho, contribuiu-se com um procedimento preliminar para avaliar o efeito dos ventos do tipo correntes descendentes, carregadas por vento de fundo, em torres de linhas de transmissão.

Para isto, avaliou-se o efeito da ação de um campo de velocidades combinadas de ventos EPS e ventos TS, ou correntes descendentes, em um segmento de linha de transmissão composto por três torres de suspensão estaiadas, a fim de comparar tal avaliação com aquela referente à resposta do sistema submetido ao carregamento estático equivalente para ventos sinóticos segundo a IEC 60826.

Para tal, fez-se necessária a obtenção de uma malha correlacionada de um campo de velocidades que combinasse ventos EPS e eventos de correntes descendentes (tormentas elétricas). Isto foi feito a partir de um modelo semiempírico de linhas de fluxo axialmente simétricas baseado em Ponte (2005), Ponte e Riera (2007), Fadel Miguel e Riera (2013) e Gheno (2014). A geração da malha correlacionada de ventos do tipo EPS foi baseada no método proposto por Riera e Ambrosini (1992). Obteve-se a resposta estrutural dinâmica não linear do sistema submetido aos campos de ventos gerados através da integração por diferenças finitas centrais. Obteve-se através do mesmo método a resposta estática equivalente para ventos sinóticos segundo as recomendações da IEC 60826 deste mesmo sistema estrutural.

Analisaram-se e compararam-se as respostas dinâmicas e estáticas entre si, obtidas das hipóteses propostas. A inclusão da hipótese EPS permitiu corroborar o funcionamento do algoritmo dinâmico, uma vez que seus resultados poderiam ser mais facilmente analisados em uma verificação simples, além de serem mais facilmente comparáveis a outras análises disponíveis na literatura. A análise principal da evolução dos deslocamentos e esforços no tempo das hipóteses TS permitiu confirmar a natureza localizada e transiente do fenômeno das correntes descendentes, que afeta de forma distinta as estruturas conforme a sua localização relativa no segmento de linha.

Observou-se que, para as comparações estabelecidas, o método estático equivalente conforme a IEC 60826 estaria resultando, para 8 dos 11 pares de elementos da torre analisados, esforços

inferiores aos obtidos para a hipótese de um evento TS carregado por um evento EPS. Tal observação seria um indicativo de que, para os valores aqui simulados, a estimativa pelo método estático equivalente adotando como velocidade de projeto a velocidade de referência de média de 10 minutos estaria aquém do suficiente para abarcar o dimensionamento das barras frente ao carregamento TS simulado, com a velocidade adotada, assumindo-se a mesma como tendo o mesmo período de retorno que o carregamento sinótico. Para 3 dos 11 pares de elementos analisados, o método estático equivalente resultou em esforços superiores aos esforços do carregamento TS nas condições propostas.

Em suma, as análises realizadas indicaram que o método estático equivalente para ventos sinóticos da IEC 60826, adotados os valores de velocidades estabelecidos para a comparação, resultou em resposta inferior à obtida para a simulação de uma tormenta tipo TS carregada por vento de fundo, para a grande parte dos elementos analisados. Entretanto, tais observações estão condicionadas às situações simuladas neste trabalho, principalmente no que se refere às velocidades adotadas para o cálculo estático e o evento dinâmico, isto é, a velocidade tangencial da corrente descendente e a razão entre esta e a velocidade média do translado EPS, à posição relativa da trajetória da tempestade e das estruturas, ao ângulo de incidência do vento médio de translado, e também ao tipo de estrutura analisado.

Ressalta-se que, neste trabalho, a investigação não contemplou a avaliação da resposta em todas as barras das torres, limitando-se a uma seleção considerada como representativa. Igualmente, tomou-se como premissa que valores tomados para coeficientes aerodinâmicos não mudariam conforme a natureza do evento (EPS, TS ou combinados), o que consiste em uma simplificação.

Assim, reitera-se que são necessárias investigações adicionais sobre o efeito dos ventos tipo correntes descendentes atingindo as torres a partir de outras posições relativas à origem e trajetória do centro da tempestade, além de ventos de translado com outras direções.

Inegavelmente, os resultados das análises considerando a ocorrência de ventos combinados de tormentas TS carregados por eventos EPS dependem da correta coleta e análise de informações sobre tais tormentas. Portanto, é importante ressaltar que alguns procedimentos de medição ou de coleta de velocidades de vento podem resultar em informações equivocadas. Como exemplo, cita-se que a simples coleta de velocidades médias sobre 10 minutos pode levar à subestimação da velocidade máxima ocorrida em eventos com características de TS. Além disso, a má

distinção do tipo de fenômeno meteorológico que teria dado origem às velocidades registradas pode levar a inferências equivocadas. Em conclusão, é fundamental que as informações sobre as velocidades de vento sejam precisamente obtidas e analisadas para que se possa ter avaliações corretas das respostas das estruturas sob a ação dos ventos.

## 8.2. TRABALHOS FUTUROS

Sugere-se para avaliação em trabalhos futuros os seguintes aspectos:

- Avaliar outros ângulos de incidência do vento de translado;
- Avaliar outras distâncias da origem do centro da tempestade em relação à linha;
- Aprimorar o modelo de campo de velocidades de uma tormenta TS isolada, especialmente na questão do seu perfil vertical em razão do possível desenvolvimento de um efeito de ‘camada limite’ em pontos mais distantes do centro da tormenta;
- Avaliar a ação da tempestade TS com foco nas diferenças devido ao perfil vertical;
- Aprimorar o modelo de campo de vento no que diz respeito à combinação dos eventos de tormenta TS e vento EPS;
- Aprimorar o modelo de campo de vento combinados de tormenta TS e vento EPS no que diz respeito à turbulência;
- Avaliar outros métodos de geração do campo correlacionado;
- Incluir a rigidez à rotação na ligação entre as barras (modelos de viga);
- Aprimorar a modelagem do amortecimento aerodinâmico dos cabos;
- Estender esta análise a outros tipos de estruturas.

## REFERÊNCIAS

ALMINHANA, F. **Cascading Collapse of Transmission Line Structures**. Thesis (Doctor). University of Queensland, Australia, 2017.

ARÉVALOS, M. A. **Dynamic analysis of transmission line guyed towers and self-supporting towers under wind loading**. Ph.D.'s Dissertation (Ph.D. in Engineering) – Postgraduate Program in Civil Engineering, UFRGS, Porto Alegre. 2017.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 5422: Projeto de linhas aéreas de transmissão de energia elétrica**. Rio de Janeiro, 1985.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 6123: Forças devidas ao vento em edificações**. Rio de Janeiro, 1988.

BLESSMANN, J. **O Vento na Engenharia Estrutural**. 1ª ed. Porto Alegre: Editora da Universidade/UFRGS, 1995.

BLESSMANN, J. **Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento**. Porto Alegre: ISBN 85-7025-440-7, 1998.

BRAZEIRO, T. C. **Análise dinâmica de torres estaiadas de linhas de transmissão submetidas à ruptura de cabo**. Dissertação (Mestrado). Universidade Federal de Santa Maria, Santa Maria, 2015.

CHAY, MT., ALBERMANI, F, WILSON, B. Numerical and analytical simulation of downburst wind loads. **Engineering Structures**, Elsevier, 28, 240-254. 2006.

CIGRE SC22 WG16. **Meteorology for overhead lines**. Draft Report on Current Practices regarding Frequencies and Magnitude of High Intensity Winds. 2002

CIGRE. **Report on current practices regarding frequencies and magnitude of high intensity winds**. (CIGRE Technical Brochure No. 256), Paris, 2004.

CIGRE. **How overhead lines respond to localized high intensity winds** (CIGRE Technical Brochure No. 350), Paris, 2008.

C.R. GONTIJO ENGENHARIA DE PROJETOS S/C LTDA. **MEMÓRIA DE CÁLCULO: ESTRUTURA MONOMASTRO ESTAIADA DE SUSPENSÃO TIPO G55A**. 2015.

DA SILVA, V. R.; RIERA, J. D.; BLESSMAN, J.; NANI, L. F.; GALINDEZ, E. E. Determinação Experimental das Propriedades Dinâmicas Básicas de uma Torre de Transmissão de 230 kV. In: **VII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica**. p. 10. Brasília, 1984.

DAVENPORT, A. G. The spectrum of horizontal gustiness near the ground in high winds. **Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society**, v. 87, n. 372, p. 194–211, 1961a.

DAVENPORT, A. G. The application of statistical concepts to the wind loading of structures. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers**, v. 19, n. 4, p. 449–472, 1961b.

DEODATIS, G. Simulation of ergodic multivariate stochastic processes. **Journal of engineering mechanics**. v. 122, n. 8, p. 778–787. 1996.

DURAÑONA, V.; MARCHESONI, E.; SALLÉS, R. A first characterization of high winds that affect the energy distribution system of Uruguay and their related effects. **Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics**. 184, 128–138. 2019.

EL DAMATTY, A.; HAMADA, A.; ELAWADY, A. Development of Critical Load Cases Simulating the Effect of Downbursts and Tornados on Transmission Line Structures. **The Eighth Asia-Pacific Conference on Wind Engineering**, Chennai, India, 2013.

FADEL MIGUEL, Leandro F. F. RIERA, J.D Loads induced on tall structures by thunderstorm winds in temperate latitudes. **International Conference on Structural Safety and Reliability**. Nova York, EUA, 2013.

FADEL MIGUEL, Leandro F., KAMINSKI Jr., J., FADEL MIGUEL, Letícia F., RIERA, J.D., MENEZES, R.C.R. Dynamic response of a 190m-high transmission tower for a large river crossing. **Journal of Civil Engineering and Management**. Volume 22(4): 509–519. 2016.

FADEL MIGUEL, Letícia F.; FADEL MIGUEL, Leandro. F.; RIERA, J. D.; KAMINSKI JR, J.; MENEZES, R. C. Assessment of code recommendations through simulation of EPS wind loads along a segment of a transmission line. **Engineering Structures**, 2012. v. 43, p. 1–11.

FADEL MIGUEL, Letícia F.; RIERA, J. D.; FADEL MIGUEL, Leandro F. Assessment of downburst wind loading on tall structures. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**. v. 174, p. 252-259. 2018.

FOX, R. W. McDONALD, A. T. **Introdução à mecânica dos fluidos**. 5.ed. Rio de Janeiro: LTC, 2001.

FUJITA, T. T. **The downburst: microburst and macroburst**. University of Chicago, 1985.

FUJITA, T. T. Downbursts: meteorological features and wind fields characteristics. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, 1990.

GHENO, R. M. **Campo de velocidades gerado pela combinação de ventos convectivos e sinóticos em cabos suspensos**. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2014.

GOMES, L., VICKERY, B.J., Extreme wind speeds in mixed wind climates. **Journal of Industrial Aerodynamics**. 2, 331–344. 1978.

HANGAN, H.; KIM, J.; XU, D. Z. The simulation of downbursts and its challenges. **Structures** 2004. 2004.

HJELMFELT, M. R. The microbursts of 22 June 1982 in JAWS, **Journal of the Atmospheric Sciences**, American Meteorological Society, 44, 1646-1665, 1987.

HJELMFELT, M.R. Structure and life cycle of microburst outflows observed in Colorado, **Journal of Applied Meteorology, American Meteorological Society**, 27, 900-927, 1988.

HOLMES, J. D. OLIVER, S. E. An empirical model of a downburst, **Engineering Structures**, Elsevier, 22, 1167-1172, 2000.

IBRAHIM, I.; EL DAMATTY, A.; ELAWADY, A.; The Dynamic Effect of Downburst Winds on the Longitudinal Forces Applied to Transmission Towers. **Frontiers in Built Environment**. 5:59. 2019.



INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION, **IEC 60826/2003: Design criteria of overhead transmission lines**. [S. l.], 2003.

IRVINE, H. M.; CAUGHEY, T. K. The linear theory of free vibrations of a suspended cable. **Proceedings of the Royal Society of London. Series A**, Vol. 341, p. 299–315. 1974.

IVAN, M. A ring–vortex downburst model for flight simulations. **Journal of Aircraft**, 23:232–6. 1986.

KAMINSKI JR., J. MIGUEL, Letícia F. F.; MENEZES, R. C. R.; MIGUEL, Leandro F. F. Aspectos relevantes na análise dinâmica de torres de LT submetidas à ruptura de cabos. **XVIII SNPTEE**, 2005.

KAŇÁK, J.; BENKO, M.; SIMON, A.; AND SOKOL, A. 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 Eng. Ind. Aerodyn.**, 95(4) (2007) 279-298.

LIMA, D. R. O.; 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. **In: Congresso Brasileiro de Meteorologia**, 2004.

LOREDO-SOUZA, A. M. **The behavior of transmission lines under high winds**. The University of Western Ontario, Canada, 1996.

LOREDO-SOUZA, A. M.; PALUCH, M. J.; SCHETTINI, E. B. C. **Simulação da Camada Limite Atmosférica em Túnel de Vento**. Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas (ABCM). IV Escola de Primavera de Transição e Turbulência. Porto Alegre, 2004.

LOREDO-SOUZA, A. M.; LIMA, E. G.; VALLIS, M. B.; ROCHA, M. M.; WITTEWER, A. R.; OLIVEIRA, M. G.K. Downburst related damages in Brazilian buildings: Are they avoidable? **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 185, p. 33-40, 2019.

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.

MCDONALD, B.; PEYROT, A. Sag-tension calculations valid for any line geometry. **Journal of structural Engineering**, 1990. v. 116, n. 9, p. 2374–2386.

MENEZES, R. C. R.; RIERA, J. D.; FADEL MIGUEL, Letícia F.; SILVA, J. B. On modeling the dynamic response of the 190m-high TL tower for the crossing of trombetas river in the Amazon region. **Cigré**, 2012. v. B2-212.

NEWLAND, D. E. **An Introduction to Random Vibrations, Spectral & Wavelet Analysis**. 2 ed. New York: Longman, 1984.

PONTE JR, J., **Modelagem e Simulação do Campo de Velocidades do Vento em Tormentas Elétricas**. 2005. Tese (Doutorado em Engenharia). Promec, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, RS, Brasil.

PONTE, J. J. RIERA, J.D. Wind velocity field during thunderstorms. **Wind and Structures**, An International Journal 10 (No. 3), 287–300. 2007

PONTE, J. J. RIERA, J.D. Simulation of extreme wind series caused by thunderstorms in temperate latitudes. **Struct. Saf.** 32, 231–237. 2010

OSEGUERA RM, BOWLES RL. A simple, analytic 3-dimensional downburst model based on boundary layer stagnation flow. **N.A.S.A. Technical Memorandum** 100632, 1988.

RIERA, J. D.; AMBROSINI, R. D. Analysis of structures subjected to random loading using the transfer matrix or numerical integration methods. **Engineering Structures**, 1992. v. 14, n. 3, p. 176–179.

RIERA, J.D. NANNI, L.F. Pilot study of extreme wind velocities in a mixed climate considering wind orientation. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**. 32, 11–20. Elsevier, The Netherlands. 1989.

RIERA, J. D. Sobre a definição do vento para projeto estrutural na NBR 6123 e outras normas sul-americanas. **Revista Sul-Americana de Engenharia Estrutural**. v. 13, p. 1-27. 2016

RIERA, J. D. ROCHA, M. M. Load definition for wind design and reliability assessments; extreme wind climate, **Wind Effects on Buildings and Structures**, (J. D. Riera & A. G. Davenport, Editors), A. A. Balkema, Rotterdam, 1998.

SANTOS, M., **Regionalização das velocidades extremas e temperaturas do vento no Centro-Sul do Brasil**. 1989. Dissertação (Mestrado em Engenharia). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

SAVORY, E.; PARKE, G.A.R.; ZEINODDINI, M.; TOY, N.; DISNEY, P. Modelling of tornado and microburst-induced wind loading and failure of a lattice transmission tower, **Engineering Structures** , 23, 365–375. 2001.

SHEHATA, A.Y., EL DAMATTY, A.A. SAVORY, E., Finite element modeling of transmission line under downburst wind loading, **Finite Elements Analysis and Design**, 42 (2005) 71-89. 2005.

SHINOZUKA, M; JAN, C.-M. Digital simulation of random processes and its applications. **Journal of sound and vibration**, 1972. v. 25, n. 1, p. 111–128.

SOLARI, G. De GAETANO, P. REPETTO, M.P. **Thunderstorm response spectrum: fundamentals and case study**. J. Wind Eng. Ind. Aerod. 143, 62–77. 2015.

SOLARI, G. Thunderstorm response spectrum technique: theory and applications. **Engineering Structures**. 108, 28–46. 2016.

SOLARI, G.; RAINISIO, D.; De GAETANO, P.; 2017. Hybrid Simulation of Thunderstorm Outflows and Wind Excited Response of Structures. **Meccanica**. 2017.

TROIAN, S. P. **Sobre a resposta estrutural dinâmica de uma torre estaiada de linha de transmissão submetida a ventos do tipo EPS**. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2018.

VALLIS, M.B. **Modelo Climático para Ventos Extremos no Brasil**. Tese (Doutorado). Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre, 2019.

VICROY, D.D. A Simple, Analytical, Axisymmetric Microburst Model for Downdraft Estimation. NASA TM- 104053, DOT/FAA/RD, 91/10. 1991.

VICROY, D.D. Assessment of Microburst Models for Downdraft Estimation. **Journal of Aircraft**, 29, 1043-8. 1992.

WHITE, J. **Mecânica dos fluidos**. 4<sup>a</sup> ed. Rio de Janeiro: McGraw-Hill, 2002.

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.; KWOK, C.S. An Empirically Derived Estimate for the Mean Velocity Profile of a Thunderstorm Downburst. In: **7th AWES Workshop**, Auckland, Australia, 1998.

WOOD, G.S. KWOK, K.C.S MOTTERAM, N.A. FLETCHER, D.F. **Physical and numerical modelling of thunderstorm downbursts**, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 89, 535-552, 2001.

ZHU, S. ETKIN, B. Model of the wind field in a downburst, **Journal of Aircraft**, 22 (7), 595-601, July 1985.

## APÊNDICE A

Nas Tabela A-1 a Tabela A-6 apresentam-se os valores obtidos para valor médio, desvio padrão e valor característico dos esforços dos elementos analisados para os eventos dinâmicos TS.

Tabela A-1: Esforços de tração para o carregamento TS, torre 1

Elemento	Valor médio (N)	Desvio padrão (N)	Valor característico (N)
3	-	-	-
4	-	-	-
62	-	-	-
64	-	-	-
322	-	-	-
323	2.133,6	1.502,2	8.142,3
106	10.618,8	1.451,3	16.424,0
110	-	-	-
109	-	-	-
107	-	-	-
140	186.339,3	588,8	188.694,7
142	22.809,7	591,6	25.176,0
397	324.463,9	1.189,9	329.223,5
398	53.624,8	879,2	57.141,5
147	149.776,2	525,2	151.876,9
148	26.418,9	516,5	28.485,0
193	42.371,7	634,4	44.909,5
197	85.296,0	627,8	87.807,3
388	-	-	-
390	10.739,0	508,2	12.771,8
401	298.867,1	1.082,9	303.198,6
402	46.794,9	796,3	49.980,3

Tabela A-2: Esforços de compressão para o carregamento TS, torre 1

Elemento	Valor médio (N)	Desvio padrão (N)	Valor característico (N)
3	- 161.801,5	1.181,4	- 166.526,9
4	- 139.490,1	1.099,4	- 143.887,6
62	- 29.680,7	454,3	- 31.498,0
64	- 18.402,8	459,9	- 20.242,5
322	- 48.804,1	1.497,4	- 54.793,9
323	- 34.197,2	1.502,2	- 40.205,9
106	- 66.570,9	1.451,3	- 72.376,1
110	- 141.507,5	1.395,6	- 147.090,1

109	-	13.802,3	416,5	-	15.468,4
107	-	18.706,0	431,6	-	20.432,5
140		-	-		-
142	-	127.633,8	591,6	-	130.000,1
397		-	-		-
398	-	542,4	879,2	-	4.059,0
147		-	-		-
148	-	98.198,1	516,5	-	100.264,2
193		-	-		-
197		-	-		-
388	-	51.254,5	524,7	-	53.353,4
390	-	34.537,5	508,2	-	36.570,3
401		-	-		-
402		-	-		-

Tabela A-3: Esforços de tração para o carregamento TS, torre 2

Elemento	Valor médio (N)	Desvio padrão (N)	Valor característico (N)
3	-	-	-
4	-	-	-
62	-	-	-
64	-	-	-
322	-	-	-
323	5.549,6	1.183,5	10.283,6
106	-	-	-
110	-	-	-
109	-	-	-
107	-	-	-
140	198.299,0	613,5	200.753,0
142	22.889,7	591,0	25.253,5
397	363.316,6	1.073,6	367.610,8
398	53.343,4	766,9	56.411,0
147	161.997,0	551,5	164.202,9
148	26.348,7	517,1	28.417,1
193	42.521,0	664,8	45.180,4
197	77.650,0	656,0	80.274,1
388	-	-	-
390	7.449,8	508,0	9.481,7
401	317.205,3	967,1	321.073,8
402	46.961,4	681,1	49.685,8

Tabela A-4: Esforços de compressão para o carregamento TS, torre 2

Elemento	Valor médio (N)	Desvio padrão (N)	Valor característico (N)
3	- 174.096,7	1.132,4	- 178.626,2
4	- 155.316,1	1.070,1	- 159.596,4
62	- 38.807,6	392,9	- 40.379,3
64	- 21.967,7	383,6	- 23.502,0
322	- 42.435,9	1.222,4	- 47.325,5
323	- 47.027,7	1.183,5	- 51.761,8
106	- 50.756,9	1.264,1	- 55.813,4
110	- 186.029,9	1.264,0	- 191.085,8
109	- 21.199,0	335,1	- 22.539,3
107	- 14.833,1	346,6	- 16.219,5
140	-	-	-
142	- 159.803,6	591,0	- 162.167,5
397	-	1.073,6	-
398	- 95,0	766,9	- 3.162,6
147	-	-	-
148	- 120.429,9	517,1	- 122.498,3
193	- 12.025,2	664,8	- 14.684,6
197	-	-	-
388	- 62.281,1	528,5	- 64.395,3
390	- 34.443,7	508,0	- 36.475,5
401	-	-	-
402	-	-	-

Tabela A-5: Esforços de tração para o carregamento TS, torre 3

Elemento	Valor médio (N)	Desvio padrão (N)	Valor característico (N)
3	-	-	-
4	-	-	-
62	-	-	-
64	-	-	-
322	-	-	-
323	-	-	-
106	-	-	-
110	-	-	-
109	-	-	-
107	-	-	-
140	174.120,9	587,3	176.470,3
142	23.062,1	578,1	25.374,5
397	334.289,9	965,8	338.153,0
398	53.192,7	726,4	56.098,4

147	146.570,0	524,4	148.667,7
148	26.356,4	514,8	28.415,6
193	42.704,2	649,8	45.303,3
197	69.951,2	639,1	72.507,6
388	-	-	-
390	-	-	-
401	277.184,2	898,6	280.778,6
402	47.199,5	669,4	49.877,0

Tabela A-6: Esforços de compressão para o carregamento TS, torre 3

Elemento	Valor médio (N)	Desvio padrão (N)	Valor característico (N)
3	- 172.534,5	1.099,8	- 176.933,8
4	- 147.082,2	1.052,8	- 151.293,6
62	- 49.818,7	350,9	- 51.222,5
64	- 34.057,1	351,2	- 35.461,8
322	- 73.132,1	1.150,8	- 77.735,4
323	- 54.945,7	1.063,3	- 59.199,1
106	- 74.215,9	1.227,7	- 79.126,6
110	- 192.791,1	1.182,0	- 197.519,1
109	- 22.310,2	316,7	- 23.577,2
107	- 23.276,9	333,9	- 24.612,5
140	-	-	-
142	- 151.740,9	578,1	- 154.053,3
397	-	-	-
398	-	-	-
147	-	-	-
148	- 109.647,7	514,8	- 111.706,8
193	- 19.009,5	649,8	- 21.608,5
197	-	-	-
388	- 72.960,7	514,5	- 75.018,8
390	- 34.341,5	499,2	- 36.338,1
401	-	-	-
402	-	-	-



## APÊNDICE B

Disponibilizam-se os gráficos da evolução no tempo para o evento dinâmico EPS simulado, para os elementos selecionados, nas Figura B- 1 a Figura B- 22.

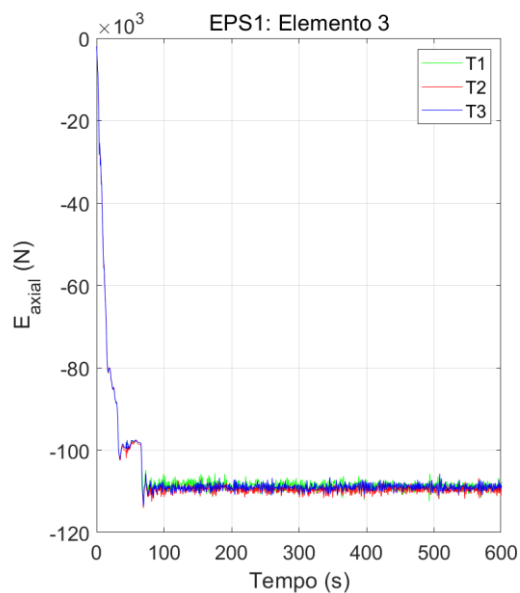


Figura B- 1 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 3.

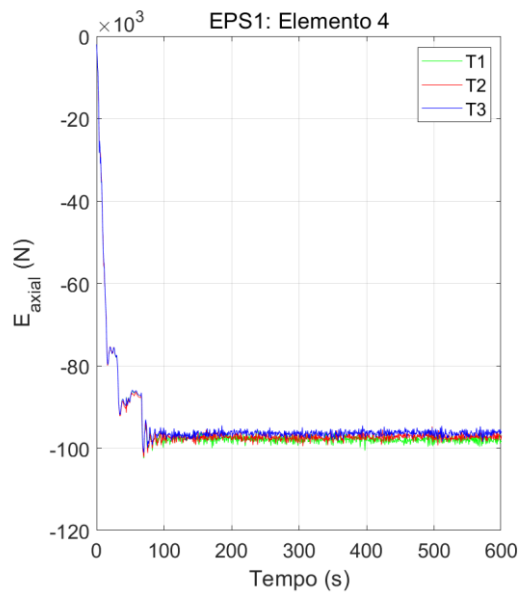


Figura B- 2 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 4.

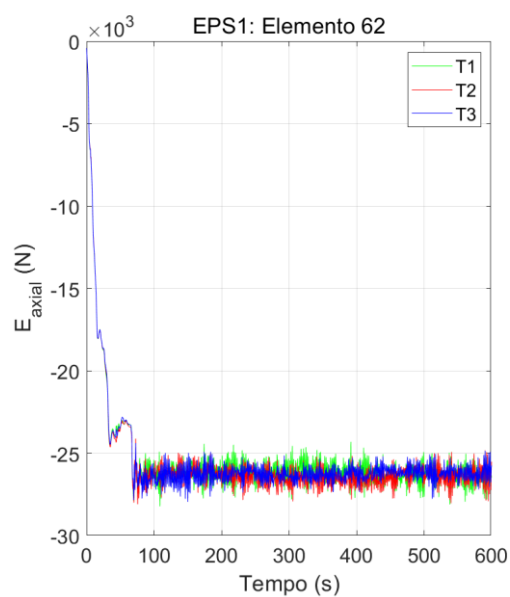


Figura B- 3 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 62.

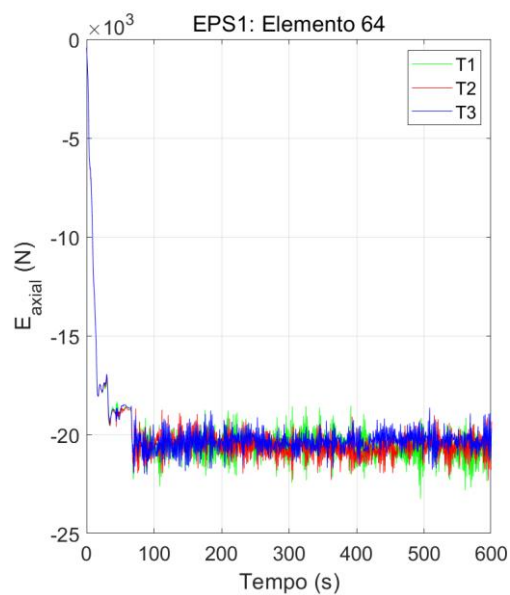


Figura B- 4 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 64.

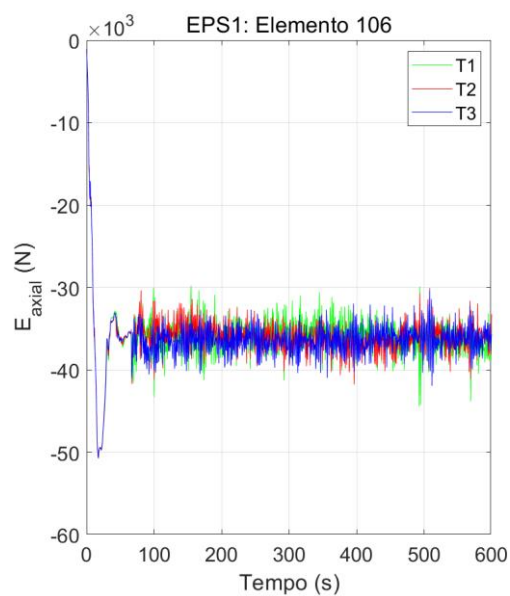


Figura B- 5 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 106.

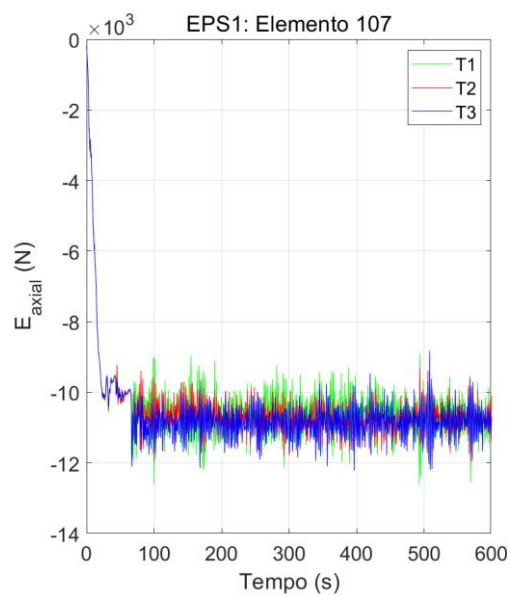


Figura B- 6 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 107.

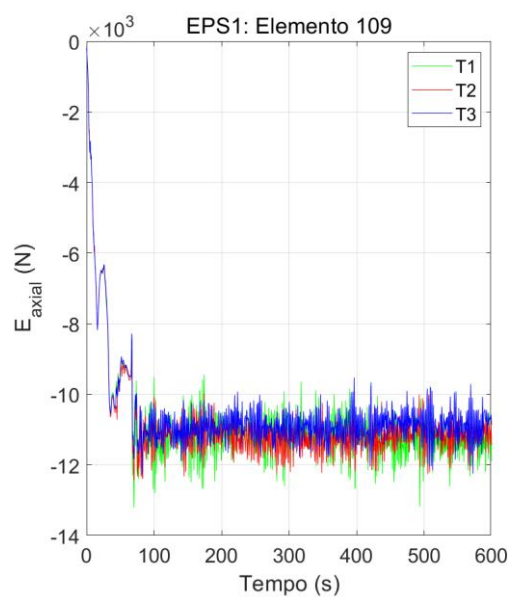


Figura B- 7 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 109.

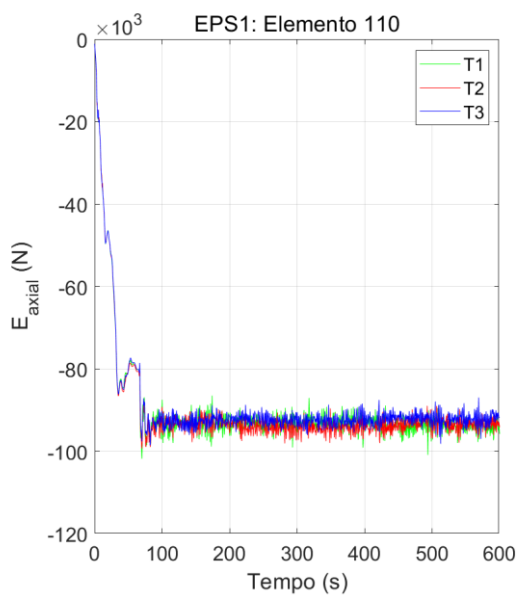


Figura B- 8 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 110.

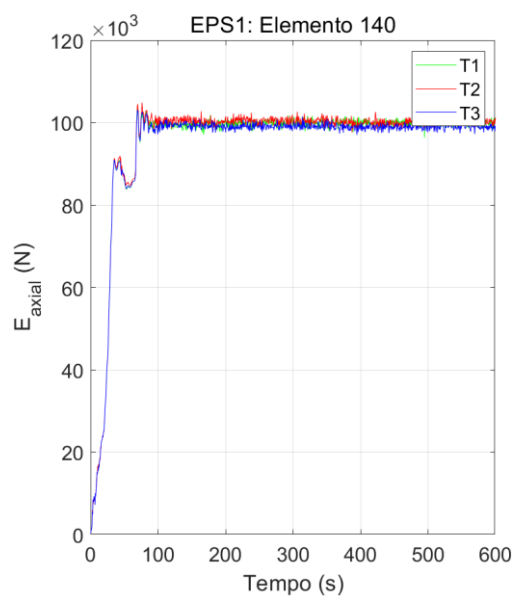


Figura B- 9 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 140.

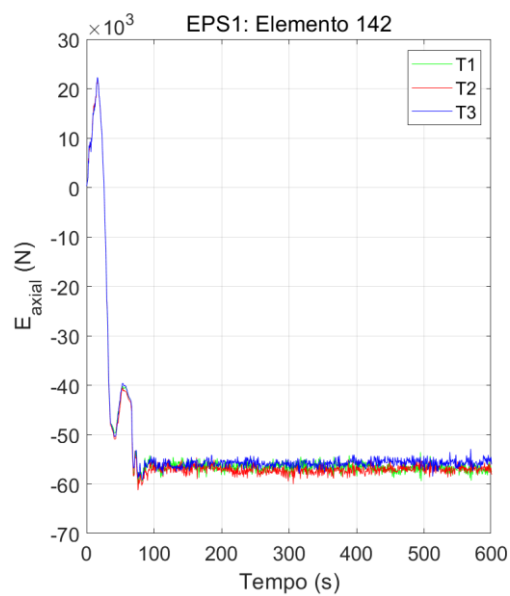


Figura B- 10 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 142.

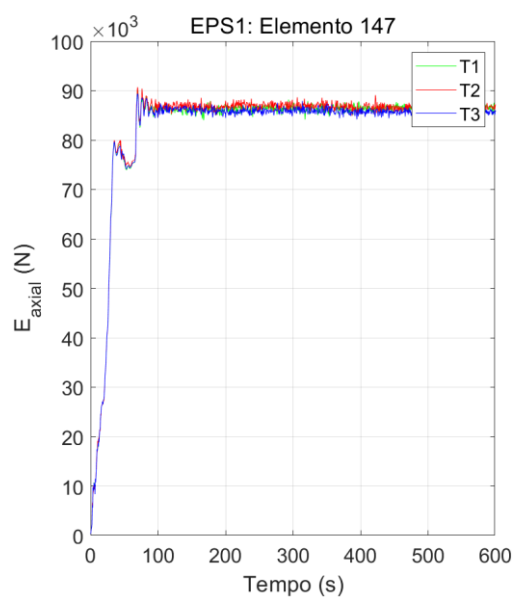


Figura B- 11 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 147.

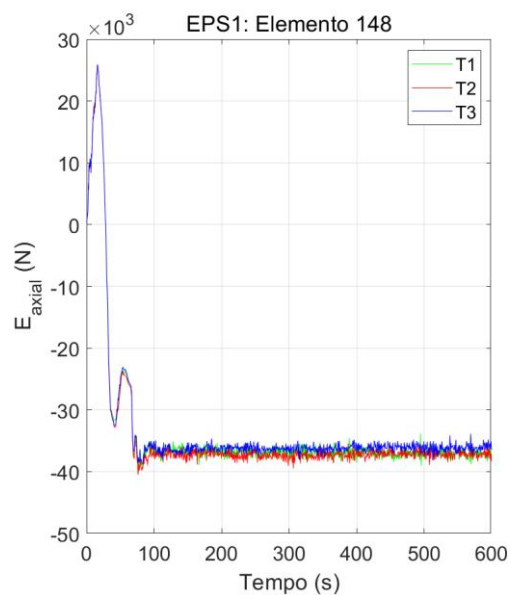


Figura B- 12 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 148.

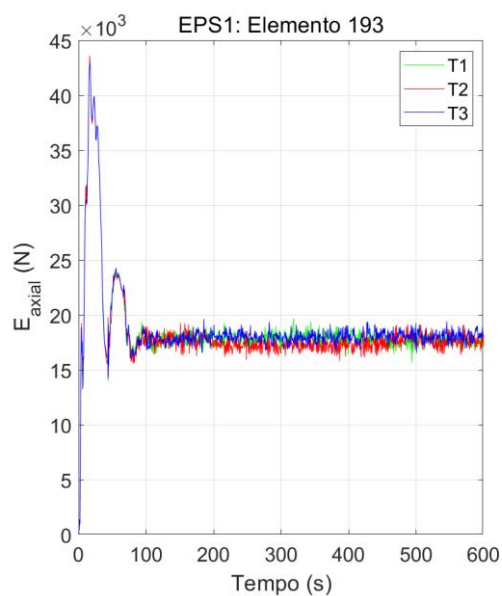


Figura B- 13 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 193.

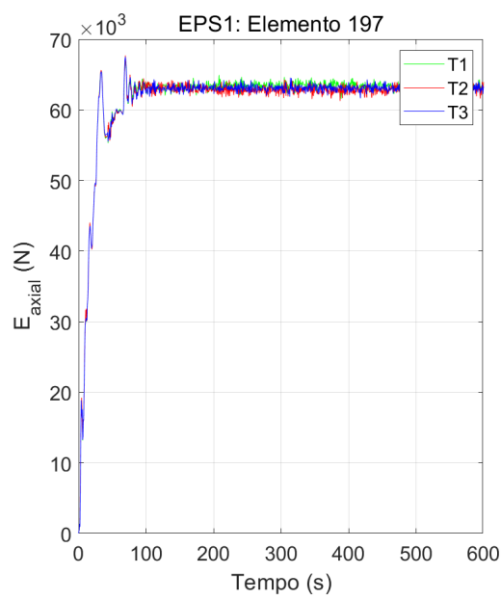


Figura B- 14 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 197.

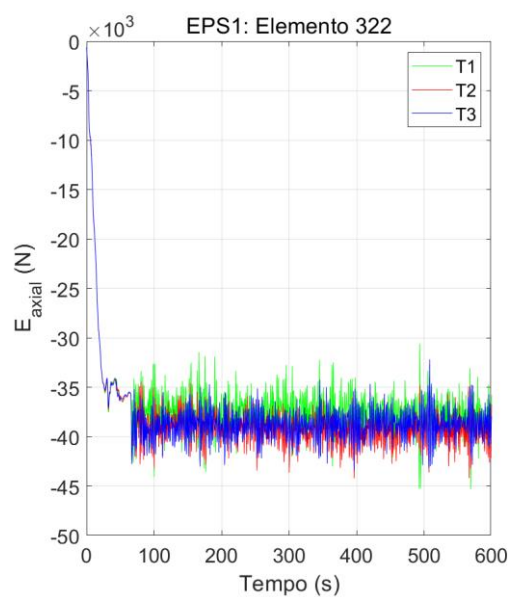


Figura B- 15 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 322.

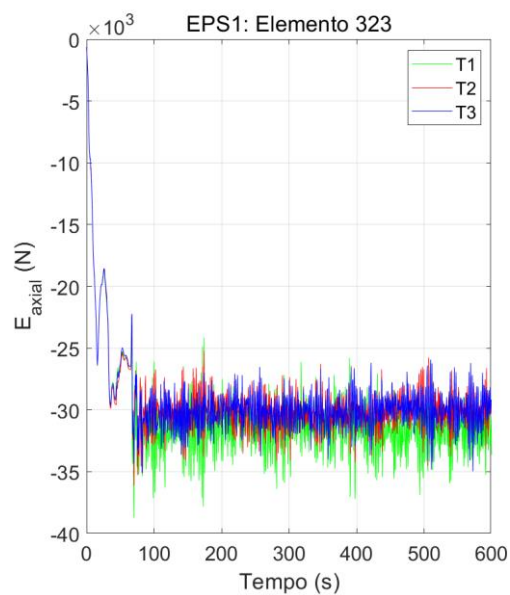


Figura B- 16 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 323.



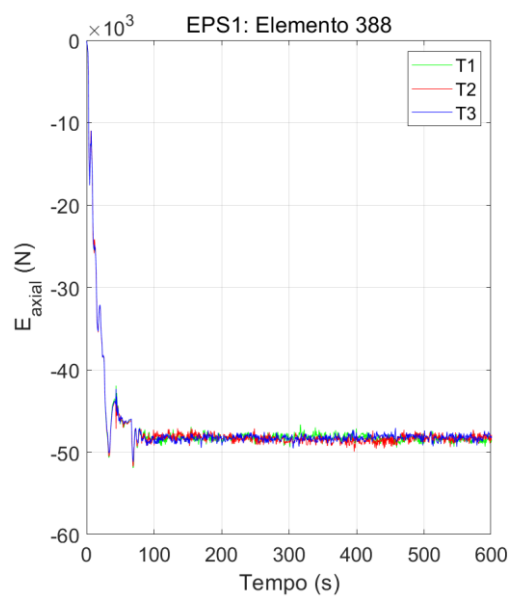


Figura B- 17 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 388.

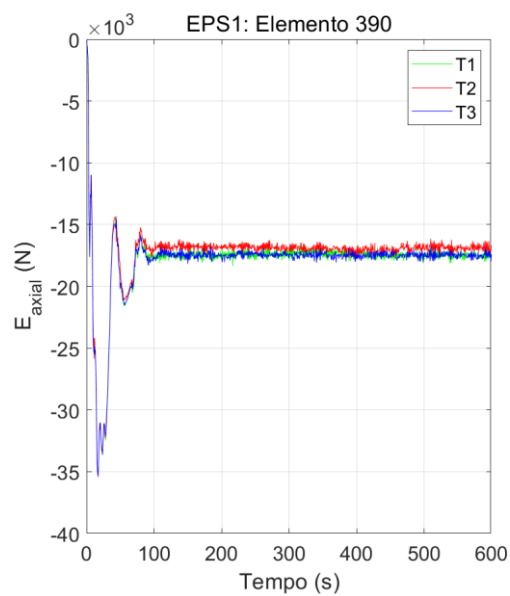


Figura B- 18 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 390.

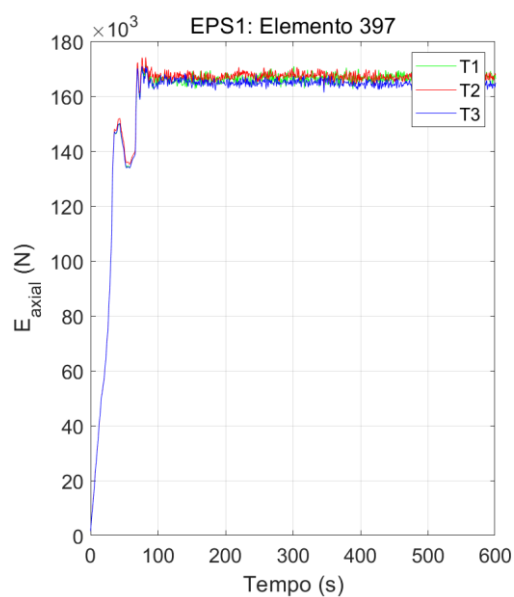


Figura B- 19 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 397.

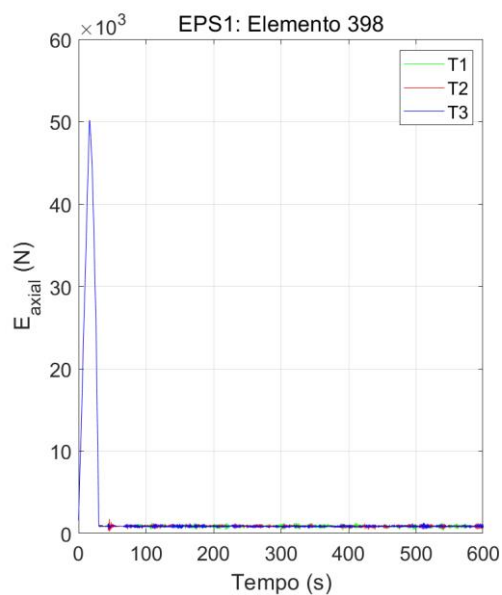


Figura B- 20 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 398.

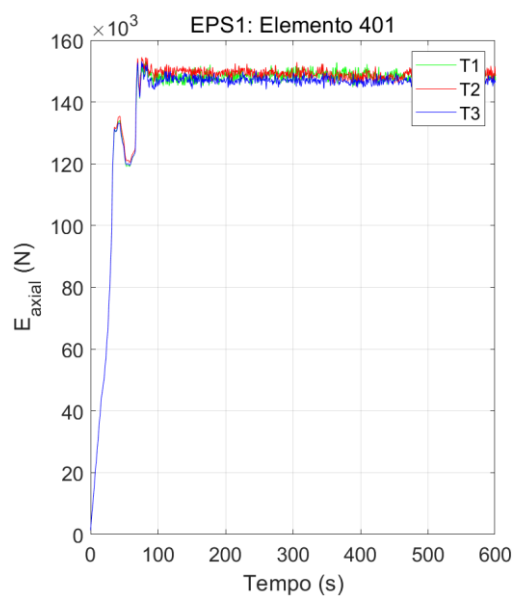


Figura B- 21 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 401.

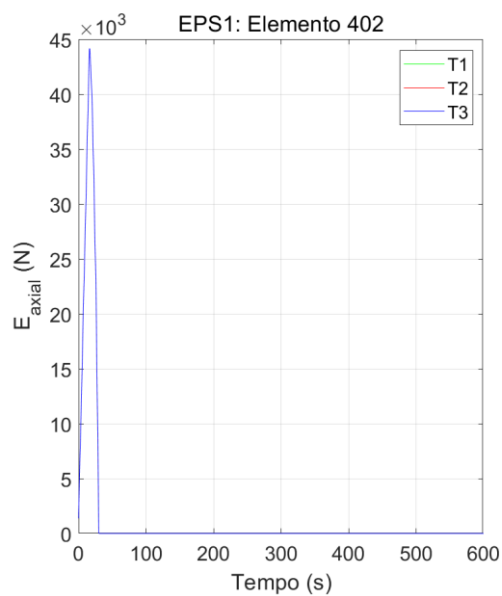


Figura B- 22 – Esforços axiais ao longo do tempo para EPS: elemento 402.